

DOI: 10.11779/CJGE202104018

# 分舱板对海上风电复合筒型基础承载特性的影响研究

蔡正银<sup>1</sup>, 王清山<sup>\*1</sup>, 关云飞<sup>1</sup>, 韩迅<sup>1</sup>, 李文轩<sup>2</sup>

(1. 南京水利科学研究院岩土工程研究所, 江苏南京 210024; 2. 江苏道达海上风能工程科技有限公司, 江苏南通 226000)

**摘要:** 为了增强结构强度、浮运稳定性以及实现下沉过程的精细化调平, 复合筒型基础钢筒内须设置分舱板, 但目前有关分舱板对基础承载特性影响的研究尚不深入。以 6.45 MW 海上风机复合筒型基础为例, 基于有限元数值模拟, 研究了不同转动状态和不同结构尺寸下蜂窝状分舱板对复合筒型基础承载特性的影响, 并评价了分舱板形式、高度和厚度对基础承载力的影响效果。研究表明, 分舱板的存在可明显提高基础的承载力, 其作用随筒体转角的增大而增大; 筒体高径比为 0.33 时, 分舱板对基础承载力的提高效果最佳, 当筒体转角达到风机正常使用最大转角 0.5° 时, 基础承载力可提高 9.23%; 分舱板的存在不影响转动中心的运动规律, 但分舱板对转动中心竖向位置的影响明显大于水平位置。设计时应考虑分舱板对复合筒型基础承载力的提高作用, 并可以适当优化分舱板形式、高度以及厚度。

**关键词:** 分舱板; 海上风电; 复合筒型基础; 承载特性; 数值模拟

中图分类号: TU476 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2021)04-0751-09

作者简介: 蔡正银(1965—), 男, 江苏海安人, 教授级高级工程师, 博士生导师, 主要从事土与结构相互作用、土工模型试验方面的研究工作。E-mail: zyc@nhri.cn。

## Influences of bulkheads on bearing characteristics of composite bucket foundation of offshore wind turbines

CAI Zheng-yin<sup>1</sup>, WANG Qing-shan<sup>1</sup>, GUAN Yun-fei<sup>1</sup>, HAN Xun<sup>1</sup>, LI Wen-xuan<sup>2</sup>

(1. Geotechnical Engineering Department, Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing 210024, China; 2. Offshore Wind Power Engineering Technology Limited Company of Jiangsu Daoda, Nantong 226000, China)

**Abstract:** In order to enhance the strength of the structures and the stability of the floating process and to realize the fine leveling of the sinking process, the bulkheads must be installed in the composite bucket foundation. However, the researches on the influences of bulkheads on the bearing characteristics of foundation are not in-depth. Taking the composite bucket foundation of 6.45 MW offshore wind turbine as an example, a series of FEM numerical simulations are conducted to study the influences of honeycomb bulkheads as well as bulkheads form, height and thickness on the bearing characteristics under different rotational states and structural dimensions. The results show that the bulkheads can obviously enhance the bearing capacity, and the enhancement effect increases with the increase of rotational angle. When the aspect ratio of bucket foundation is 0.33, the bulkheads have the best enhancement effect for bearing capacity. When the rotational angle reaches 0.5° which is the maximum rotational angle of offshore wind turbine in normal operation, the bearing capacity of the foundation can be increased by 9.23%. The bulkheads can not change the motion law of the rotation center, but the influences of bulkheads on the vertical position of rotation center are obviously greater than those on the horizontal position. The influences of bulkheads on the bearing capacity of composite bucket foundation should be considered in the design. In addition, the form, height and thickness of bulkheads can be optimized appropriately.

**Key words:** bulkhead; offshore wind turbine; composite bucket foundation; bearing characteristic; numerical simulation

## 0 引言

海上风能作为一种清洁的可再生能源, 成为缓解全球能源紧张形势的新方向, 发展海上风电也是中国能源结构转型的重要战略支撑。作为海上风机的重要组成部分, 目前常用的基础形式包括单桩基础、重力式基础、导管架基础和筒型基础等。其中筒型基础是

一种依靠自重和负压下沉的薄壁结构, 具有施工简便、工期短和造价低等优点, 具有广泛的应用前景<sup>[1]</sup>。

基金项目: 国家自然科学基金项目(51879167); 南京水利科学研究院基金项目(Y319006, Y317011, Y319012)

收稿日期: 2020-07-02

\*通信作者(E-mail: wangqingshan87@163.com)

鉴于筒型基础的诸多优点,针对中国近海风电场的风力条件和地质特点,一种便于海上快速施工建造、抗倾覆能力强、适用于多种地基土质的新型海上风电筒型基础-复合筒型基础被研发应用,如图 1 所示。复合筒型基础首先在陆上完成建造以及风机结构的组装,而后通过特制船舶浮运至沉降点,在自重和负压作用下完成下沉安装,可以实现“生产—组装—安装”的一体化,克服了海上风电基础面临的海上施工窗口期短和施工难度大等难题。



图 1 海上风电复合筒型基础

Fig. 1 Composite bucket foundation for offshore wind turbines

与海洋钻井平台、防波堤工程等使用的传统窄深型筒型基础不同,海上风电复合筒型基础是一种直径超大、入土相对较浅的宽浅型筒型基础,可以抵抗风机结构传递的巨大水平荷载和弯矩,基础高径比通常小于 0.5, 基础直径可达 40 m<sup>[2]</sup>。窄深型筒型基础主要依靠筒壁承载,而宽浅型筒型基础采用筒顶承载为主、筒壁为辅的联合承载模式<sup>[3]</sup>。刘润等<sup>[4]</sup>对比 H-M 空间破坏包络线,发现相同用钢量的宽浅型筒型基础比窄深型筒型基础具有更好的抵抗水平荷载和弯矩的能力。作为典型的宽浅型筒型基础,复合筒型基础由于直径大,在海上浮运和负压下沉过程中不易控制平衡,需要对钢筒进行分舱,实现对各隔舱的独立控制,分舱可以增强结构的强度、海上浮运的稳定性以及实现下沉过程的精细调平<sup>[5]</sup>。然而,由于蜂窝状分舱板的存在,使得筒土之间的相互作用变得更为复杂,设计时一般未充分考虑分舱板对基础承载力的作用。

