

浅吃水 SPAR 型浮式风力机断缆情况下的动力响应分析

李耀隆^{1,2,3}, 李 焱^{1,2,3}, 高 靖^{1,2,3}, 张若瑜^{1,2,3}, 唐友刚^{1,2,3}, 刘佳琪^{1,2,3}

(1. 天津大学水利工程仿真与安全国家重点实验室, 天津 300350; 2. 天津大学天津市港口与海洋工程重点实验室, 天津 300350; 3. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350)

摘要: 随着风电开发逐渐走向深远海, 漂浮式风力机优势更为显著, 但当前国际上相对成熟的 SPAR 型浮式风力机吃水较深, 受中国海域水深条件限制, 该技术难以直接应用。为此, 本文面向 100 m 深海域, 提出一种浅吃水 SPAR 型基础, 基于三维势流理论分析其水动力性能, 在此基础上研究该浅吃水 SPAR 型浮式风力机在不同情况下断缆后的动力响应, 在时域内分析浮式风力机单根系泊缆破断后的风力机运动响应及系泊缆张力的变化。进而分析了预张力与风力机作业状态对断缆后风力机运动状态的影响。研究结果表明该浮式风力机能适应在 100 m 水深海域的正常工作, 但系泊缆断裂后浮式风力机将发生大幅漂移, 严重影响风场内其他风力机的正常作业, 并对一定范围内运行的船舶存在潜在威胁。

关键词: 浮式风力机; 水动力; 空气动力; 浅吃水 SPAR 基础; 系泊缆断裂

中图分类号: TK83; TV131.2; V211 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2023)03-0729-08

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.03.015

引 言

海上风资源具有蕴藏量大、风切变小、稳定性好、无污染等特点, 是重要的可再生能源形式之一。加快发展海上风力发电, 已经成为国家发展战略。随着近岸海域的开发逐渐趋于饱和, 风电开发逐渐走向 50 m 以上水深的中远海域。为解决固定式基础风力机在该水深海域的安全性、经济性 & 施工难度等方面的问题, 提出了浮式风力机的概念。浮式风力机技术成为人类开发海洋风能的关键技术, 是衡量国家海洋实力的重要标志之一。

当前海上风力机基础的设计理念主要来源于海上油气平台, 因此主要结构形式包括: SPAR 式、半潜式、张力腿式等^[1]。2017 年全球首个漂浮式风场 Hywind Scotland 投产, 在近三年的运行中多次成功抵抗 10 m 以上波高的恶劣海洋环境, 该风力机采用的 SPAR 型基础以其优异的水动力性能受到了国内外学者的广泛关注。

Yue 等^[2]基于叶素动量理论, 采用 FORTRAN 语言完成了水动力软件 AQWA 的二次开发, 建立

了气动-水动力-系泊线耦合系统模型, 在频域内研究了浮式风力机 SPAR 型平台的水动力性能。Salehyar 等^[3]采用气动-水动-系泊耦合动力学模型, 研究了 SPAR 型浮式风力机在非周期扰动下的动力响应, 并且分析了波浪载荷、平台运动和系统周围的波浪场之间的关系。李焱等^[4]在考虑系泊系统的非线性系泊力情况下研究了 SPAR 型浮式风力机系统的动力响应。

国内外针对风力机的研究大多关于系统在正常作业状态下的动力响应特性^[5-7]。海上浮式风力机系泊系统在极端风暴作用下, 可能发生系泊缆断裂。若断裂前系泊缆处于绷紧状态, 那么在系泊缆断裂的瞬间, 将产生巨大的冲击载荷作用到浮式基础上。与此同时, 在塔柱顶端的风载荷和气动载荷共同作用下, 很可能形成巨大的倾覆力矩, 引起风力机发生大幅度的摇摆运动, 严重情况下会导致倾覆, 造成严重的经济损失甚至人员伤亡。

Kim 等^[8]针对不同海况下 FPSU (floating production storage unit) 单根系泊缆发生断裂后浮体的动力响应进行了研究, 结果表明: 当系泊缆发生断裂后, FPSU 的纵荡运动与系泊缆内的张力出现了过

收稿日期: 2021-12-09; **修订日期:** 2022-01-05

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52001230); 中国博士后科学基金资助项目(2021T140506, 2019M651042); 上海交通大学海洋工程国家重点实验室开放基金资助项目(GKZD010081); 国家级大学生创新创业训练计划项目(202110056024)。

冲特性。孙海等^[9]针对 FPSO (floating production storage and offloading) 串靠外输过程,将大缆和系泊系统的断缆危险性分为若干个正交的最弱失效模式,进行可靠性与风险分析。Bae 等^[10]、Li 等^[11]分别针对 DeepCwind 半潜型与 Hywind SPAR 型浮式风力机在单根系泊缆破断情况下的瞬态动力响应进行了分析计算,计算结果均表明,在非共线的环境载荷作用下,系泊缆的断裂可能导致风场发生严重的漂移运动,但总体而言,对于系泊缆断裂后的浮式风力机系统动力响应研究相对较少。

