

DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201706105

二阶波浪力下 6 MW 单柱浮式风力机动态响应分析

周涛^{1,2}, 何炎平^{1,2}, 孟龙^{1,2}, 赵永生^{1,2}, 刘亚东^{1,2}

(1. 海洋工程国家重点实验室(上海交通大学), 上海 200240; 2. 上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240)

摘要: 为了实现在中等深度海域浮式风力发电机的规模应用, 解决能源短缺问题, 针对设计出的新型 6 MW 海上单柱浮式风力机的生存能力进行探讨, 利用 Sesam 软件获取二阶波浪力计算时所需的 wamit 文件, 利用气-液-固-弹性数值软件 FAST 对该浮式风力发电机进行时域耦合运动响应仿真模拟. 分别就不同浪向下平台各自由度的运动响应、二阶平均波浪力和二阶慢漂波浪力对平台各自由度运动响应的影响、二阶平均波浪力和二阶慢漂波浪力对锚链张力和机舱的影响进行了研究. 结果表明: 首摇运动随浪向角增大而增大, 而波浪入射角对其他各自由度运动影响较小; 二阶慢漂力对垂荡运动影响显著, 且易激发较大的纵摇运动响应, 并诱发较大的锚链张力; 采用 delta-line 的系泊系统能够避免产生过大的首摇响应, 且系泊系统的最大张力远在破断张力以下, 整个风力机系统在恶劣海况下具有良好的生存能力.

关键词: 海上浮式风力机; 波浪慢漂力; 平台运动响应; 锚链力; 机舱加速度

中图分类号: P753; TM614

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2018)04-0145-08

Dynamic response analysis of a 6 MW spar-type floating offshore wind turbine under second-order wave forces

ZHOU Tao^{1,2}, HE Yanping^{1,2}, MENG Long^{1,2}, ZHAO Yongsheng^{1,2}, LIU Yadong^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Ocean Engineering(Shanghai Jiaotong University), Shanghai 200240, China;

2. School of Naval Architecture, Ocean & Civil Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: To realize the scale application of floating wind turbines in medium depth sea areas and solve the problem of energy shortages, viability of the new 6 MW spar-type floating offshore wind turbine (FOWT) was discussed by using Sesam software and aero-hydro-servo-elastic simulation code-FAST software. The wamit files of second-order wave force were calculated by the former and the dynamic response coupling analysis in time domain was carried out by the latter. The motion response of each DOF under different incident angles of wave and the effect of the second-order mean wave force and the second-order slow wave drift force on the motion response of the platform, mooring tension force and nacelle acceleration were researched respectively. The results showed that the yaw motion of the platform became more obvious when the incident angle of wave increased, while the other DOFs motion were affected little. The second-order slow drift wave force had a significant effect on the heave motion, and could stimulate a larger pitch motion response and induce larger mooring force. Moreover, the delta-line mooring system could avoid excessive yaw response and the maximum mooring force was below the breaking tension. Finally, the whole FOWT system had an excellent survivability in the harsh sea conditions.

Keywords: floating offshore wind turbine; slow wave drift force; platform motion response; mooring force; nacelle acceleration

风能作为一种清洁、丰富而又可持续的新能源受到世界各国的广泛关注, 海洋中巨大的风力资源促使研究人员将风电研究的重点转移到离岸深海, 海上风电技术成为一项蓬勃发展的产业并且能够解决由于化石能源的消耗和日益枯竭而带来的环境恶化和能源短缺问题, 从而达到促进全球经济健康发展的目的. 在深水区, 油气开发产业已经成功使用

spar 型平台, 并且 spar 型平台显示出良好的水动力性能. 基于此, spar 平台作为一个可靠的概念应用于海上浮式风力机.

挪威国家石油公司(Statoil)^[1]提出“Hywind”即 2.3 MW spar 浮式风力机概念并于 2009 年 6 月将实型机安装在海况恶劣的挪威西海岸, “Hywind Demo”安装有西门子风电的变速风机并且是世界上第 1 个兆瓦级浮式风力机. 美国国家可再生能源实验室(NREL)^[2]提出了 5 MW spar 浮式风力机概念, 这是一个典型的公用工程规模、多兆瓦的风力机, 同时也被作为欧洲上风向风力机综合研究计划的参考模型. Jonkman^[3]将其开发的水动力计算模块与气-

收稿日期: 2017-06-16

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(2014CB046200)

作者简介: 周涛(1993—), 男, 硕士研究生;