承载特性是筒型基础研究的关键问题之一,国内外学者已通过数值模拟<sup>[6-8]</sup>、试验研究<sup>[9-11]</sup>和理论分析等<sup>[12-14]</sup>方法开展了大量研究工作,然而目前的研究仍以无分舱板的窄深型筒型基础为主。马鹏程等<sup>[2]</sup>、刘永刚等<sup>[15]</sup>、Ding 等<sup>[16]</sup>和 Wang 等<sup>[17]</sup>通过数值模拟、大比尺模型试验和离心模型试验研究了复合筒型基础的承载特性,结果表明复合筒型基础无论是形式还是受力模式,均与传统窄深型筒型基础不同。部分学者也针对筒型基础的分舱板进行了研究,乐从欢等<sup>[18]</sup>通过数值模拟分析了蜂窝状分舱板对混凝土筒型基础单向

承载力和破坏模式的影响,结果表明有、无分舱板两种筒型基础的破坏模式相似,蜂窝状分舱板的存在提高了筒型基础水平和弯矩极限承载力,同时降低了极限状态下水平位移和转角,练继建等<sup>[19]</sup>和 Sun 等<sup>[20]</sup>室内模型试验和数值模拟研究也得到相似的结论。肖忠等<sup>[21]</sup>基于数值模拟方法考虑软土地基的非均质性,研究了十字形分舱板对筒型基础各单向承载力和破坏机理的影响,并提出单向承载力简化计算公式。研究成果表明分舱板的存在可以对筒型基础承载力以及结构位移等产生影响。然而,现有的研究主要集中在分舱板对筒型基础单向极限承载力以及破坏模式的影响方面且研究成果较少,有关分舱板对复合筒型基础承载特性影响的研究尚不深入。

实际为保证风机的正常使用必须严格控制其运行过程的最大转角, DNV 规范<sup>[22]</sup>和国内设计规范<sup>[23]</sup>均规定风机正常运行期内基础转角不应超过 0.5°。本文通过建立不同尺寸的复合筒型基础三维有限元模型,研究不同转动状态下蜂窝状分舱板对该宽浅型筒型基础承载力、结构位移以及转动中心位置的影响,并进一步分析分舱板形式、高度和厚度对基础承载力的影响,为结构设计优化提供参考。

## 1 6.45 MW 海上风机复合筒型基础方案

### 1.1 结构尺寸

为了研究分舱板对复合筒型基础承载特性的影响,以江苏大丰海上风电场 6.45 MW 风机复合筒型基础为背景,并对筒型基础结构进行了概化,数值模拟复合筒型基础如图 2 所示。其中双曲面过渡段为钢筋混凝土结构,高 25 m, 壁厚 0.6 m。钢筋混凝土梁板结构总高 1.5 m, 直径 36 m, 由 6 根 1 m 宽主梁、12 根 0.5 m 宽次梁和 0.3 m 厚底板 3 部分组成。下部钢筒直径 36 m, 筒高 10 m, 外筒壁厚 25 mm; 12 块相同尺寸的分舱板将钢筒内部分成蜂窝状隔舱, 分舱板为高 10 m、厚 15 mm 的钢板; 钢筒筒盖为 6 mm 厚钢板, 主要为保证浮运和下沉过程筒体的气密性。

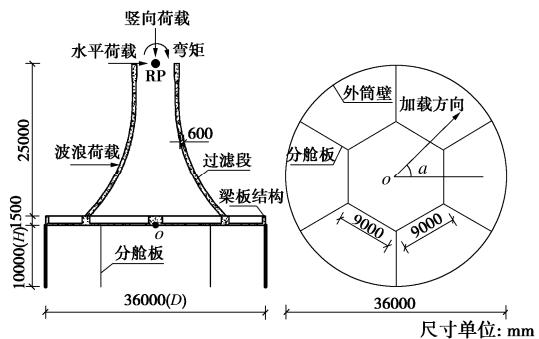


图 2 基础结构尺寸及加载示意图

Fig. 2 Schematic graph of foundation dimensions and loading

## 1.2 地基土层

风机机位处钻孔浅层 20 m 以上为淤泥质粉质黏土和粉质黏土, 无液化土层存在, 钻孔深度 40 m 以下以中密–密实的粉砂土为主。为了更好获得复合筒型基础的受力与变形特性, 本文模拟的地基土层取近海均质粉质黏土, 土层基本物理指标: 浮重度  $9.3 \text{ kN/m}^3$ , 有效黏聚力  $15.6 \text{ kPa}$ , 有效内摩擦角  $30.9^\circ$ , 静止侧压力系数 0.49。

## 2 三维有限元模型的建立

### 2.1 计算模型和网格划分

利用 ABAQUS 有限元软件建立 6.45 MW 海上风机复合筒型基础三维有限元模型。为了对比分舱板对不同尺寸复合筒型基础承载特性的影响, 分别建立了筒径  $D$  为 36 m, 筒高  $H$  为 8, 10, 12, 15, 18 m 的有分舱板和无分舱板复合筒型基础有限元模型, 所有模型的过渡段和梁板结构不变, 其中  $D$  为复合筒型基础下部钢筒的直径,  $H$  为钢筒的高度。模型的高径比  $H/D$  分别为 0.22, 0.28, 0.33, 0.42 和 0.5。

为了减小模型边界效应的影响, 所有模型地基直径均取  $5D$ , 深度方向均取  $3H$ 。网格划分采用筒体及周围土体网格较密, 离筒体较远土体网格疏松的原则。地基模型底部采用全约束, 侧面采用水平约束。有限元模型及网格划分如图 3 所示。