本文针对一种浅吃水 SPAR 型浮式风力机,采用气动-水动-系泊-结构耦合动力学模型进行数值仿真,研究其在作业状态下不同系泊缆断裂后的动力响应特性;在此基础上进一步分析了系泊缆预张力和风力机作业状态对浮式风力机断缆后的动力响应的影响,为有效避免事故的进一步加重以及预先制定处置方案提供理论依据。

1 浅吃水 SPAR 型浮式风力机

海上浮式风力机系统主要由风力机、浮式平台基础和系泊系统三部分组成。

1.1 浅吃水 SPAR 型基础

深海的浮式风力发电机与近海的固定式风力机的主要区别在于机组基础形式。由于浮式基础是整个浮式风力机系统的支撑结构,其运动性能对风力机的安全作业有至关重要的影响。相关统计表明,目前全世界的浮式基础约细分为 30 多种。传统的 SPAR 型浮式基础的主体是细长的圆柱,通过重心低于浮心的结构物具有绝对稳定性的原理,保证结构具有良好的水动力性能。因此为保证足够的浮力,SPAR 型浮式风力机吃水较深,通常在 100 m 以上。包括目前已投产的 Hywind Scotland 以及在建的 Hywind Tampen 等欧洲海上风场均采用这一基础形式。

然而中国沿海距离海岸线数十公里海域属于大陆的延伸,大多数海域大陆架地貌平坦,坡度小,水深变化不大,即使距离海岸线数十公里,水深也在 50~100 m 之间;另一方面,SPAR 型基础已受到国外专利保护。综上,这样的先决条件导致了传统 SPAR 型浮式风力机在中国的应用受到了局限,难以直接应用。为此,本文以 OC3-Hywind SPAR 型浮式风力机的结构形式^[12]为基础,提出了一种具有减动结构的浅吃水 SPAR 型浮式基础(如图 1 所示,主要参数如表 1 所示)。其主要原理是:通过在底部的压载舱周围加装大直径的圆柱形减动结构,在保

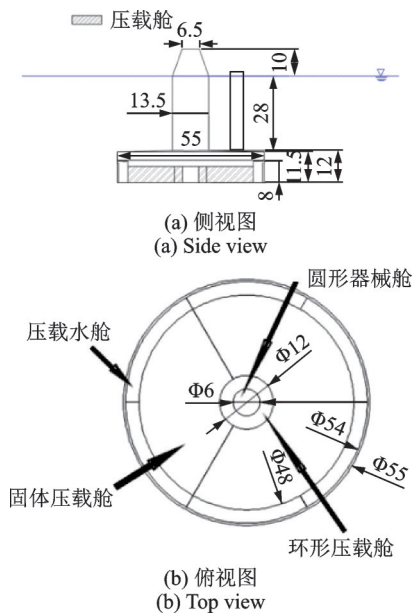


图 1 浅吃水 SPAR 型浮式基础(单位:m)

Fig. 1 Reduced-draft SPAR type floating foundation (Unit: m)

表 1 浅吃水 SPAR 型浮式基础基本参数

Tab. 1 Main parameters of the reduced-draft SPAR type floating foundation

参数	数值
基础排水量	32705 t
吃水	40 m
重心距水线面的距离	-31.61 m
横摇回转半径	37.41 m
纵摇回转半径	37.41 m
艏摇回转半径	17.9 m

证支撑风力机所需排水量的基础上,将原 SPAR 型浮体的主体长度缩短,使其满足浅水作业环境,还能通过降低结构的重心从而提高结构的稳定性。以往研究已验证其对中国海洋环境条件的良好适用性^[12]。

1.2 系泊系统

本文的系泊系统布置如图 2 所示。采用了 3 根无挡锚链的悬链线式多点系泊,3 根系泊缆均匀布置,之间夹角均为 120°。系泊系统的主要参数根据 IACS(国际船级社协会)UR W22 规范^[13]中涉及海洋系泊锚链的部分来确定,选用 R4S 等级锚链,具体参数如表 2 所示。

1.3 浮式风力机

浅吃水 SPAR 型浮式基础用于支撑 5 MW 海上风力机,本文选用具有公开翼型数据的美国可再生能源实验室(NREL)开发的风力机^[14]。作业状态下的浮式风力机整体模型如图 3 所示。

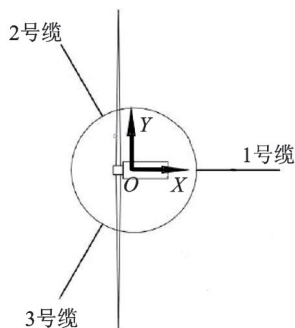


图2 系泊系统布置

Fig. 2 Configuration of mooring system

表2 系泊系统参数

Tab. 2 Main parameters of the mooring system

参数	数值
干重	441.59 kg/m
最小破断张力	20008 kN
长度	300 m
链径	142 mm
导缆孔距水面高度	-28.5 m
导缆孔距中心半径	27.5 m
锚泊点距水面高度	-100 m
锚泊点距中心半径	318.7 m

