



锚链动态效应对海上浮式风力机整体系统动响应的影响

郭双喜^{①②}, 陈伟民^{①②*}, 付一钦^{①②}

① 中国科学院力学研究所, 流固耦合系统力学重点实验室, 北京 100190;

② 中国科学院大学工程科学学院, 北京 100049

*联系人, E-mail: wmchen@imech.ac.cn

收稿日期: 2016-06-01; 接受日期: 2016-09-21; 网络出版日期: 2016-11-01

国家自然科学基金资助项目(编号: 11232012, 11372320)

摘要 建立了海上浮式风力机包括弹性叶片、塔架以及SPAR浮体和悬链线式系泊线的整体系统动力模型, 并基于改进的三维动态悬链线理论和有限元进行了5 MW大型风力机的动响应数值模拟和分析; 与以往的准静态方法和简化模型不同, 本文考虑了系泊系统的动态特性(例如惯性力和阻尼力)、以及大尺寸柔性部件叶片、塔架等的弹性动力, 分析了在波浪载荷下的风力机系统动响应. 给出了悬链线式系泊线上的惯性载荷与黏性水动阻力等动态效应对系泊张力及其运动特性的影响, 通过与仅考虑静态回复力的准静态法结果对比, 分析了系泊系统动态特性对风力机结构响应的影响. 我们的数值结果表明: 考虑系泊线的动态特性, 其动张力会明显增大, 系泊线松弛-张紧的冲击张力幅值差可达到准静态值的10倍以上. 当波浪频率远高于系统频率时, 系泊系统的动态效应会加速结构瞬态项的衰减, 而波浪频率与系统频率接近时, 系泊系统的动态特性能明显降低浮体的响应位移, 幅值降低约20%.

关键词 动响应, 浮式风力机, 系泊悬链线, 动张力

PACS: 02.60.Cb, 46.70.Hg, 45.50.Dd, 05.45.Tp

1 引言

海上浮式风力机作为新概念型风力机, 与陆上风力机相比有独特的优势: 海上风力机功率相对较大, 可以提供更大的电力产量; 与陆上风力机相比距负载中心更近, 降低了电力输送成本; 而且安装的风力机远离海岸, 可以避免风力机运转产生的噪音影响; 另

外, 海上的风速较大、风情稳定、不占用陆地资源且有更广阔的安装空间, 是风电工业的未来发展新方向之一. 然而, 由于所处环境的特殊性和复杂性, 海上风力机也面临着严峻挑战, 其受到风、海洋波浪和流的作用, 外载荷条件比陆地上的风力发电机更为复杂, 因此, 为保证风力机发电效率和运营安全性, 进行风力机整体系统在环境载荷作用下的耦合动响应分析

引用格式: 郭双喜, 陈伟民, 付一钦. 锚链动态效应对海上浮式风力机整体系统动响应的影响. 中国科学: 物理学 力学 天文学, 2016, 46: 124711
Guo S X, Chen W M, Fu Y Q. Impacts of moving catenary mooring-lines on the dynamic response of floating wind turbine (in Chinese). Sci Sin-Phys Mech Astron, 2016, 46: 124711, doi: [10.1360/SSPMA2016-00277](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00277)

是十分必要的. 与传统固定式风力机相比, 浮式风力机需要下部基础、系泊线(或张力腿)、固定锚等附加设备维持其稳定性, 按获得回复力矩的方式通常将浮式风力机分为半潜式、张力腿式、SPAR式和驳船式, 这些浮式风力机的共同点是依靠浮力和系泊线上的张力提供摇荡的回复力、固定风力机系统的位置.

目前风力机系统的响应研究多采用准静态法模拟水下系泊线, 主要考虑系泊系统的静态回复力, 忽略系泊系统的惯性力、黏性水动力阻力. Robertson等人^[1]将系泊线简化为非线性弹簧, 用准静态方法对比了6种基础条件的浮式风力机载荷和稳定性. Karimirad等人^[2]将系泊系统的静回复力-位移关系作为已知条件, 对风力机叶片和塔架建立了有限元结构模型, 研究了悬链线锚泊的SPAR型浮式风力机的动响应, 他的研究表明浮体多个工况响应的平均幅值主要由波浪载荷引起. Matha等人^[3]基于风力机专用软件FAST联合其他子程序分析了张力腿型风力机的动态特性, 结果表明在极限载荷条件下平台的纵摇和纵荡运动会使叶片根部的应力增大13%、塔架根部弯曲应力增大25%. 风力机响应分析流行软件FAST^[4-6], 由美国国家可再生能源实验室(National Renewable Energy Laboratory, NREL)起初针对陆地固定式水平轴风力机开发, 结合了模态方法和多体动力学方法. 但是, 其中的系泊系统回复力用准静态方法得到, 忽略了系泊线的惯性力和黏性水动力阻力; 仅考虑了有限个数的结构自由度, 例如仅取叶片前两阶挥舞和摆振模态; 并且, 其模态、频率等结果是依靠其他软件事先计算出来再作为外部数据输入的.