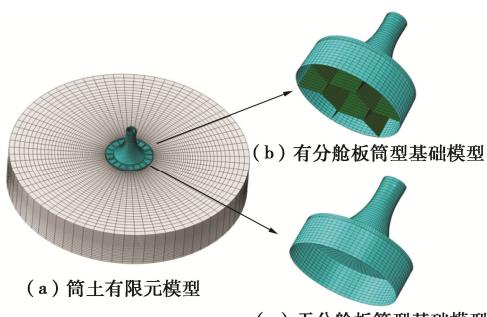


图 3 有限元模型及网格划分 ( $H/D=0.28$ )

Fig. 3 Finite element models and meshing ( $H/D=0.28$ )

### 2.2 材料属性和接触模拟

当筒体转角达到海上风机正常使用的最大转角  $0.5^\circ$  时, 地基尚未达到极限破坏状态, 因此研究不同转动状态下复合筒型基础承载性的关键在于正确描述地基土层的变形特性。目前筒型基础数值分析时地基常采用 Mohr–Coulomb 模型、D–P 模型等理想弹塑性本构模型, 这些模型主要适合分析结构整体稳定性等极限问题, 而要合理地分析复合筒型基础的变形特性显然是不合适的。本文采用“南水模型”反映土体非线性变形的特点, 该模型是双屈服面弹塑性本构模型, 能够很好描述土体的压硬性、剪胀性以及加载状

态等。本文重点分析水平静力荷载作用下分舱板对筒型基础承载性的影响, 不考虑循环荷载作用下地基土的应变软化。为了掌握地基土的变形特性, 进行了粉质黏土的三轴排水剪切试验, 整理试验数据得地基土南水模型参数如表 1 所示。

表 1 地基土南水模型参数

Table 1 NHRI model parameters of soil

土层	$c/\text{kPa}$	$\phi/(^\circ)$	$R_f$	$K$	$K_{ur}$	$n$	$c_d$	$n_d$	$R_d$
粉质	15.6	30.9	0.74	76.9	153.8	0.87	0.041	0.36	0.74
黏土									

钢筋混凝土过渡段、梁板结构以及钢筒均采用线弹性模型, 钢筋混凝土弹性模量取  $28 \text{ GPa}$ , 泊松比 0.167; 钢弹性模量取  $210 \text{ GPa}$ , 泊松比 0.3。考虑钢与土体相比弹性模量较大, 且数值模拟研究<sup>[24]</sup>和原位观测结果均表明复合筒型基础下部钢筒自身变形极微小, 因此本文数值模拟假设筒型基础整体为刚体。

过渡段与梁板、梁板与钢筒之间均采用绑定约束。而钢筒与地基、梁板侧面与地基均采用基于接触力学的接触本构模型。筒、土接触采用有限滑移, 法向硬接触, 接触压力假定不衰减。参考杨立功等<sup>[7]</sup>现场监测和离心试验结果以及 Feligha 等<sup>[25]</sup>钢土直剪试验结果, 数值模拟摩擦系数设为 0.2。此外, 本文数值模拟筒体单元与土体单元的接触行为设置为可分离模式。

### 2.3 模型荷载和加载方式

模拟采用复合加载模式, 在过渡段顶端中心设置加载参考点 RP。6.45 MW 风机传至 RP 点的竖向荷载为  $8050 \text{ kN}$ , 计算过程保持不变。作用在风机的极限风荷载等效至 RP 点, 包括水平荷载  $1780 \text{ kN}$  和弯矩  $170880 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 。与实际波浪荷载等效的 50 a 一遇的集中荷载  $7950 \text{ kN}$ , 作用在泥面以上  $7.9 \text{ m}$  处的过渡段。风电场海域海流流速较小, 海流荷载相比风荷载和波浪荷载对基础承载力的影响可以忽略。假设所有荷载均作用在同一平面, 加载如图 2 所示。

设 50 a 一遇的波浪荷载和极限风荷载等效合力为  $P_{pp}$ , 在数值模拟时同步同比例施加波浪荷载和风荷载, 模型中实际加载  $P$ , 定义荷载水平为  $P/P_{pp}$ 。

### 2.4 数值模型的验证

为了验证本文有限元模型和土体南水模型的合理性, 以课题组开展的 3MW 海上风机复合筒型基础离心模型试验作为校核依据。

试验在南京水利科学研究院  $60 \text{ g}\cdot\text{t}$  土工离心机进行, 复合筒型基础原型筒径 30 m, 筒高 12 m, 过渡段高 20 m, 试验加速度  $100g$ , 模型按等效抗弯刚度原理设计。试验采取水平单调加载的方式, 地基土采用饱和均质黏土。建立与试验相同的三维有限元模型,

具体试验过程与土体南水模型参数见文献[24]。图 4 为离心模型试验和数值模拟荷载 - 转角结果的对比。由图可见, 两种方法的荷载 - 转角曲线具有相同的变化趋势, 吻合精度较高, 验证了本文数值模型和南水模型选择的合理性。

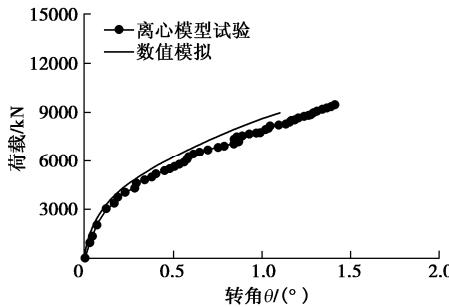


图 4 离心模型试验与数值模拟荷载 - 转角曲线对比

Fig. 4 Comparison of load-rotational angle curves between centrifugal model tests and numerical simulations

## 2.5 加载方向的确定

定义方向角  $\alpha$  为加载平面与基础剖面的水平夹角, 如图 2 所示。根据蜂窝状分舱板的结构特点, 分别取  $\alpha$  为  $0^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $20^\circ$  和  $30^\circ$  分析加载方向的影响。图 5 为不同  $\alpha$  时荷载水平 - 转角关系曲线, 结果表明复合筒型基础承载力基本不受加载方向的影响。故本文数值模拟时均以  $\alpha=0^\circ$  进行加载。