何炎平(1971—), 男, 研究员, 博士生导师

通信作者: 何炎平, hyp110@sjtu.edu.cn

伺服-弹性数值模拟软件 FAST 模块结合起来,实现对海上浮式风力机(FOWT)运动响应的时域耦合计算.Jonkman 等^[4]比较研究了 3 种浮式风力机即 ITI 驳船型、TLP 型和 OC3-Hywind 风力机在模型开发的异同点并分别进行了载荷分析.Karimirad 等^[5]对 NREL 5 MW spar 型概念风力机在极端海况条件下、停机状态时的动态响应进行了计算分析,验证该风力机在恶劣海况下的生存能力. Coulling 等^[6]对 DeepCwind 半潜式风力机在动态风和二阶差频波浪绕射力作用下的总体响应进行了研究,结果表明二阶差频波浪绕射力增加了导缆孔张力响应的低频相关性.Roald 等^[7]评估了二阶波浪力对 OC3-HYWind spar 型风力机和缅因大学的张力腿型风力机概念的重要性.Karimirad^[8]对 5 MW spar 型风力机在只有波浪条件和风浪共同作用条件下进行了耦合计算分析,结果表明二阶波浪力对平台纵荡运动和锚链张力响应的影响不大,但是对垂荡运动有明显影响. Bayati 等^[9]探讨了二阶波浪力对半潜浮式风力机的影响,结果表明二阶差频波浪力与较低的平台固有频率共同作用下,会激发平台较大的运动响应,尤其在恶劣海况不能忽视二阶差频载荷的影响. Borg 等^[10]研究了垂直轴半潜式风力机的长期总体响应,得出平台的总体运动响应和系泊线张力不一定只有以最高风速特征为 50 年一遇的海洋气象条件所决定的结论.

当前关于 spar 浮式风力机的研究较多,但关于其在恶劣海况下的生存情况以及二阶波浪力对平台运动响应及锚链张力的影响的研究较少.本文针对设计出的 6 MW spar 型海上浮式风力机,利用 Sesam 软件获得考虑二阶波浪力计算时所需的二次传递函数 QTF,利用气-液-固-弹性数值模拟软件 FAST 对风力机整体进行时域耦合数值计算,考察 spar 浮式风力机的总体运动响应、锚链张力及机舱加速度等.

1 6 MW spar 型风力机参数

当前国内外 spar 浮式风力机实型机的发展仍未成熟,仅 Statoil 公司计划在 2017 年建成拥有 5 个

spar 风力机的风场并投入商业使用.本文设计出针对 100 m 水深条件的新型 6 MW spar 型浮式风力机,其示意图和坐标系如图 1、2 所示,并对该风力机在 50 年一遇海况条件下进行数值模拟计算,验证其在恶劣海况下的生存能力.

1.1 风机和塔架参数

风机采用传统的水平轴风力发电机组,其特点是上风向三叶片、中速永磁型,并且采用具有 NACA 及 DU 系列改型的翼型的叶片.塔架材料采用 Q345 钢,塔身高度为 83.706 m.具体参数见表 1.



图 1 6 MW 浮式风力机示意

Fig.1 Specifications of the 6 MW floating wind turbine

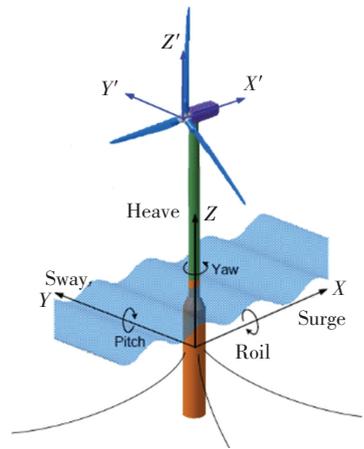


图 2 坐标系和平台自由度

Fig.2 The coordinate system and platform DOF

表 1 6 MW 风机和塔架的总体参数

Tab.1 Overall parameters of the 6 MW wind turbine

风轮、轮毂直径/m	轮毂高度/m	切入、额定、切出风速/(m·s ⁻¹)	额定转速/(r·min ⁻¹)	悬垂/m	风轮仰角、风轮锥角/(°)	塔顶距水线面高度/m	塔顶、塔底外径/m	塔顶、塔底厚度/mm
160.7、4.7	100	3.0、10.5、25.0	10	7.083	5、3	97.806	4.8、8.0	34、40

1.2 平台参数

Spar 型平台有着小水线面和大排水量的特点,能够提供浮式风力机所需的浮力和静水回复力.本文设计 Spar 型平台包括两段圆柱、连接塔架底端和 1 段圆柱的线性过渡段和连接两段圆柱的线性过渡段.表 2 给出平台的总体参数,图 3 给出 Spar 平台二

文设计 Spar 型平台包括两段圆柱、连接塔架底端和 1 段圆柱的线性过渡段和连接两段圆柱的线性过渡段.表 2 给出平台的总体参数,图 3 给出 Spar 平台二

维关键尺寸示意图。

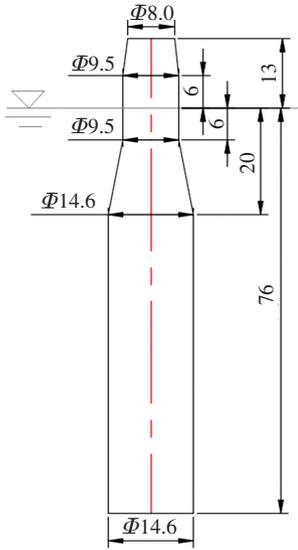


图 3 Spar 平台二维图

Fig.3 Spar platform 2D figure

表 2 浮式平台几何参数

Tab.2 Floating platform gross and geometry parameters

设计水深/m	设计吃水/m	平台总长/m	平台水线面处外径/m	排水体积/m ³ (包括压载)	平台质心/m	平台浮深/m
100	76	89	9.5	11 420.98	-61	-41.2