而随着水深的增大由于系泊线长度的大幅度增加, 考虑系泊线的动力特性影响变得更加明显, 准静态方法会高估悬链线系泊的风力机浮体结构的纵荡响应^[7]. Matha等人^[8]的研究表明, 考虑系泊线上的水动力阻力会使风力机系统响应有明显的差异, 尤其是浮体结构的位移响应. Kallesoe等人^[9]用有限元方法模拟了系泊线, 研究表明考虑系泊线动力特性后风力机受到的疲劳载荷会有所降低.

另外, 风力机整体系统的动响应分析目前主要采用多体动力学法和有限自由度法, Jeon等人^[10]将上部风力机简化为集中质量, 计算了悬链线锚泊的SPAR型风力机在非规则波浪条件下的时频域响应, 并研究了系泊线的长度和锚泊位置对系泊张力的影响.

Christiansen等人^[11]考虑浮体的六自由度运动, 将风载作为集中推力加载, 分析了风速、波浪频率和风波夹角对系统响应的影响. Browning等人^[12]模拟张力腿平台式(Tension Leg Platform, TLP)风力机在风浪载荷作用下的动响应时, 将风力机系统简化为有限自由度模型. 多体动力学法和有限自由度法都简化了风力机结构中的柔性部件, 不能给出系统动响应过程中弹性部件的变形和响应, 也没有考虑大尺寸风力机的柔性结构之间的动力耦合.

本文首先基于有限元数值模拟, 建立了包含叶片、塔架、SPAR浮体和系泊系统的浮式风力机整体系统的动响应分析模型, 并且考虑系泊系统的动态效应, 即惯性力和黏性水动力阻力的影响. 分析了规则波浪作用下风力机整体系统的动响应, 包括浮体平台运动位移, 机舱的运动位移、速度、加速度以及系泊线张力, 并讨论了系泊系统的动态特性对风力机结构动响应和系泊线张力的影响.

2 分析模型

2.1 动态悬链线控制方程

对于悬链线式结构, 经典悬链线理论实质上为静态理论, 二维刚性悬链线的平衡方程为

$$\begin{aligned} y &= (T_0/w)(1/\cos\theta - 1/\cos\theta_0), \\ x &= (T_0/w)[\sinh^{-1}(\tan\theta) - \sinh^{-1}(\tan\theta_0)], \\ l &= (T_0/w)(\tan\theta - \tan\theta_0), \end{aligned} \quad (1)$$

其中, x, y 为系泊线的空间位置, l 为系泊线长度; w 为悬链线单位长度的重量; T_0 为悬链线底端的张力; θ 为悬链线与水平线的夹角; 下标0表示参数在下端点的值. 如果悬链线下端点与水平线相切, (1)式简化为

$$y = a\left(\cosh\frac{x}{a} - 1\right), \quad (2)$$

其中 $a = T_0/w$, (2)式即为经典静态理论的悬链线方程.

可以看出, 静态理论主要依靠结构的自身重量和悬垂形状来平衡锚链上的张力, 忽略了自身惯性力和其上的流体作用力. 事实上, 对于深水长系泊系统, 自身惯性力和流体的黏性力、附加惯性力都会影响系泊线本身的回复性能, 进而影响风力机整体系统的动态响应, 因而在结构动响应分析中是不可忽略的.

为了考虑系泊锚链的动态效应, 本文基于改进的

三维动态悬链线理论和有限元数值模拟, 针对悬链线式系泊系统的特点, 将结构进行有限单元离散, 并将单元之间转角约束和抗弯刚度设为零; 而且设置结构顶端预载荷和结构静态预变形, 从而模拟实际悬链线的初始悬垂和不承弯特征; 另外, 考虑了结构惯性力和作用于结构上的水动力影响. 最后通过数值方法求解整体系统的非线性瞬态动力方程, 得到风力机整体系统的动响应. 对于图1所示的三维系泊线结构, i, j 和 k 为总体坐标轴的单位矢量.