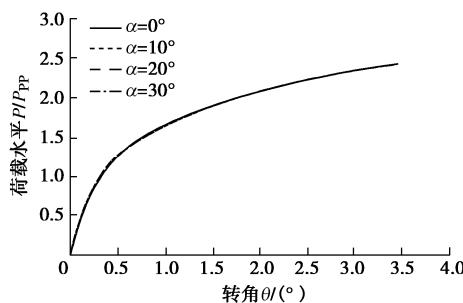


图 5 不同方向角下基础荷载水平 - 转角曲线

Fig. 5 Load level-rotational angle curves of foundations under different intersection angles

## 3 承载特性分析

### 3.1 分舱板对承载力影响

图 6 为筒径 36 m 时, 不同筒高下复合筒型基础的荷载水平 - 转角曲线。由图可见基础的荷载转角曲线均呈缓变型, 无明显的转折点。即分舱板的存在不会改变基础转角随荷载的变化趋势。并且随着筒高的增大, 筒土之间接触面积增大, 基础承载力均显著提高。

在加载初期, 基础转角较小, 地基土塑性变形不明显, 基础荷载水平 - 转角曲线近似线性变化, 且两

种筒型基础荷载转角曲线基本重合。随着荷载作用下转角逐渐增大, 基础荷载水平 - 转角曲线非线性变化明显, 且分舱板的作用越来越明显, 相同筒高时有分舱板的筒型基础承载力逐渐高于无分舱板筒型基础。

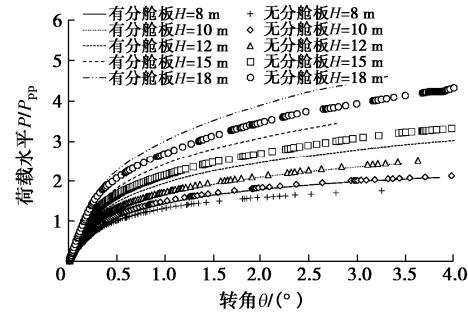


图 6 不同筒高下基础荷载水平 - 转角曲线

Fig. 6 Load level-rotational angle curves of foundations under different bucket heights

图 7 给出基础转角为  $0.5^\circ$  时, 筒高为 10 m 的复合筒型基础 (有分舱板) 位移计算结果。在水平荷载作用下, 基础发生较小的转动、平移和沉降, 加载后侧筒壁上部与土体脱离, 筒体底部与土体脱离; 加载前侧筒壁、分舱板及筒体底端均不同程度挤压土体。

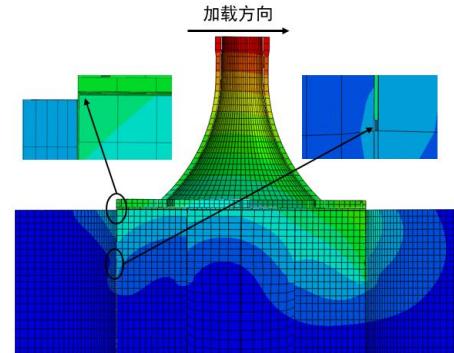


图 7 复合筒型基础位移计算结果( $H=10$  m)

Fig. 7 Results of displacement of composite bucket foundation ( $H=10$  m)

为了定量分析不同转角下蜂窝状分舱板对不同尺寸复合筒型基础承载力的作用, 将相同高度下有、无分舱板两种筒型基础的荷载水平之差定义为荷载水平增长量  $\Delta P/P_{pp}$ ,  $\Delta P/P_{pp}$  与其中无分舱板筒型基础之比定义为荷载水平增长率  $\delta$ 。 $\Delta P/P_{pp}$  和  $\delta$  随高径比  $H/D$  的变化如图 8, 9 所示。

由图 8 可知, 不同高径比  $H/D$  的复合筒型基础随着转角  $\theta$  增大,  $\Delta P/P_{pp}$  均不断增大。不同转角  $\theta$  下基础随  $H/D$  增大,  $\Delta P/P_{pp}$  也不断增大。即分舱板对基础承载力的提高随着高径比或转角的增大而增大。

由图 9 可知, 随着高径比  $H/D$  的增大, 虽然荷载水平增长量  $\Delta P/P_{pp}$  不断增大, 但荷载水平增长率  $\delta$  却呈先增后减的趋势, 并且当  $H/D=0.33$  时  $\delta$  达到最大

值。即复合筒型基础高径比为 0.33 时, 蜂窝状分舱板对基础承载力的提高效果最佳。

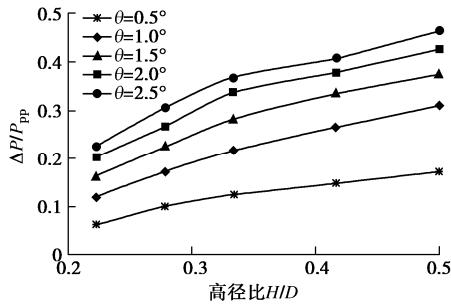


图 8  $\Delta P/P_{pp}$  随  $H/D$  的变化曲线( $D=36$  m)

Fig. 8 Variation of  $\Delta P/P_{pp}$  with  $H/D$  ( $D=36$  m)

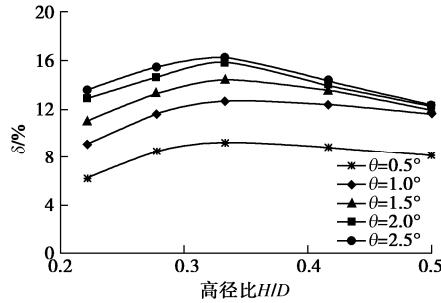


图 9  $\delta$  随  $H/D$  的变化曲线( $D=36$  m)

Fig. 9 Variation of  $\delta$  with  $H/D$  ( $D=36$  m)

此外,  $\delta$  随着  $\theta$  的增大也不断增大。当达到风机正常使用最大转角  $0.5^\circ$  时,  $\delta$  在  $H/D=0.23$  时达到最小值 6.24%,  $\delta$  在  $H/D=0.33$  时达到最大值 9.23%。若风机在使用期间遭遇超强台风、海啸等导致转角超过设计值, 对于  $H/D=0.33$  的筒型基础, 当  $\theta=2.5^\circ$  时, 分舱板对基础承载力的提高可达 16.17%。因此, 设计时应考虑分舱板对复合筒型基础承载力的贡献。