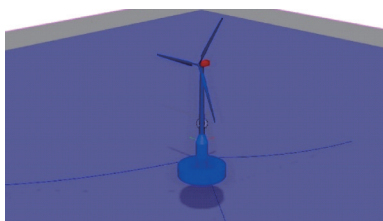


图3 浮式海上风力机

Fig. 3 Floating offshore wind turbine

2 载荷数值计算方法

2.1 波浪载荷

由于浅吃水SPAR基础下部带有大尺度减动结构,因此采用三维势流理论计算浮式基础所受波浪载荷。在流域内各质点的速度势 Φ 需要满足Laplace方程,即:

$$\nabla^2 \Phi = 0 \quad (1)$$

对于海上浮式结构物,流场速度势主要分为入射波受到结构物扰动之前的速度势 Φ_i ,由于浮式结构物引起的绕射波速度势 Φ_D ,以及由于浮体运动而产生的兴波辐射速度势 Φ_R 。通过联立Laplace方程与流域的边界条件,即可得到速度势函数,进而求出流域内各点流体的速度。基于伯努利方程得到浮体湿表面的压强,通过数值积分,即可求出作用在浮体表面的波浪力。

2.2 空气动力载荷

与传统海洋结构物所受的风压载荷不同,浮式风力机风轮在风力的驱动下旋转,将捕获的风能转化为风轮的机械能,进而通过发电机组进一步转化为电能。因此传统的风压载荷并不能完全预报风力机所受空气动力载荷。本文采用叶素动量理论计算风轮所受空气动力载荷,综合叶素理论与动量理论,计算叶轮在各叶素位置处的轴向诱导因子 a 和周向诱导因子 a' 。将其代入下式:

$$\begin{cases} dT = 4\pi r \rho v_0^2 a (1-a) dr \\ dM = 4\pi r^3 \rho v_0 \omega (1-a) a' dr \end{cases} \quad (2)$$

式中 dT 为局部推力, dM 为局部转矩, r 为叶素距轮毂距离, ρ 为空气密度, v_0 为入射风速, ω 为风轮转速。

应用式(2)计算作用在各叶素的推力和扭矩等局部载荷,得到法向和切向载荷分布,基于此分布即可求取诸如机械功率、推力和叶根弯矩等整体参数。

2.3 系泊载荷

假定两个坐标系,用于描述柔性结构物载荷:全局坐标系 $OXYZ$ 与局部坐标系 $ov_x v_y v_z$ 如图4所示。

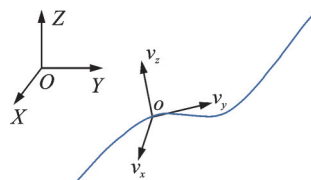


图4 全局坐标系与局部坐标系

Fig. 4 Global and local coordinate system

由于系泊缆主要受到轴向拉力的作用,因此采用有限元方法计算系泊缆内力,采用变形杆单元模拟系泊缆,如图5所示。空间杆单元可以采用总体拉格朗日公式表达,该表达式基于Bergan方法,并修正为基于综合横截面力和小应变理论的公式。采用小应变理论,单元的轴向力 N 由下式给出,即:

$$N = \frac{L - L_0}{L_0} EA \quad (3)$$

式中 L_0 为初始无应力单元长度, L 为单元长度, EA 为轴向刚度。

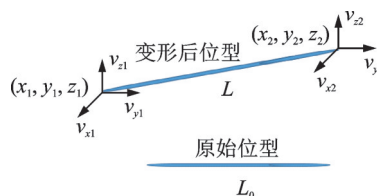


图5 杆单元

Fig. 5 Bar element

利用虚功原理的增量形式推导出单元的切向刚度关系：

$$\Delta S_{int} = (k_G + k_M) \Delta v \tag{4}$$

式中 ΔS_{int} 为内力向量增量, k_G 和 k_M 分别为几何刚度矩阵和材料刚度矩阵, Δv 为位移增量向量。

3 浮式基础水动力性能

基于 2.1 节所述三维势流理论在频域内计算浮式基础水动力性能。与固定式风力机的区别在于, 浮式风力机由于其浮式基础时刻发生运动, 对风力机性能产生一定的影响。研究表明, 基础纵摇运动在风轮处引发的诱导速度是影响浮式风力机作业效率的最重要因素之一, 故本节主要针对基础的纵摇运动响应进行计算分析, 入射波的入射角选择 0°~90°, 间隔为 15°。波浪周期为 4~40 s, 并对其中 4~25 s 的波浪卓越周期进行加密, 浅吃水 SPAR 型浮式基础纵摇运动 RAO(response amplitude operator) 计算结果如图 6 所示。