表 3 系泊系统参数

Tab.3 Mooring system properties

导缆孔距平台中心线的距离/m	锚链长度/m	锚链直径/mm	锚泊点距平台中心线的距离/m	导缆孔位置/m	锚链干重/(kg·m ⁻¹)	锚链等效拉伸刚度 EA/m	锚链附加首摇刚度/Nm·(rad·s ⁻¹) ⁻¹	破断力/kN
8	700	130	685.5	-21	370	801 692 000	88 091 700	11 981

2 数值模型

2.1 运动方程

在利用气-液-固-弹性数值模拟软件 FAST 进行运动响应分析时,需要对各个模块进行计算参数设置,包括气动力模块、水动力模块、弹性模块和系泊系统模块等.锚链力计算采用考虑惯性力和阻力的 FEAM(有限元)模型,将锚链视为弹性杆模型^[13].式(1)给出耦合风机、塔架、平台和锚链运动的完整的非线性时域运动方程为

$$M_{ij} \ddot{x}_i(t) = F_i^{Aero}(t) + F_i^{Hyd}(t) + F_i^{Moor}(t). \quad (1)$$

式中: M_{ij} 为耦合系统的结构惯性质量矩阵的 (i,j) 部分, $i, j=1,2,3, \dots, 6$; F_i^{Aero} 为气动力载荷; F_i^{Hyd} 为水动力载荷; F_i^{Moor} 为系泊张力; \ddot{x}_i 为系统 i 自由度的运动加速度.

2.2 平均波浪力

Maruo^[14]提出利用流域中的动量和能量守恒定

1.3 系泊系统参数

静水回复力、力矩能够控制平台的垂荡、横摇和纵摇运动,且由于外力作用下发生的偏移在外力消失后平台能够回到原有的平衡位置;对于纵荡、横荡和首摇需由锚链提供回复力、回复力矩.通过设计能够提供首摇回复力的 delta-line^[11]来控制平台的首摇运动,系泊系统包括 3 根互成 120°的悬链线,如图 4 所示.锚链的直径和单位长度质量以及破断力根据 API^[12]的规范确定.系泊系统的具体参数见表 3.

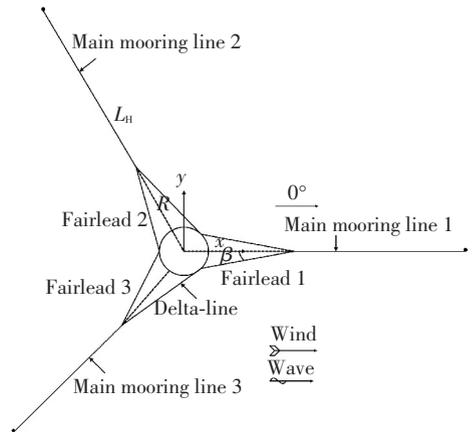


图 4 系泊系统分布

Fig.4 Mooring system layout

理,通过远场辐射面上的积分,求解二阶平均波浪力.对单一频率规则波,平均波浪力由式(2)给出并由此得到平均波浪力的二次传递函数即式(3).对于不规则波,二阶平均波浪力即可由式(4)给出,式(5)为代入式(3)得到的二阶平均波浪力:

$$\overline{F_t^{(2)}} = \zeta_{aj}^2 T_{F_i}(\omega_j), \quad (2)$$

$$T_{F_i}(\omega_j) = \frac{\overline{F_t^{(2)}}}{\zeta_{aj}^2}, \quad (3)$$

$$\overline{F_t^{irr}} = \sum_{j=1}^N \zeta_{aj}^2 T_{F_i}(\omega_j) = \sum_{j=1}^N 2S(\omega_j) \Delta\omega T_{F_i}(\omega_j) = 2 \int_0^\infty T_{F_i}(\omega) S(\omega) d\omega, \quad (4)$$

$$\overline{F_t^{irr}} = 2 \int_0^\infty \frac{\overline{F_t^{(2)}}}{\zeta_{aj}^2} S(\omega) d\omega. \quad (5)$$

式中: ζ_{aj} 为第 j 个人射波波幅, $S(\omega)$ 为波浪谱密度函数.