### 3.2 分舱板对结构位移影响

图 10, 11 分别给出了不同筒高下筒盖中心(图 2 中  $o$  点)的荷载水平与竖向位移、水平位移的关系曲线。其中, 竖向位移  $v$  向上为正, 水平位移  $u$  沿加载方向为正。

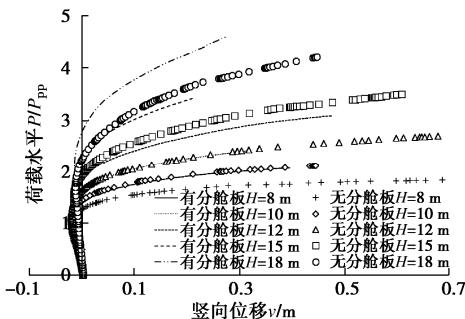


图 10 不同筒高下基础荷载水平 - 竖向位移曲线

Fig. 10 Load level-vertical displacement curves of foundations under different bucket heights

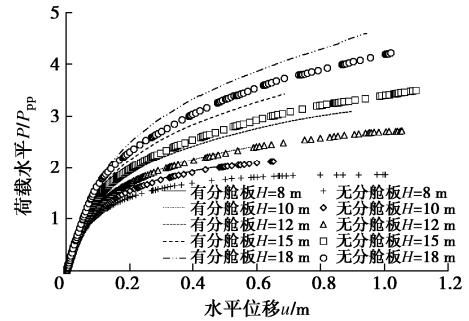


图 11 不同筒高下基础荷载水平 - 水平位移曲线

Fig. 11 Load level-horizontal displacement curves of foundations under different bucket heights

由图 10 可见, 数值模拟荷载位移曲线与练继建等<sup>[19]</sup>和李文轩<sup>[24]</sup>试验结果的变化趋势基本一致。此外, 由图 10 可见, 坚向位移  $v$  随着荷载的增大均呈先负后正, 即  $o$  点先发生较小的沉降后再向上移动, 并且相同筒高的基础荷载位移曲线逐渐发生分离。在相同的荷载水平下, 有蜂窝状分舱板筒型基础的坚向位移相对较小, 即分舱板的存在可以减小基础的坚向位移, 并且随着筒高的增大, 其作用越来越明显。

由图 11 可见, 分舱板的存在同样可以减小基础的水平位移。但分舱板对复合筒型基础坚向位移的影响明显大于对水平位移的影响。

### 3.3 分舱板对转动中心位置影响

转动中心位置的确定是分析筒型基础变形及稳定性问题的关键因素, 由转动中心和转角就可以完整描述基础整体的运动状态。筒型基础转动中心不仅与荷载水平有关, 还与土质状况、结构尺寸等因素有关。图 12, 13 给出了有、无分舱板两种筒型基础转动中心的变化规律。其中  $Z_0$  表示转动中心到筒盖底面的坚向距离;  $X_0$  表示转动中心到筒中心线的水平距离, 荷载方向水平向右, 以加载方向为正。

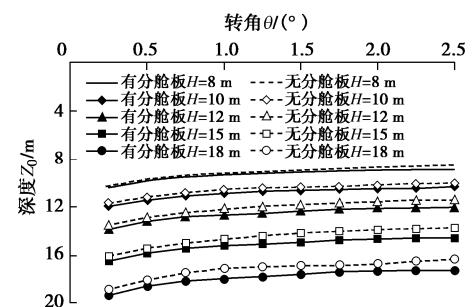


图 12 转动中心的竖向变化规律

Fig. 12 Vertical variation of rotation centers

由图 12, 13 可见, 有、无分舱板两种筒型基础的转动中心具有相同的运动规律, 均大致呈左下向右上移动, 即分舱板的存在没有改变筒型基础的运动轨迹。并且转动中心的位置在深度方向变化均较小, 而以水

平方向的变化为主。可见在荷载作用下，筒型基础除发生转动以外，还存在水平位移。此外，有分舱板筒型基础转动中心的水平位置几乎不受筒高的影响，无分舱板筒型基础转动中心的水平位置随筒高的增大略微向加载方向移动。

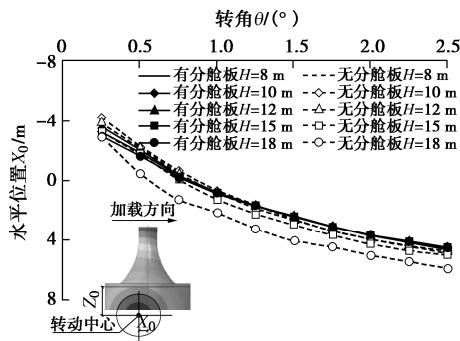


图 13 转动中心的水平向变化规律

Fig. 13 Horizontal variation of rotation centers

为了更清楚地表示转动中心的位置关系，对转动中心的位置做无量纲化处理。图 14, 15 为无量纲处理后基础转动中心的位置。

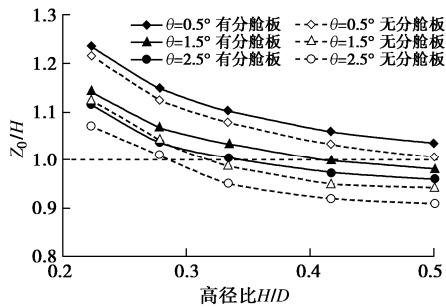


图 14 转动中心的竖向位置( $D=36\text{ m}$ )

Fig. 14 Vertical positions of rotation centers ( $D=36\text{ m}$ )

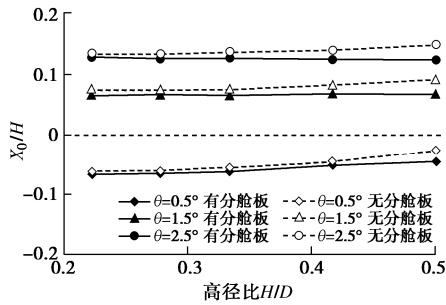


图 15 转动中心的水平位置( $D=36\text{ m}$ )