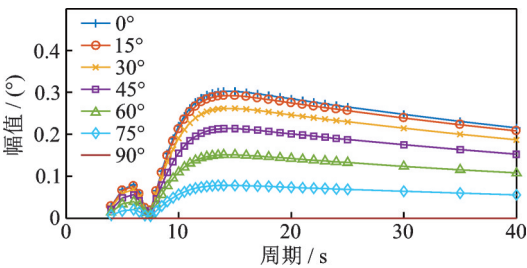


图 6 纵摇运动幅值响应传递函数
Fig. 6 RAO of pitch motion

从图 6 的计算结果可以看出, 基础纵摇运动固有周期约为 14.5 s。由于浅吃水结构具有对称性, 重心远离于水线面且水线面面积小, 保证浅吃水 SPAR 型基础具有较好的纵摇回复刚度, 因此纵摇运动幅值较小, 可以保证风力机正常作业。

4 浮式风力机断缆后动力响应分析

采用 SESAM 软件的 SIMA 模块对浅吃水 SPAR 型浮式风力机进行动力学建模, 结合中国南海海域典型海况与 NREL 5 MW 风力机的额定作业条件对浅吃水 SPAR 型浮式风力机在各情况下的动力响应进行时域分析。选用 JONSWAP 谱模拟随机波浪, 有义波高为 2.1 m, 谱峰周期为 5.3 s, 风采用 API 谱进行模拟, 参考风速为 11.4 m/s, 环境载荷入射方向为 0°。

4.1 系泊系统完整时浮式风力机的动力响应

为了研究浅吃水 SPAR 型浮式风力机在断缆以

后的运动响应, 先计算系泊缆完整状态下浮式风力机正常作业时的动力响应, 并以此作为对照, 运动及系泊缆张力统计结果如表 3 所示, 六自由度运动时程曲线如图 7 所示。从统计结果中可以看出, 浮式基础在六个自由度的运动响应均较小, 且系泊缆所受的最大张力为 4433 kN, 远小于系泊缆自身的破断张力 20008 kN, 最小安全系数为 4.51, 大于规范要求的 1.67, 满足安全要求。

表 3 系泊系统完整时浮式风力机动力响应统计

Tab.3 Statistic results of the dynamic responses of FOWT (floating offshore wind turbine) under the intact mooring system

项目	最大值	最小值	平均值	标准差
纵荡/m	1.346	0.700	1.026	0.177
横荡/m	-0.022	-0.046	-0.033	0.005
垂荡/m	0.020	-0.024	-0.001	0.008
横摇/(°)	0.100	0.071	0.085	0.007
纵摇/(°)	1.558	1.358	1.457	0.033
艏摇/(°)	-0.092	-0.125	-0.108	0.006
1号缆张力/kN	3798	3315	3548	134
2号缆张力/kN	4431	4011	4212	101
3号缆张力/kN	4433	3998	4210	102

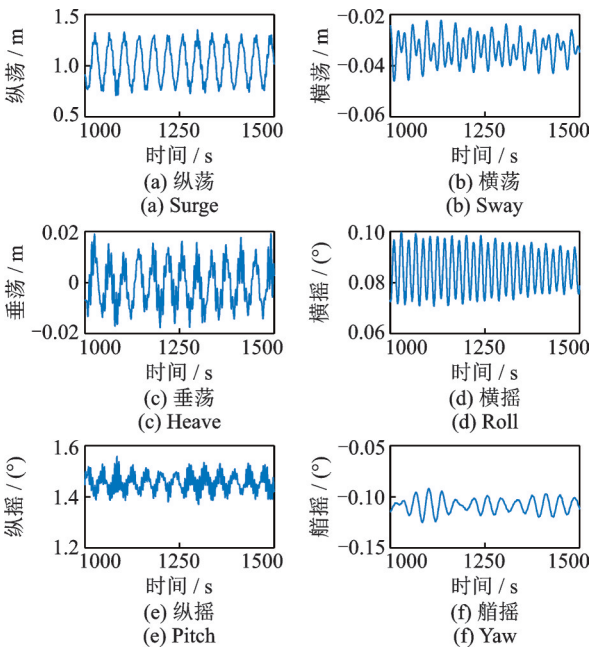


图 7 系泊完整状态下浮式基础运动时程曲线

Fig. 7 Time histories of the floating foundation motion under the intact mooring system

4.2 系泊缆断裂后浮式风力机动力响应

首先计算与环境载荷同向的 1#系泊缆发生断裂后浮式风力机的动力响应特性。基础运动及系泊缆张力统计结果如表 4 所示。1#系泊缆断裂后浅吃水 SPAR 型基础的六自由度运动时程曲线如图 8 所示。

表 4 1#系泊缆断裂浮式风力机动力响应统计
Tab.4 Statistic results of the dynamic responses of FOWT under the scenario of mooring line 1 failure