2.3 二阶低频慢漂波浪力

系泊浮式结构物在波浪上的典型运动不仅包括一阶波频运动,还包括长周期二阶慢漂运动.这是由于系泊系统水平恢复力小导致平台固有周期长,在二阶低频波浪力^[15]作用下,产生低频共振运动,诱发较大的系泊力和低频慢漂运动.根据二次传递函数、不规则波波谱计算二阶波浪慢漂力谱的公式:

$$S_{F(2)}(\mu) = 2 \int_0^\infty S_\zeta(\omega) S_\zeta(\omega + \mu) |T_{jk}(\omega, \omega + \mu)|^2 d\omega, \tag{6}$$

式中, $|T_{jk}(\omega, \omega + \mu)|^2$ 为差频二阶力的二次传递函数.本文二阶波浪力的计算采用压力积分法求得.

2.4 二阶波浪力模型建立和计算

本文关于二阶差频波浪力的计算,选择的波浪频率范围是 0.05 ~ 3.00 rad/s,步长 0.05 rad/s 共 60 组频率,这意味着需要每组浪向需计算 3 600 个二次传递函数,耗时远超一阶水动力的计算.模型如图 5、6 所示.

2.5 环境工况

本文主要研究 spar 风力机在恶劣海况下的生存情况.定义 4 种类型工况(LC): LC1 为衰减实验工况; LC2 只有波浪载荷,波浪周期从 4.00 ~ 125.66s

变化,求得浮式风力机在各浪向下的幅值响应算子(RAOs); LC3 取北海 50 年一遇海况^[16],波浪谱采用 JONSWAP 谱,风采用稳定风; LC4 为只有极限波浪的工况,各工况见表 4.

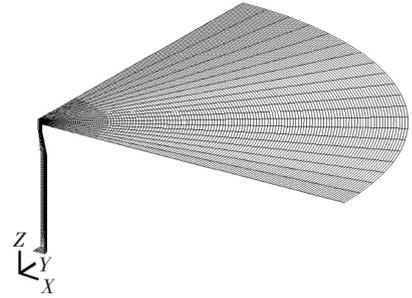


图 5 Spar 平台和自由面模型

Fig.5 Spar platform and free surface model



图 6 二阶波浪力计算的水动力模型

Fig.6 HydroD model for 2nd wave force

表 4 工况条件

Tab.4 Summary of load cases

LC	设计工况	风向/(°)	风速/(m · s ⁻¹)	浪向/(°)	(有义)波高/m	谱峰周期/s
1	衰减	—	—	—	—	—
2	规则波	—	—	0,30,60,90	2.0	—
3	50 年一遇海况	0	49	0	14.4	13.3
4	50 年一遇波浪	—	—	0,30,60,90	14.4	13.3

3 极限海况下动态响应数值模拟

3.1 固有频率

利用自由衰减法确定平台固有周期,计算时风机处于停机状态且桨距角设置为 90°.表 5 给出该风力机各自由度的固有周期.

表 5 6 MW spar 浮式风力机的固有周期

Tab.5 Natural periods of the 6 MW spar-type FOWT

自由度	纵荡	垂荡	纵摇	首摇
固有周期/s	89.975	25.193	28.628	11.106

3.2 不同浪向下平台 RAOs

响应幅值算子(RAOs)可以表征浮式风力机系统的水动力性能.在本文中,通过一系列规则波模拟得到风力机总体运动响应 RAOs.图 7~10 给出不同浪向下各自由度 RAOs 的仿真结果.

值得注意的是,这里给出的不同浪向下各自由度的 RAOs 的坐标系均只与各自浪向角有关,对应

的各自由度运动都是相当于各坐标系的运动.即 0° 浪向情况下, x 轴正方向对应着 0° 方向, z 轴竖直向上按右手定则建立坐标系,纵荡(其他自由度类似)对应着 x 轴所在直线; 30° 浪向时, x 轴正方向对应着 30° 方向, z 轴竖直向上按右手定则建立坐标系,纵荡(其他自由度类似)对应着 x 轴所在直线(下同).

图 7~10 表明对于同一自由度,各自由度的固有周期处均对应着各自 RAOs 的最大值.对于纵荡、纵摇运动,各浪向均存在对应于纵摇固有周期和纵荡固有周期的两个峰值,说明纵摇和纵荡运动的耦合效应较为明显;对于垂荡运动,可以发现在垂荡固有周期处有着显著的峰值;同时不同的波浪入射角对各自自由度 RAOs(除了首摇)的影响不大,表明三对称的系泊系统稳定性较好;对于首摇运动,各浪向均存在分别对应于首摇、纵荡和纵摇固有周期的 3 个峰值,同时随着波浪入射角的增大,在同一波浪周期处其 RAOs 呈现上升趋势.