Fig. 15 Horizontal positions of rotation centers ( $D=36\text{ m}$ )

由图 14 可知，随着基础高径比  $H/D$  或转角  $\theta$  的增大，转动中心竖向位置  $Z_0/H$  均逐渐减小。在加载初期，转动中心均位于筒底以下，随着不断的加载， $H/D$  越大的筒型基础转动中心会越早的移动至筒深以内。此外，有分舱板筒型基础的转动中心竖向位置相对更低，且高径比越大，分舱板作用越明显。

与传统窄深型筒型基础承载能力极限分析时，转动中心位于筒深以内不同，如孙曦源等<sup>[6]</sup>数值模拟结果表明  $H/D=1$  的筒型基础转动中心深度为  $0.73H$ ，朱斌等<sup>[9]</sup>模型试验结果表明  $H/D=0.72$  的筒型基础转动中心在  $0.8H$  附近。而海上风机复合筒型基础设计是以转角控制，当  $\theta=0.5^\circ$  时， $H/D \leq 0.5$  的两种宽浅型筒型基础转动中心均位于筒底以下，且有蜂窝状分舱板的筒型基础转动中心竖向位置相对低 2% 左右。

由图 15 可知，相同转角时有分舱板筒型基础的转动中心水平位置略微偏左，并且随高径比  $H/D$  增大，有、无分舱板两种筒型基础转动中心水平间距有增大的趋势。但对比发现分舱板对筒型基础转动中心竖向位置的影响明显大于其对水平位置的影响。

此外，在加载初期，转动中心均位于筒中心线的左侧，随着荷载的增加，转动中心向加载方向移动。当  $\theta=0.5^\circ$  时，两种筒型基础转动中心水平位置  $X_0/D$  约为  $-0.05$ ，即此时转动中心靠近筒中心线。

#### 4 分舱板对承载力的影响因素分析

海上风电基础设计时需要控制转角，此外基础的失稳破坏主要是风、浪等荷载作用导致转角过大引起的。因此，通过荷载转角曲线评价基础的承载能力仍是复合筒型基础承载特性研究的重点。以图 2 所示 6.45 MW 海上风机复合筒型基础为数模原型，对可能的影响因素分舱板形式、高度和厚度进行分析。

##### 4.1 分舱板形式对承载力的影响

为分析分舱板形式对承载力的影响，将复合筒型基础隔舱改为 1 舱、2 舱、4 舱、5 舱（圆形）、5 舱（正四边形）、7 舱（圆形）和 7 舱（正六边形）共 7 种形式，如图 16 所示。其中括号内表示中间隔舱的形状。

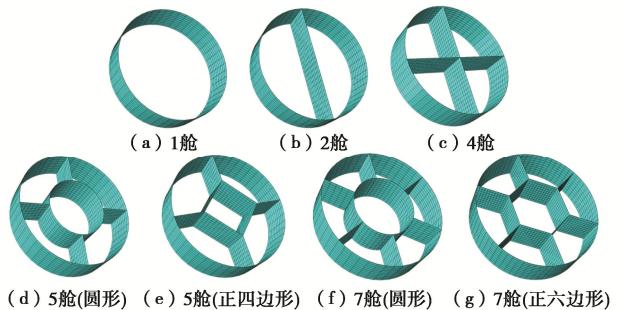


图 16 不同分舱板形式示意图

Fig. 16 Schematic graph of different bulkheads

图 17 给出了 7 种分舱板形式下基础转角随荷载水平的变化曲线。由图 17 可见，分舱板形式不影响荷载水平 - 转角曲线缓变的趋势。随着分舱板数量的增加，分舱板与土的接触面积增大，相应的基础承载力也增大。但同样的分舱板数量，中间隔舱为圆形相比中间

隔舱为正多边形的筒型基础承载力略大, 这主要是因为前者的分舱板与土接触面积相对更大。

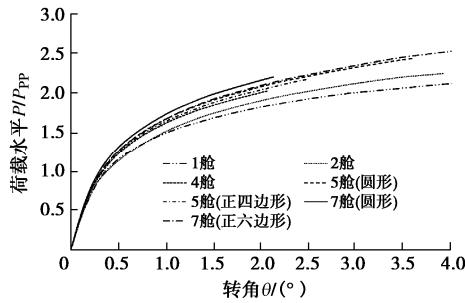


图 17 不同分舱板式下基础荷载水平 - 转角曲线

Fig. 17 Load level-rotational angle curves of foundations under different bulkhead forms

当  $\theta=0.5^\circ$  时, 7 舱(圆形)筒型基础与 7 舱(正六边形), 即蜂窝状分舱筒型基础相比, 虽然钢筒重量增加了 0.85%, 筒土接触面积增加了 1.14%, 但荷载水平却提高了 4.21%。因此从承载力角度考虑, 可使用 7 舱(圆形)分舱板优化 7 舱(正六边形)分舱板。

#### 4.2 分舱板高度对承载力的影响

图 18 为分舱板高度  $h$  分别为  $0, 0.3H, 0.5H, 0.7H, 0.9H$  和  $H$  时基础荷载水平 - 转角关系曲线。由图可见, 在相同的荷载水平下, 分舱板越高, 则筒体转角越小, 这是因为分舱板高度增大, 筒土接触面积增大, 则筒型基础抵抗转动的能力增强。

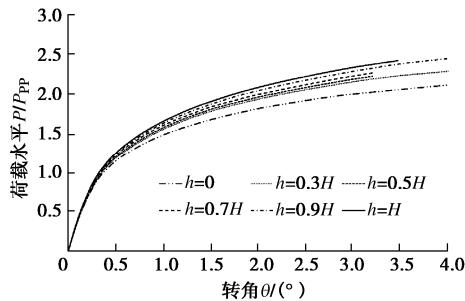


图 18 不同分舱板高度下基础荷载水平 - 转角曲线

Fig. 18 Load level-rotational angle curves of foundations under different bulkhead heights