项目	最大值	最小值	平均值	标准差
纵荡/m	3.987	-98.825	-57.126	35.006
横荡/m	2.065	-3.274	-0.623	1.471
垂荡/m	5.873	-7.597	-0.636	3.327
横摇/(°)	0.448	-0.359	0.141	0.167
纵摇/(°)	1.624	0.653	1.216	0.236
艏摇/(°)	0.305	-0.894	-0.409	0.273
2号缆张力/kN	6084	245	1008	1187
3号缆张力/kN	6029	255	1000	1183

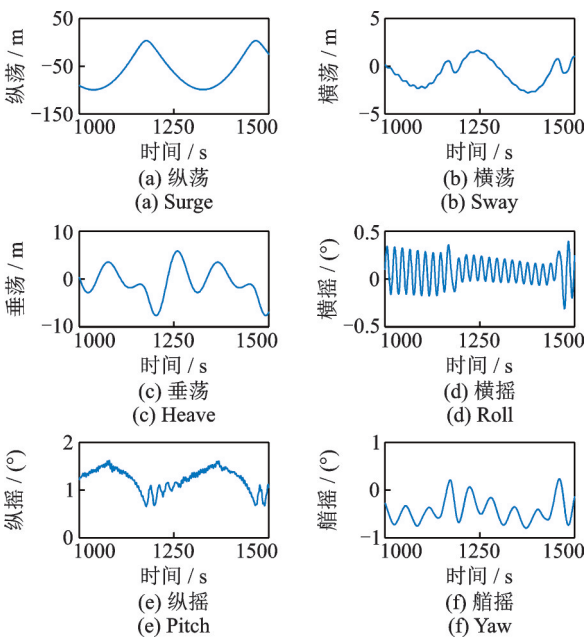


图 8 1#系泊缆断裂浮式基础运动时程曲线
Fig. 8 Time histories of the floating foundation motion under the scenario of mooring line 1 failure

从结果可以发现,1#系泊缆断裂后,浮式风力机各自由度的运动范围均较系泊缆未破断工况有所增大。其中最显著的变化发生在纵荡自由度,对比图 7(a)与图 8(a)结果可以看到,系缆断裂引发了基础大幅纵荡漂移,运动平衡位置较系泊系统完整工况下变化近 58 m,最大漂移距离超过 100 m,纵荡运动的标准差为系泊系统完整状态下的 197.77 倍。另一方面,系泊缆断裂后基础艏摇运动虽有所增大,但在 1° 范围以内,基础运动引起的风力机偏航仍可以由偏航系统进行调节。

由于系泊缆断裂后,基础发生了大幅漂移运动引发系泊缆松弛着地,因此设定了海底的法向刚度用于支撑系泊缆索着地部分的重量。从系泊缆的统计结果可以看出,由于系泊缆布置对称,所以剩余的两根系泊缆张力变化范围相近。发生漂移运动方向沿 X 轴负方向,所以 2#,3#系泊缆松弛,部分提起的

锚链着地,使系泊缆张力显著下降,且张力最小值远小于系泊系统完整工况。另一方面,系泊缆张力的最大值也大于系泊系统完整工况,对比基础纵荡运动的最大值,发现基础发生往复漂移运动过程中,会产生更大的正向纵荡运动,造成系泊缆的拉紧,因此最大张力进一步增大。此外与系泊系统完整状态相比,系泊缆张力变化的标准差为完整状态下的 11.75 倍,最大值增大 37.3%,这样巨大的变化易造成系泊缆的疲劳损伤。

4.3 断裂系泊缆方位对浮式风力机动力响应的影响

为进一步研究不同系泊缆断裂后对浮式风力机响应的影响,本节计算中考虑与风浪方向存在夹角的 2#系泊缆破断的情况。基础运动及系泊缆张力统计结果如表 5 所示。2#系泊缆破断后浅吃水 SPAR 型基础的六自由度运动时程曲线如图 9 所示。

表 5 2#系泊缆断裂浮式风力机动力响应统计
Tab.5 Statistic results of the dynamic responses of FOWT under the scenario of mooring line 2 failure

项目	最大值	最小值	平均值	标准差
纵荡/m	153.76	31.599	122.161	95.449
横荡/m	-75.967	-258.74	182.773	-141.800
垂荡/m	7.836	-10.667	18.503	-0.479
横摇/(°)	2.146	-0.399	2.545	0.480
纵摇/(°)	2.647	1.184	3.831	1.687
艏摇/(°)	14.539	-16.272	30.811	-2.978
1号缆张力/kN	9662	73	773	1214
3号缆张力/kN	9155	111	1275	1348