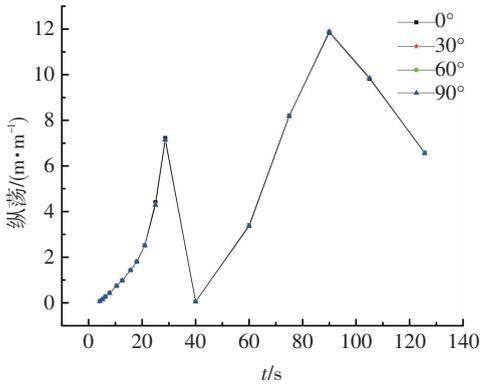


图 7 纵荡 RAO

Fig.7 RAO for surge motion

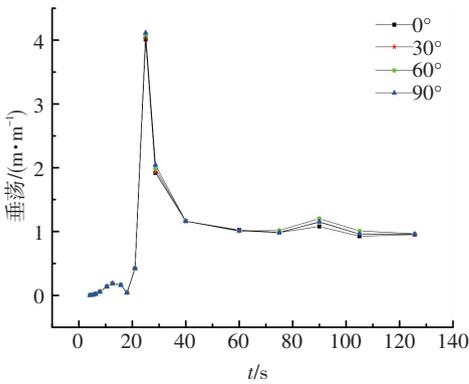


图 8 垂荡 RAO

Fig.8 RAO for heave motion

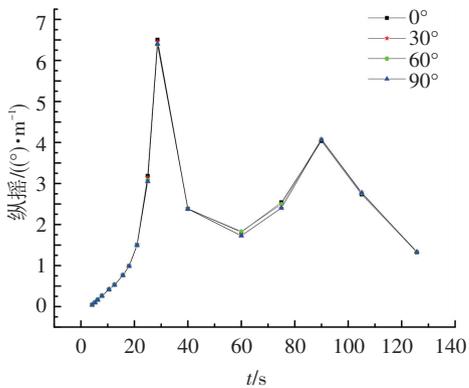


图 9 纵摇 RAO

Fig.9 RAO for pitch motion

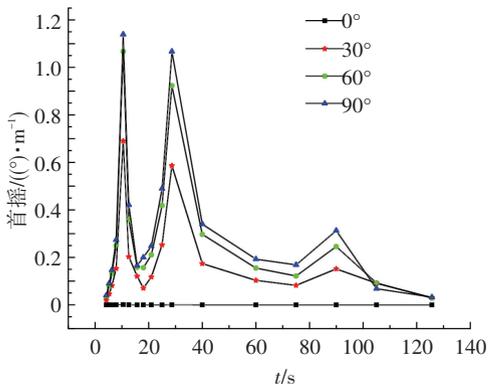


图 10 首摇 RAO

Fig.10 RAO for yaw motion

3.3 不同浪向一阶波浪力下平台运动响应

通过对 50 年一遇海况即 LC3 和 LC4 条件下处于停机状态的风力机运动响应比较发现,两种工况的运动响应相差较小.表 6 给出 0°浪向角下,两种工况的运动响应极值对比.

表 6 不同海况下各自由度运动响应极值

Tab.6 Extreme motion response values of each DOF under different sea conditions

项目	纵荡/ m	横荡/ m	垂荡/ m	横摇/ (°)	纵摇/ (°)	首摇/ (°)
LC3 最小值	-13.324	0	-2.188	0	-7.852	0
LC4 最小值	-13.032	0	-2.104	0	-7.671	0
LC3 最大值	14.118	0	2.181	0	7.090	0
LC4 最大值	14.622	0	2.249	0	7.197	0

事实上由于停机状态下叶片的桨距角均设置为与风向夹角 90°,此时的风力与波浪力相比非常小,且只考虑波浪会大大提高计算速度,因此涉及极限海况的计算可仅考虑极限波浪.

极限海况下风力机的生存状态,最重要的就是各自由度尤其是纵摇(横摇)角的最大值不能过大,以避免发生风力机倾覆的危险.本文中,利用随机数生成 5 对不同的波种子,对于一阶运动,每种浪向分别计算 5 组极限波浪工况,每组计算 3 h,各运动响应极值的确定取该 5 个工况极值的平均值.表 7 给出各浪向下风力机各自由度运动响应极值,这里的坐标系同不同浪向下平台 RAOs.根据表 7 可以看出,浪向角的变化对各自由度(首摇除外)运动响应影响较小,因此在分析二阶波浪力对平台运动的影响时,考虑一个波浪入射角即可;首摇运动极值随着波浪入射角的增大而增大,但其最大值仍在 7°以内.

3.4 二阶波浪力下平台运动响应

考虑二阶波浪力的运动响应计算,这里给出 90°浪向下的运动极值结果,此时需比较平均波浪力和慢漂波浪力对平台运动的影响,故各自计算 5 组即共 10 组工况.表 8 给出风力机各自由度运动响应极值.图 11、12 给出平台垂荡运动、纵摇运动 2 000 ~ 3 000 s 的时域响应对比,图 13、14 给出经傅里叶变换后,平台垂荡运动、纵摇运动的频域响应对比.

由表 8 可明显看出二阶平均波浪力对平台各自由度运动响应影响均较小;而纵荡、横荡、首摇运动在二阶慢漂波浪力作用下,有一定增大但不明显;而对于垂荡运动,二阶慢漂波浪力影响显著,运动极值增幅达 63%;同样的,二阶慢漂波浪力对纵摇的影响也比较明显,极值增幅达 19%左右.