结构微段上的力和力矩平衡方程如下:

$$d\mathbf{F} + \mathbf{q}ds = \rho ds A \ddot{\mathbf{r}}(s, t), \quad (3)$$

$$d\mathbf{M} + d\mathbf{r} \times \mathbf{F} + \mathbf{m}ds = 0, \quad (4)$$

其中, \mathbf{F} 为作用于锚链中心线上集中力的合力, \mathbf{M} 为作用于锚链中心线上的总力矩, \mathbf{q} 为作用于锚链上单位长度的外力, ρ 为锚链密度, A 为锚链的横截面积, 锚链中心线的空间位置 \mathbf{r} 矢量是时间与弧长 s 的函数, \mathbf{m} 为单位长度锚链上的外力矩.

将(3)和(4)式两边分别除以 ds , 化简得

$$\mathbf{F}' + \mathbf{q} = \rho A \ddot{\mathbf{r}}, \quad (5)$$

$$\mathbf{M}' + \mathbf{r}' \times \mathbf{F} + \mathbf{m} = 0. \quad (6)$$

弯矩和曲率有以下关系:

$$\mathbf{M} = \mathbf{r}' \times (B\mathbf{r}'') + \mathbf{H}\mathbf{r}', \quad (7)$$

其中, B 为弯曲刚度, \mathbf{H} 为扭矩. 假设无均布的扭矩和弯矩作用并将(7)式代入(6)式中得到

$$\mathbf{r}' \times [(B\mathbf{r}'')' + \mathbf{F}] = 0, \quad (8)$$

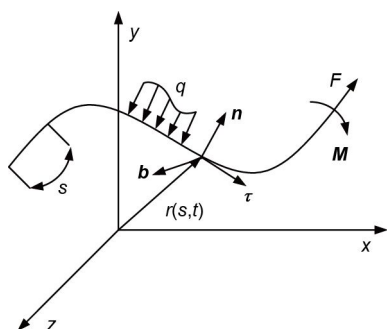


图1 三维系泊线结构示意图
Figure 1 Sketch of 3D catenary mooring-line.

上式表述了锚链空间位置矢量 \mathbf{r} 和作用于锚链中心线上的合力 \mathbf{F} 在垂直于中轴线方向上的分量的关系. 从(8)式可以得到 \mathbf{F} 满足以下关系:

$$\mathbf{F} = -(B\mathbf{r}'')' + \lambda \mathbf{r}'. \quad (9)$$

将(9)式代入(5)式中, 得到细长锚链运动方程的矢量形式如下:

$$-(B\mathbf{r}'')'' + (\lambda \mathbf{r}')' + \mathbf{q} = \rho A \ddot{\mathbf{r}}, \quad (10)$$

λ 为标量. \mathbf{r}' 满足变形协调条件

$$\mathbf{r}' \cdot \mathbf{r}' = (1 + \varepsilon)^2, \quad (11)$$

其中, ε 表示锚链的弹性伸长. 由于该方程为复杂的非线性方程, 直接求得解析解是非常困难的, 通常采用数值方法求解.

2.2 浮体运动和风力机整体系统动力方程

通常, 浮体结构运动动力平衡方程中除了自身惯性的影响外, 还包含风载、上部风力机作用、水动力和作用于其上的系泊系统回复力等因素, 即时间域的浮体运动方程可表示为

$$\mathbf{M}_{ij}(q, t) \ddot{q}_j = f_i(q, \dot{q}, \ddot{q}, t), \quad (12)$$

式中, \mathbf{M}_{ij} 为质量矩阵, q_j 为结构 j 方向的位移, t 为时间, f_i 为作用在 i 方向的外载荷. 如果只考虑浮体的刚体运动, 下标 i, j 的取值为 1-6 (1 表示纵荡, 2 表示横荡, 3 表示垂荡, 4 表示横摇, 5 表示纵摇, 6 表示艏摆).

作用在浮体结构上的载荷可以表示为

$$\mathbf{F}_i = -\mathbf{A}_{ij} \ddot{q}_j + \mathbf{F}_i^{\text{Hydro}} + \mathbf{F}_i^{\text{Lines}}, \quad (13)$$

其中, \mathbf{A}_{ij} 为附加质量矩阵, $\mathbf{F}_i^{\text{Lines}}$ 为系泊系统的回复力, 除附加质量外的水动载荷 $\mathbf{F}_i^{\text{Hydro}}$ 可以写成

$$\mathbf{F}_i^{\text{Hydro}} = \mathbf{F}_i^{\text{Wave}} + \rho_1 g V_0 \delta_{i3} - \mathbf{C}_{ij}^{\text{Hydro}} \dot{q}_j, \quad (14)$$

式中第一项为波浪力, 通常可以用势流理论计算, 在结构横向尺寸远小于波长时, 可用 Morison 公式代替; 第二项为浮力, 式中 ρ_1 为海水密度, g 为重力加速度, V_0 为浮体的排水体积, δ_{i3} 表示浮力在浮体的垂荡自由度方向; 第三项为因浮体触水面积变化而产生的回复力, 其中的系数矩阵可写为

$$C_{ij}^{\text{Hydro}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{33} & 0 & C_{35} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & C_{35} & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (15)$$