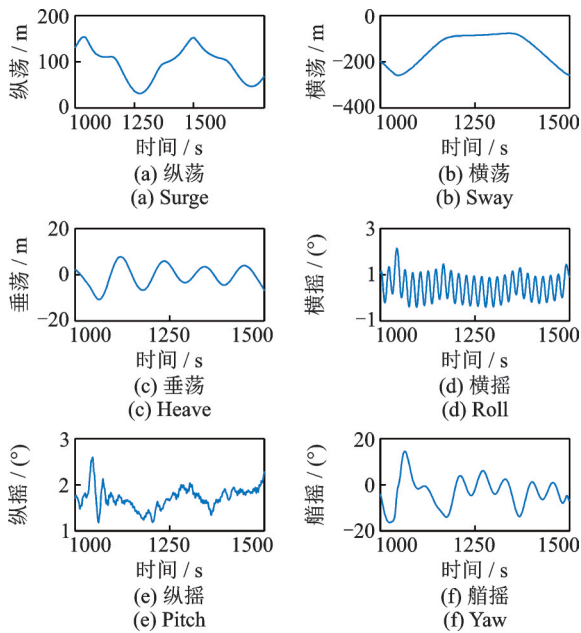


图 9 2#系泊缆断裂浮式基础运动时程曲线
Fig. 9 Time histories of the floating foundation motion under the scenario of mooring line 2 failure

对比图 8(a),(b)和图 9(a),(b)的结果可以发现,2[#]系泊缆断裂不止引发了纵荡的漂移运动,并且还会导致大幅度的横荡运动。而对比图 8 和图 9 中 3 个摇摆运动的时程曲线可以看到,2[#]系泊缆断裂对浮式风力机的横摇、纵摇、艏摇运动都产生了很大的影响,其中对艏摇运动影响极大,变化值近 30°,导致运动失稳,且偏航系统难以满足在 30°的范围内调节风轮对风。此外 2[#]系泊缆断裂后,剩余两根系泊缆最大张力已经达到系泊系统完整时的 2 倍,要较 1[#]系泊缆断裂后其余两根系泊缆的张力更大,因此断缆与风浪方向存在夹角的情况更加危险。

4.4 系泊缆预张力对断缆后浮式风力机动力响应的影响

在工程实际中,通常会选择改变系泊缆预张力,以增大系泊系统刚度来进一步限制浮式基础的运动。本节研究了不同预张力对浮式风力机断缆状态下动力响应的影响。分别选取四种不同系泊缆预张力工况(如表 6 所示),分析 1[#]系泊缆发生破断后系统的动力响应。由 4.2 节计算结果可知,该系泊缆破断主要影响浮式基础的纵荡运动,故不同工况下的纵荡运动时程曲线如图 10 所示,纵荡运动统计结果如表 7 所示。

表 6 各工况系泊缆预张力

Tab. 6 Pretension of each load case

工况	预张力/kN
LC0	3960
LC1	5400
LC2	7250
LC3	9660

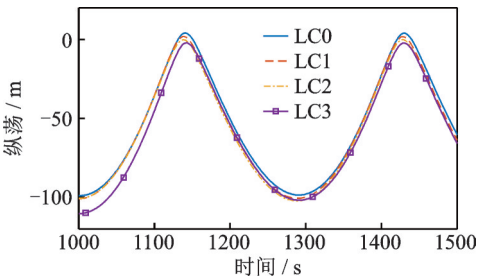


图 10 不同预张力情况下浮式基础纵荡漂移运动时程曲线
Fig. 10 Time histories of the floating foundation surge drift motion under the scenario of different pretensions

从图 10 的纵荡漂移运动时程曲线及表 7 的结果中可以看出,随着系泊缆预张力的增加,系泊缆断裂后浮式风力机纵荡运动的响应随之增大,并且浮式风力机纵荡运动的平衡位置也由于剩余两根系泊缆的拉力而不断向 X 轴的负向移动。但漂移运动周期

表 7 不同预张力情况下 1[#]缆断裂基础纵荡运动统计
Tab. 7 Statistic results of the surge motions of foundation under the scenarios of different pretensions with mooring line 1 failure

工况	最大值/m	最小值/m	平均值/m	标准差/m
LC0	3.987	−98.825	−57.126	35.006
LC1	1.789	−100.93	−60.945	34.727
LC2	−0.127	−102.18	−64.831	32.298
LC3	−0.220	−110.22	−65.607	34.964

未随预张力变化而变化。
表 8 为不同工况下系泊缆张力的统计结果。随着预张力的增加,虽然浮式风力机断缆后剩余两根系泊缆的张力平均值变化不大,但最大、最小值的差值随预张力增加而增加,与纵荡漂移运动的变化规律一致。因此,虽然预张力增大情况下可以保障系泊系统完整时浮式风力机在水平面内的运动更小,但一旦系泊缆发生破断,将引发系统动力响应放大,因此需要设定合适的系泊缆预张力。

表 8 不同预张力情况下 1[#]缆断裂后的系泊缆张力统计
Tab. 8 Statistic results of mooring line tensions with mooring line 1 failure under the scenarios of different pretensions

工况	最大值/ kN	最小值/ kN	平均值/ kN	标准差/ kN
LC0	6084	245	1008	1187
LC1	6405	329	1008	1224
LC2	6480	309	885	1043
LC3	7895	300	1024	1319