图 13 可以看出考虑二阶慢漂波浪力后,垂荡运动较只考虑一阶波浪力明显增大,说明二阶慢漂力

会激发较大的垂荡运动响应;图 14 可以看出二阶慢漂波浪力在垂荡自然频率处的功率谱幅值远远大于一阶运动,表明能量在低频处尤其是垂荡自然频率处较为集中,二阶慢漂波浪力激发了垂荡自由度的低频共振效应,这与时域计算结果一致;对于纵摇运动,考虑二阶慢漂波浪力下的时域运动响应也较一

阶波浪力为大,同时在纵摇自然频率处,二阶慢漂波浪力下的纵摇功率谱幅值同样大于一阶运动,但不如垂荡运动明显;对于各自由度,均可看出波浪能量在谱峰频率处均较为集中且受二阶慢漂波浪力影响较小,再次表明慢漂波浪力主要激发低频共振效应,对波频运动影响较小.

表 7 不同浪向角下各自由度运动响应极值

Tab.7 Extreme motion response values of each DOF in different wave direction

项目	浪向/(°)	纵荡/m	横荡/m	垂荡/m	横摇/(°)	纵摇/(°)	首摇/(°)
最小值	0	-13.324	0	-2.188	0	-7.852	0
	30	-13.825	-1.032	-2.275	-0.709	-7.075	-3.918
	60	-14.397	-0.490	-2.399	-1.102	-7.212	-5.586
	90	-13.652	-0.688	-2.271	-1.388	-7.532	-6.756
最大值	0	14.118	0	2.181	0	7.090	0
	30	13.678	0.780	2.290	0.059	7.824	3.827
	60	13.321	0.914	2.392	-0.018	7.723	5.567
	90	13.820	1.435	2.271	-0.001	7.294	6.835

表 8 二阶波浪力作用下各自由度运动响应极值

Tab.8 Extreme motion response of each DOF under second order wave force

项目	波浪属性(-)	纵荡/m	横荡/m	垂荡/m	横摇/(°)	纵摇/(°)	首摇/(°)
最小值	一阶	-13.652	-0.688	-2.271	-1.388	-7.532	-6.756
	二阶平均	-13.528	-1.437	-2.144	-1.388	-7.554	-6.764
	二阶慢漂	-13.682	-1.587	-2.926	-1.494	-8.803	-6.719
最大值	一阶	13.820	1.435	2.271	-0.001	7.294	6.835
	二阶平均	13.952	0.683	2.408	-0.001	7.275	6.821
	二阶慢漂	14.100	0.651	3.705	0.241	7.018	7.298