分舱板高度的增加, 可以提高筒型基础的承载能力, 但不同分舱板高度筒型基础之间的荷载水平增长率却不尽相同。如转角由  $0.5^\circ$  增至  $2.5^\circ$  时, 分舱板高度  $h=0.5H$  的基础相比  $h=0.3H$  的基础, 荷载水平增长率仅由 1.28% 增至 1.39%, 而分舱板高度  $h=0.3H$  的基础相比无分舱板的基础, 荷载水平增长率却由 3.03% 增至 7.21%。此外, 分舱板高度的减小同样可以减小下沉过程阻力, 因此在满足结构强度和浮运要求的前提下, 可适当优化分舱板的高度。

#### 4.3 分舱板厚度对承载力的影响

为分析分舱板厚度对复合筒型基础承载力的影

响, 分别取分舱板厚度  $t$  为 0, 5, 10, 15 和 20 mm 进行数值分析。图 19 为 5 种不同分舱板厚度下筒型基础转角随荷载的变化曲线。

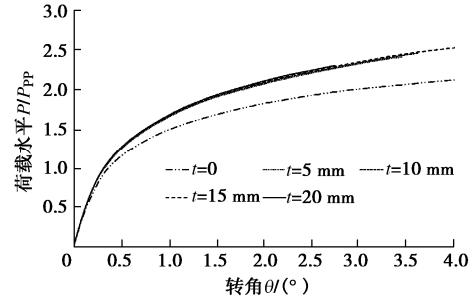


图 19 不同分舱板厚度下基础荷载水平 - 转角曲线

Fig. 19 Load level-rotational angle curves of foundations under different bulkhead thicknesses

由图 19 可见, 分舱板厚度为 5, 10, 15 和 20 mm 的筒型基础荷载水平 - 转角曲线几乎完全重合, 并且与无分舱板筒型基础荷载转角曲线发生明显分离。即分舱板的存在可以明显提高筒型基础的承载力, 并且转角越大, 分舱板对承载力的提高效果越明显。但是分舱板厚度的增大却对基础承载力的提高几乎不起作用, 表明筒型基础钢筒筒底分担荷载比例非常小。这是因为增加分舱板的厚度, 仅是略微增大筒底与土的接触面积, 然而有、无分舱板两种筒型基础承载力的差距并非是由筒底与土的接触面积决定, 主要是因为分舱板的存在分割了筒内土体, 增大了分舱板侧面与土的接触面积引起的。

复合筒型基础设计时, 在保证结构强度、浮运及下沉要求时, 同样可以减小分舱板的厚度以节约造价。

## 5 结 论

本文通过数值模拟研究了蜂窝状分舱板对复合筒型基础承载特性的影响, 并进一步分析了分舱板形式、高度和厚度对基础承载力的影响。主要结论如下:

(1) 分舱板的存在不会改变转角随荷载水平变化的趋势, 但可以明显提高基础的承载力, 并且转角越大, 分舱板作用越明显。当高径比  $H/D$  增大时, 荷载水平增长量  $\Delta P/P_{pp}$  不断增大, 但荷载水平增长率  $\delta$  却先增后减。当复合筒型基础转动达到设计最大转角  $0.5^\circ$  时,  $\delta$  在  $H/D$  为 0.23 时达到最小值 6.24%,  $\delta$  在  $H/D$  为 0.33 时达到最大值 9.23%, 建议筒型基础解析计算时增加系数  $\delta$  以考虑分舱板对基础承载力的提高。

(2) 蜂窝状分舱板的存在不影响复合筒型基础转动中心的运动规律, 但分舱板对转动中心竖向位置的影响明显大于对水平位置的影响。当转角为  $0.5^\circ$  时,

转动中心均位于筒底以下且靠近筒中心线上, 此时筒壁土压力均处于单一土压力状态。

(3) 分舱板数量的增加, 增大了筒土接触面积, 相应基础承载力也增大。同样的分舱板数量, 中间圆形隔舱比中间正多边形隔舱的基础承载力大。当转角为  $0.5^\circ$  时, 7 舱(圆形)筒型基础比蜂窝状分舱筒型基础重量仅增加 0.85%, 承载力却提高 4.21%, 设计时可使用 7 舱(圆形)分舱板优化蜂窝状分舱板。