4.5 停机对浮式风力机断缆后动力响应的影响

陆上及近岸风力机发生故障后,一般会采取紧急制动措施以降低风轮推力,从而保障结构安全。此外,浮式风力机断缆发生大幅漂移运动的过程中,极有可能导致风力机受到影响从而发生故障停止运转。为了研究断缆后停机对系统动力响应的影响,对断缆后风力机停止作业的工况进行模拟,计算得到的纵荡漂移运动时程曲线如图 11 所示,基础运动及系泊缆张力统计结果如表 9 所示。

从计算结果可以看出:1[#]系泊缆破断后纵荡的漂移运动沿 X 轴负方向,由于停机后沿 X 轴正方向的风载荷减小,沿 X 轴负方向的剩余系泊缆进一步导致风力机向 X 轴负方向移动,纵荡的平衡位置也偏移了 86 m。对比表 9 与表 4 的运动响应统计结果可以看出,风力机停止作业使除纵荡外的五个自由度上的运动响应减小。同时由于纵荡漂移运动向 X 轴负向偏移,系泊缆所受的最大张力有所下降。

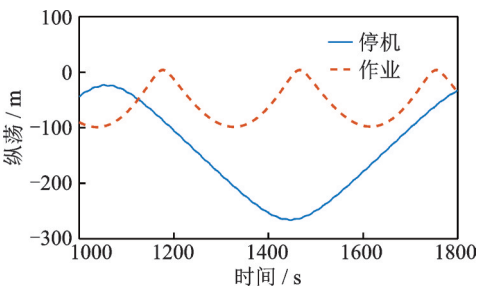


图 11 风力机不同作业状态下浮式基础纵荡漂移运动
Fig. 11 Time histories of the floating foundation surge drift motion under the scenario of different operational status

表 9 风力机停机后浮式风力机动力响应统计
Tab. 9 Statistic results of the dynamic responses of FOWT under the scenario of wind turbine shut-down

项目	最大值	最小值	平均值	标准差
纵荡/m	-22.959	-266.34	-143.0	81.409
横荡/m	0.588	-0.719	0.017	0.374
垂荡/m	1.389	-1.412	0.441	0.783
横摇/(°)	0.050	-0.059	-0.004	0.022
纵摇/(°)	1.392	-2.170	-0.320	1.077
艏摇/(°)	1.022	-1.100	0.021	0.589
2号缆张力/kN	1110	320	556	208
3号缆张力/kN	1125	332	559	205

5 结 论

本文针对中国南海 100 m 水深海域,提出一种浅吃水 SPAR 型浮式风力机的概念,研究了其浮式基础的水动力性能,并在时域内对该浮式风力机在断缆情况下的动力响应进行了预报分析,主要结论如下:

- (1)采用三维势流理论计算浮式基础水动力性能,结果表明基础纵摇水动力性能良好,可以适用于 5 MW 浮式风力机发电作业。
- (2)通过时域分析模拟了系泊缆破断后的浅吃水 SPAR 型浮式风力机动力响应特性,发现单根系泊缆破断后基础会发生大幅的漂移运动,且系泊缆的最大张力会在漂移过程中进一步放大。与风浪存在一定夹角的系泊缆断裂对系统动力响应的影响更大。
- (3)通过研究不同系泊系统预张力的工况发现,系泊缆断裂后浮式风力机纵荡漂移运动响应会随着预张力的增加而增加。而 1[#]系泊缆断裂后,若风力机紧急停机,将会进一步增大浮式风力机的纵荡漂移运动,可能引发更大的危险事故。

总而言之,考虑到控制造价的因素,当前浮式风力机系泊系统采用非冗余设计,因此任何系泊缆断裂都会对浮式风力机产生极大的影响,造成严重的事故。在工程实际中,可以考虑增加系泊缆的数量,采用材质更好的系泊缆,从而尽可能减少因系泊缆断裂所造成的损失。在后续研究中,将对浅吃水 SPAR 型浮式风力机进行冗余系泊设计,并开展更加深入的断缆研究工作。

参考文献:

[1] 刘利琴,肖昌水,郭颖,等.基于 Jourdain 原理和有限元离散的浮式风机动力响应分析[J].哈尔滨工程大学学报,2020,41(3):309-317.
LIU Liqin, XIAO Changshui, Guo Ying, et al. Analysis of the dynamic response of a floating wind turbine based on Jourdain principle and a finite element method [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2020, 41(3): 309-317.

[2] Yue Minnan, Liu Qingsong, Li Chun, et al. Effects of heave plate on dynamic response of floating wind turbine SPAR platform under the coupling effect of wind and wave [J]. Ocean Engineering, 2020, 201: 107103.

[3] Salehyar Sara, Li Yan, Zhu Qiang. Fully-coupled time-domain simulations of the response of a floating wind turbine to non-periodic disturbances[J]. Renewable Energy, 2017, 111: 214-226.