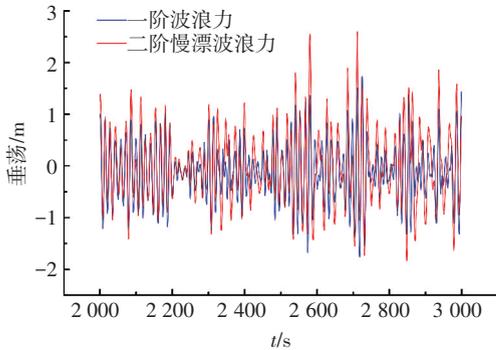


图 11 垂荡时域响应

Fig.11 Time domain response of heave

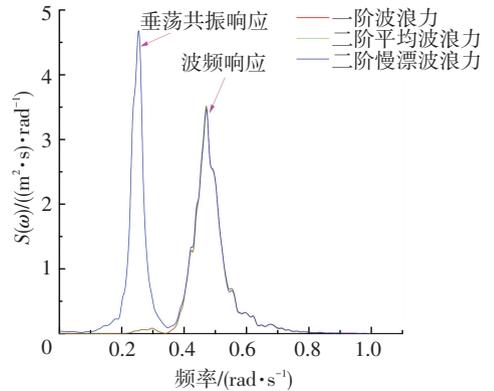


图 13 垂荡频域响应

Fig.13 Frequency response of heave

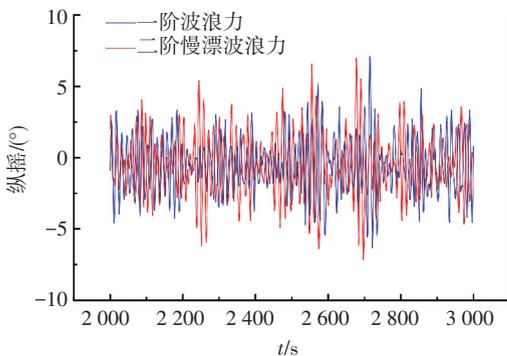


图 12 纵摇时域响应

Fig.12 Time domain response of pitch

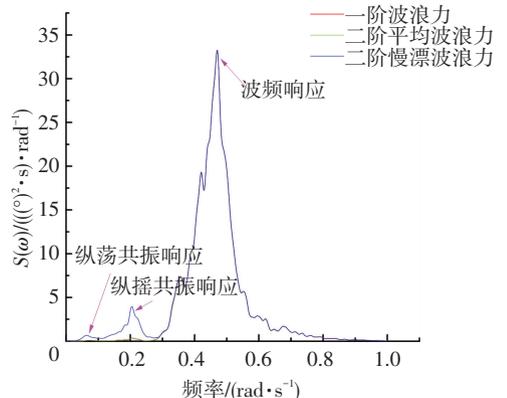


图 14 纵摇频域响应

Fig.14 Frequency response of pitch

3.5 不同浪向下锚链张力响应

考虑到锚链张力最大的情况,本文只给出 0° 浪向系缆 1 导缆孔处的张力响应.张力极值的确定依然如不同浪向一阶波浪力下平台运动响应所述,表 9 给出系缆 1 导缆孔处的张力极值.图 15 给出系缆 1 张力的 2 000~3 000 s 的时域响应对比,图 16 给出系缆 1 张力的频域响应对比.

表 9 系缆 1 导缆孔处张力极值

Tab.9 Extreme fairlead tension force of mooring line1

项目	一阶波浪力	二阶平均波浪力	二阶慢漂波浪力
张力/kN	2 962.6	2 934.2	3 206.8

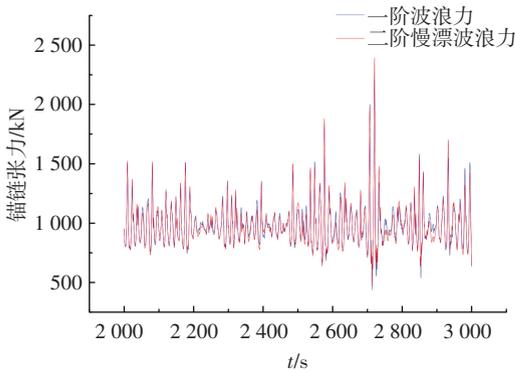


图 15 张力时域响应

Fig.15 Frequency response of heave

根据表 9 可以看出,二阶慢漂波浪力对锚链张力的影响比较明显,极值增大了 200 kN;图 15 可以看出考虑二阶慢漂波浪力下的张力时域响应也较一阶波浪力为大;图 16 表明二阶慢漂波浪力在纵荡固有周期即低频处激发了共振运动,诱发更大的锚链张力,在波频处二阶慢漂波浪力影响甚微.

表 10 极限波浪下各浪向机舱加速度

Tab.10 Nacelle acceleration of each wave direction in extreme wave conditions

波浪浪向/属性 (-)	NcAxs-min	NcAys-min	NcAzs-min	NcAxs-max	NcAys-max	NcAzs-max	Overall-max
0°/一阶波浪力	-6.885	-0.005	-1.314	7.313	0.005	0.381	7.354
0°/二阶平均波浪力	-6.884	-0.005	-1.315	7.308	0.005	0.382	7.350
0°/二阶慢漂波浪力	-7.020	-0.008	-1.310	7.420	0.007	0.455	7.543
30°/一阶波浪力	-5.952	-3.507	-1.317	6.280	3.580	0.348	7.300
60°/一阶波浪力	-3.435	-6.100	-1.299	3.680	6.137	0.282	7.274
90°/一阶波浪力	-0.230	-6.913	-1.235	0.376	7.184	0.246	7.292
90°/二阶平均波浪力	-0.229	-6.916	-1.238	0.376	7.182	0.246	7.293
90°/二阶慢漂波浪力	-0.266	-7.046	-1.223	0.394	7.271	0.295	7.466

4 结 论

1) 采用 3 根互相成 120° 的锚链构成的系泊系统稳定性较好,波浪入射角越大, spar 型浮式风力机首摇运动越大,而入射角对其他自由度运动响应影响较小,实际分析可只考虑一个波浪入射角.

2) 二阶慢漂波浪力对垂荡运动的影响非常显

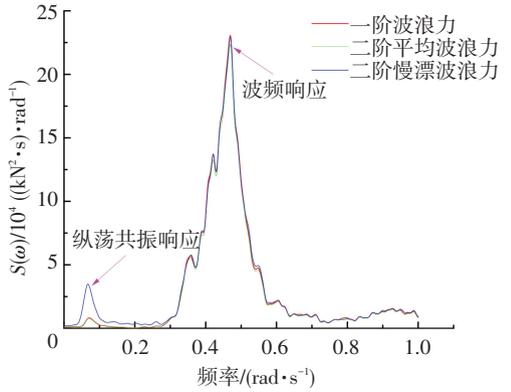


图 16 张力频域响应

Fig.16 Frequency response of tension force

3.6 不同浪向下机舱加速度响应

机舱加速度极值的确定依然如不同浪向一阶波浪力下平台运动响应所述,表 10 给出不同浪向下机舱 3 个方向加速度的极值.其中“NcAxs”为机舱沿 X_s 轴方向的单位平移加速度,“NcAys”、“NcAzs”类似,“Overall-Max”为机舱最大总加速度,机舱坐标系如图 17 所示.