(4) 分舱板厚度的改变对复合筒型基础承载力几乎没有影响, 设计时基础刚度在满足海上浮运和负压下沉过程稳定性时, 可以适当优化分舱板的厚度。

## 参考文献:

- [1] WANG X F, ZENG X W, LI J L, et al. A review on recent advancements of substructures for offshore wind turbines[J]. Energy Conversion and Management, 2018, **158**: 103 - 119.
- [2] 马鹏程, 刘润, 张浦阳, 等. 黏土中宽浅式筒型基础筒土协同承载模式研究[J]. 土木工程学报, 2019, **52**(4): 88 - 97. (MA Peng-cheng, LIU Run, ZHANG Pu-yang, et al. Bucket-soil cooperative bearing capacity analysis of shallow buried bucket foundation in clay[J]. China Civil Engineering Journal, 2019, **52**(4): 88 - 97. (in Chinese))
- [3] 丁红岩, 翟少华, 张浦阳. 海上风电大尺度顶承式筒型基础承载力特性有限元分析[J]. 工程力学, 2013, **30**(6): 124 - 132. (DING Hong-yan, ZHAI Shao-hua, ZHANG Pu-yang. Finite element analysis of bearing capacity behavior of cover-load-bearing large-scale bucket foundation for offshore wind turbines[J]. Engineering Mechanics, 2013, **30**(6): 124 - 132. (in Chinese))
- [4] 刘润, 王磊, 丁红岩, 等. 复合加载模式下不排水饱和软黏土中宽浅式筒型基础地基承载力包络线研究[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(1): 146 - 154. (LIU Run, WANG Lei, DING Hong-yan, et al. Failure envelopes of large-diameter shallow buried bucket foundation in undrained saturated soft clay under combined loading conditions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(1): 146 - 154. (in Chinese))
- [5] ZHANG P Y, LIANG D S, DING H Y, et al. Floating state of a one-step integrated transportation vessel with two composite bucket foundations and offshore wind turbines[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2019, **7**, 263.
- [6] 孙曦源, 栾茂田, 唐小微. 饱和软黏土地基中桶形基础水平承载力研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(2): 667 - 672. (SUN Xi-yuan, LUAN Mao-tian, TANG Xiao-wei. Study of horizontal bearing capacity of bucket foundation on saturated soft clay ground[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(2): 667 - 672. (in Chinese))
- [7] 杨立功, 蔡正银, 徐志峰. 新型桶式基础防波堤桶体阻力分析[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(4): 747 - 754. (YANG Li-gong, CAI Zheng-yin, XU Zhi-feng. Numerical analysis of bucket resistance of new bucket foundation breakwater[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(4): 747 - 754. (in Chinese))
- [8] LIU M M, LIAN J J, YANG M. Experimental and numerical studies on lateral bearing capacity of bucket foundation in saturated sand[J]. Ocean Engineering, 2017(144): 14 - 20.
- [9] 朱斌, 应盼盼, 郭俊科, 等. 海上风电机组吸力式桶形基础承载力分析与设计[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(增刊 1): 443 - 450. (ZHU Bin, YING Pan-pan, GUO Jun-ke, et al. Analysis and design of bearing capacity of suction caisson foundations of offshore wind turbines[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(S1): 443 - 450. (in Chinese))
- [10] ZHANG Y K, GAO Y F, LI D Y, et al. H-M bearing capacity of a modified suction caisson determined by using load-/displacement-controlled methods[J]. China Ocean Engineering, 2016, **30**(6): 926 - 941.
- [11] 蒋敏敏, 蔡正银, 肖昭然, 等. 黏土中箱筒型基础防波堤静力失稳破坏模式和承载力研究[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(4): 642 - 649. (JIANG Min-min, CAI Zheng-yin, XIAO Zhao-ran, et al. Failure modes and bearing capacity of composite bucket foundation breakwater in clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(4): 642 - 649. (in Chinese))
- [12] 黎冰, 高玉峰, 沙成明, 等. 砂土中吸力式沉箱基础的最大承载力计算方法[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2012, **42**(6): 1201 - 1205. (LI Bing, GAO Yu-feng, SHA Cheng-ming, et al. Calculation method for maximum bearing capacity of suction caisson foundation in sand[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2012, **42**(6): 1201 - 1205. (in Chinese))
- [13] 肖忠, 王元战, 及春宁. 基于极限平衡法的箱筒型基础防波堤稳定性分析[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(5): 828 - 833. (XIAO Zhong, WANG Yuan-zhan, JI Chun-ning. Stability analysis of bucket foundation breakwaters based on limit equilibrium method[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, **35**(5): 828 - 833. (in Chinese))
- [14] BAGHERI P Y, SON S W, KIM J M. Investigation of the load-bearing capacity of suction caissons used for offshore

- wind turbines[J]. Applied Ocean Research, 2017, **67**: 148 - 161.
- [15] 刘永刚, 丁红岩, 张浦阳. 淤泥质黏土中复合筒型基础水平承载力试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, **38**(12): 2315 - 2321. (LIU Yong-gang, DING Hong-yan, ZHANG Pu-yang. Model tests on bearing capacity of composite bucket foundation in clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, **38**(12): 2315 - 2321. (in Chinese))
- [16] 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.
- [17] WANG X F, YANG X, ZENG X W. Lateral response of improved suction bucket foundation for offshore wind turbine in centrifuge modelling[J]. Ocean Engineering, 2017(141): 295 - 307.
- [18] 乐丛欢, 丁红岩, 张浦阳. 分舱板对海上风机混凝土筒型基础承载模式的影响[J]. 工程力学, 2013, **30**(4): 429 - 434. (LE Cong-huan, DING Hong-yan, ZHANG Pu-yang. Influences of bulkheads on the bearing mode of concrete bucket foundation for offshore wind turbine[J]. Engineering Mechanics, 2013, **30**(4): 429 - 434 (in Chinese))
- [19] 练继建, 贺蔚, 吴慕丹, 等. 带分舱板海上风电筒型基础承载特性试验研究[J]. 岩土力学, 2016, **37**(10): 2746 - 2752. (LIAN Ji-jian, HE Wei, WU Mu-dan, et al. Experimental study of bearing characteristic of bucket foundation of offshore wind turbine with bulkheads[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, **37**(10): 2746 - 2752. (in Chinese))
- [20] SUN L Q, HUO Z L, YAN S W. Numerical studies on the working mechanism and bearing capacity of bucket foundations for offshore wind turbines[J]. Journal of Coastal Research, 2015, **73**: 478 - 482.
- [21] 肖忠, 葛博睿, 王元战, 等. 十字形内隔板对桶形基础各单向承载力和破坏模式的影响分析[J]. 岩土力学, 2017, **38**(11): 3136 - 3144. (XIAO Zhong, GE Bo-rui, WANG Yuan-zhan, et al. Influence of cruciform inner clapboards on uniaxial bearing capacity and failure mode of bucket foundation[J]. Rock and Soil Mechanics, 2017, **38**(11): 3136 - 3144. (in Chinese))
- [22] Design of Offshore Wind Turbine Structures: DNV—OS—J101[S]. 2007.
- [23] 海上风电场工程风电机组基础设计规范: NB/T 10105—2018[S]. 2019. (Code for Design of Wind Turbine Generator System Foundations for Offshore Wind Power Projects: NB/T 10105—2018[S]. 2019. (in Chinese))
- [24] 李文轩. 海上风电复合筒型基础水平承载特性研究[D]. 南京: 南京水利科学研究院, 2018. (LI Wen-xuan. Horizontal Bearing Characteristics of Composite Bucket Foundation for Offshore Wind Turbine[D]. Nanjing: Nanjing Hydraulic Research Institute, 2018. (in Chinese))
- [25] FELIGHA M, HAMMOUD F, BELACHIA M, et al. Experimental investigation of frictional behavior between cohesive soils and solid materials using direct shear apparatus[J]. Geotechnical and Geological Engineering, 2016, **34**(2): 567 - 578.