[4] 李焱,唐友刚,朱强,等.考虑系缆拉伸-弯曲-扭转变形的浮式风力机动力响应研究[J].工程力学,2018,35(12):229-239.
Li Yan, Tang Yougang, Zhu Qiang, et al. Study on dynamic response of floating offshore wind turbine based on stretching-bending-torsion coupled nonlinear mooring loads [J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(12): 229-239.

[5] 柯世堂,董依帆.考虑叶片停机位置大型风力机塔架风-沙致结构响应分析[J].振动工程学报,2021,34(1):60-71.
Ke Shitang, Dong Yifan, Analysis of wind-sand-induced structural response of large wind turbine considering the position of blades [J]. Journal of Vibration Engineering, 2021, 34(1): 60-71.

[6] 罗金平,喻旭明,陈杰峰,等.一种海上浮式风电基础频域动力响应分析新技术[J].振动工程学报,2019,32(2):288-295.
Luo Jinping, Yu Xuming, Chen Jiefeng, et al. A technique of floating wind turbine dynamic response estimation in frequency domain [J]. Journal of Vibration Engineering, 2019, 32(2): 288-295.

- [7] 唐迪,陆志良,郭同庆.大型风力机整机气动弹性响应计算[J].振动工程学报,2015,28(1):38-43.
Tang Di, Lu Zhiliang, Guo Tongqing. Aeroelastic simulations of a large horizontal-axis wind turbine [J]. Journal of Vibration Engineering, 2015,28(1):38-43.
- [8] Kim B W, Sung H G, Hong S Y, et al. Dynamic coupled analysis of FSRU with broken mooring line [C]. The Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference. Busan, Korea, 2014: ISOPE-I-14-157.
- [9] 孙海,孙丽萍,樊红元.FPSO 串靠外输的断缆可靠性与风险分析[J].哈尔滨工程大学学报,2011,32(1):11-15.
Sun Hai, Sun Liping, Fan Hongyuan, Reliability and risk analysis of a broken FPSO cable in tandem[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2011,32(1):11-15.
- [10] Bae Y H, Kim M H, Kim H C. Performance changes of a floating offshore wind turbine with broken mooring line[J]. Renewable Energy, 2017, 101: 364-375.
- [11] Li Yan, Zhu Qiang, Liu Liqing, et al. Transient response of a SPAR-type floating offshore wind turbine with fractured mooring lines [J]. Renewable Energy, 2018, 122: 576-588.
- [12] 张靖晨,李焱,唐友刚,等.新型浅吃水浮式基础风力机动力响应研究[J].太阳能学报,2021,42(7):378-383.
Zhang Jingchen, Li Yan, Tang Yougang, et al. Analysis on dynamic response of new type reduced draft floating foundation wind turbine [J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2021,42(7): 378-383.
- [13] IACS. Offshore mooring chain: UR-W22[S]. 2016.
- [14] Jonkman J, Butterfield S, Musial W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development: NREL/TP-500-38060[R]. Golden, Colorado: National Renewable Energy Laboratory, 2009.

Dynamic response analysis of a reduced draft SPAR-type floating offshore wind turbine under fractured mooring line scenarios

LI Yao-long^{1,2,3}, LI Yan^{1,2,3}, GAO Jing^{1,2,3}, ZHANG Ruo-yu^{1,2,3}, TANG You-gang^{1,2,3}, LIU Jia-qi^{1,2,3}

(1.State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Simulation and Safety, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2.Tianjin Key Laboratory of Port and Ocean Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

3.School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: With the wind power development gradually going to the deep water area, the floating offshore wind turbine (FOWT) shows great advantages. However, the SPAR-type FOWT, which is more mature around the world, is usually in deeper draft. Due to the limitation of water depth in the China offshore areas, this technology can hardly be directly adopted. To overcome this issue, a new-type reduced-draft SPAR-type foundation is proposed for 100-meter-depth offshore area. Based on the three dimensional potential theory, the hydrodynamic performance is analyzed. Furthermore, its dynamic performance under different scenarios of mooring fracture is studied. The motions of the wind turbine and the mooring tension are simulated in the time domain, after one mooring line of the FOWT is broken. Moreover, the influence of mooring pretension and the wind turbine operational status on the motion of FOWT is investigated. According to the results, the FOWT could work normally in the offshore areas where the water depth is 100 m, but the large drift motion is observed after the mooring line of the FOWT is fractured. This will severely influence other wind turbine in the same wind farm, and it has potential threats on the nearby ships.

Key words: floating offshore wind turbine; hydrodynamics; aerodynamics; reduced draft SPAR foundation; mooring fracture

作者简介: 李耀隆(1999—),男,硕士研究生。电话:13489736638;E-mail:fun666888@tju.edu.cn。

通讯作者: 李焱(1990—),男,博士,副研究员。电话:15692206187;E-mail:liyan_0323@tju.edu.cn。