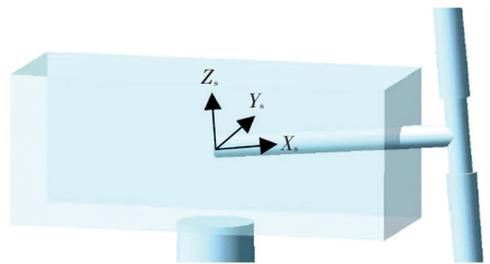


图 17 机舱坐标系

Fig.17 Shaft coordinate system

著,对纵荡和首摇的影响较小;二阶慢漂波浪力会激发较大的纵摇运动响应,在 spar 浮式风力机的设计中应注意慢漂波浪力的影响.本文中设计出的 spar 平台,最大纵摇角不超过 10°,符合设计标准;机舱设计的加速度应能承受一个重力加速度的载荷.

3) 设计出的 6 MW spar 浮式风力机在极限海况下具有良好的运动响应,delta-line 能够避免首摇角

过大,从而不会发生锚链互相缠绕的现象,且即使考虑二阶慢漂波浪力后,系泊系统的最大张力远在破断力之下,完全能够保证浮式风力机在恶劣海况下依然能够生存。

参考文献

- [1] SKAARE B, NIELSEN F G, HANSON T D, et al. Analysis of measurements and simulations from the Hywind Demo floating wind turbine[J]. *Wind Energy*, 2015, 18(6): 1105–1122. DOI: 10.1002/we.1750.
- [2] 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 (NREL), Golden, CO., 2009. DOI: 10.2172/947422.
- [3] JONKMAN J M. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine: NREL/TP-500-41958 [R]. Golden, Colorado: National Renewable Energy Laboratory (NREL), Golden, CO., 2009. DOI: 10.2172/921803.
- [4] JONKMAN J, MUSIAL W. Offshore code comparison collaboration (OC3) for IEA wind task 23 offshore wind technology and deployment: NREL/TP-5000-48191 [R]. Golden, Colorado: National Renewable Energy Laboratory (NREL), Golden, CO., 2009. DOI: 10.2172/1004009.
- [5] KARIMIRAD M, MOAN T. Extreme dynamic structural response analysis of catenary moored spar wind turbine in harsh environmental conditions[J]. *Journal of Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, 2011, 133(4): 41103. DOI:10.1115/1.4003393.
- [6] COULING A J, GOUPEE A J, ROBERTSON A N, et al. Importance of second-order difference-frequency wave-diffraction forces in the validation of a fast semi-submersible floating wind turbine model: preprint[C]//Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2013), Nantes, France; NREL, 2013, DOI:10.1115/OMAE2013-10308.
- [7] ROALD L, JONKMAN J, ROBERTSON A, et al. The effect of second-order hydrodynamics on floating offshore wind turbines☆[J]. *Energy Procedia*, 2013, 35(1): 253–264. DOI: 10.1016/j.egypro.2013.07.178.
- [8] KARIMIRAD M. Modeling aspects of a floating wind turbine for coupled wave-wind-induced dynamic analyses [J]. *Renewable Energy*, 2013, 53: 299–305. DOI: 10.1016/j.renene.2012.12.006.
- [9] BAYATI I, JONKMAN J, ROBERTSON A, et al. The effects of second-order hydrodynamics on a semisubmersible floating offshore wind turbine [J]. *Journal of Physics Conference Series*, 2014, 524(1): 12094 – 12103. DOI: 10.1088/1742 – 6596/524/1/012094.
- [10] BORG M, MANUEL L, COLLU M, et al. Long-term global performance analysis of a vertical-axis wind turbine supported on a semi-submersible floating platform [C]//Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. St. John's, Newfoundland, Canada; ASME, DOI: 2015. 10.1115/OMAE2015-41734.
- [11] HORDVIK T. Design analysis and optimisation of mooring system for floating wind turbines [D]. Trondheim, Norway: Norwegian University of Science and Technology. 2011.
- [12] API. API 2F Specification for mooring chain; API 2F-1997 [S]. Washington: American Petroleum Institute, 1997.
- [13] BAE Y H. Development of a dynamic mooring module feam for fast v8[D]. College Station, TX: Texas A&M University (TAMU), 2014.
- [14] MAURO H. The drift of a body floating on waves[J]. *Journal of Ship Research*. 1960, 4: 1–5.
- [15] PINKSTER J A. Low frequency second order wave exciting forces on floating structures [D]. Delft, Nederland: Delft University of Technology, 1980.
- [16] KARIMIRAD M, MOAN T. Wave and wind-induced dynamic response of a spar-type offshore wind turbine [J]. *Journal of Waterway Port Coastal & Ocean Engineering*, 2012, 138(1): 9–20. DOI: 10.1061/(ASCE)WW.1943-5460.0000087.

(编辑 张红)