系泊线系统的回复力可分为浮体在初始位置处作用在各自由度上的回复力和由浮体运动引起的回复力两部分,即

$$F_i^{\text{Lines}} = F_i^{\text{Lines},0} - C_{ij}^{\text{Lines}} q_j. \quad (16)$$

最后,包含机舱、叶片、塔架、浮体和系泊系统在内的浮式风力机整体结构的运动方程可写为

$$\begin{bmatrix} M_W & M_{12} & M_{13} \\ M_{21} & M_P & M_{23} \\ M_{31} & M_{32} & M_{\text{moor}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_W \\ \ddot{x}_P \\ \ddot{x}_{\text{moor}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_W \\ \dot{x}_P \\ \dot{x}_{\text{moor}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} & K_{13} \\ K_{21} & K_{22} & K_{23} \\ K_{31} & K_{32} & K_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_W \\ x_P \\ x_{\text{moor}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_W \\ F_P \\ F_{\text{moor}} \end{bmatrix}, \quad (17)$$

其中,位移矢量包括风力机位移 \mathbf{x}_W (叶片、塔架和机舱)、浮体位移 \mathbf{x}_P 和系泊系统位移 \mathbf{x}_{moor} 三部分;每个位移分量所包含的位移个数与该部分结构的节点自由度的总和相同。 \mathbf{F} 包含了所有的环境载荷、结构体力(离心力、重力)以及系泊系统的动态回复力(即考虑惯性和阻尼效应)。整体系统的质量、阻尼、刚度矩阵存在非对角元素,代表了各部分的相互耦合作用;另外,系统还包含了连接刚体和柔性体的协调单元,以保证计算的收敛。

常规波浪条件下,系泊线的水动力也可用Morison公式计算,本文计算中系泊线阻力系数取1.2,SPAR平台的黏性阻力系数取0.6^[13]。系泊缆索和整体风力机系统的运动方程为复杂的非线性方程,很难直接得到解析解,本文采用数值方法求解。鉴于Newmark法可以通过积分参数调整积分区间内加速度的分布形式和锚链运动方程的非线性,本文采用Newmark法求解非

线性运动方程,其速度和位移递推表达式如下:

$$\begin{aligned} \dot{u}_{t+\Delta t} &= \dot{u}_t + [(1-\beta)\ddot{u}_t + \beta\ddot{u}_{t+\Delta t}]\Delta t, \\ u_{t+\Delta t} &= u_t + \dot{u}_t\Delta t + \left[\left(\frac{1}{2} - \alpha \right) \ddot{u}_t + \alpha\ddot{u}_{t+\Delta t} \right] \Delta t^2, \end{aligned} \quad (18)$$

式中, α, β 分别取1/6, 1/2,即采用线性加速度方法。

2.3 风力机模型参数

以OC3-Hywind SPAR型浮式风力机^[13,14]为算例,该模型中,一个5 MW的风力机安装在浮式的SPAR平台上,用锚泊链锚泊,系泊点在海平面以下70 m,主要参数见表1。SPAR形式的海上风力机主体适宜水深120–700 m。采用本文的有限元模型计算得到的浮式风力机系统的固有周期见表2,可见本文计算结果和文献^[15]的结果吻合良好,验证了有限元模型的正确性。

通常用浮体结构的六个刚体自由度位移来衡量风力机在风、浪载荷下的动响应,对于SPAR型风力机,纵荡和横荡运动幅度与系泊系统的动态回复特性直接相关,而其他自由度运动主要取决于浮体结构的特性,例如垂荡、首摇运动主要依靠结构自身惯性回复。由于该SPAR平台的良好垂荡性能,本文主要考虑风力机的纵荡、纵摇运动。

3 系泊系统动态性能与风力机整体系统动响应

建立了包含叶片、塔架、SPAR浮体和系泊系统在内的完整风力机有限元模型(图2)。结构有限元模型中的风力机叶片用梁单元,塔架和浮体采用壳单元;用无相互转动约束的非线性梁单元模拟系泊线,考虑了系泊线上的惯性力和水动阻力;为了便于与准静态结果进行对比,还建立了弹簧式准静态模型,即系泊系统的回复力用经典悬链线理论计算。风力机浮体结构的纵荡回复力主要由系泊系统提供,而纵摇的回复力矩主要由结构的自重和流体浮力提供。计算所取的规则波浪工况如表3所示^[16]。动响应计算的初始时刻风力机处于静止状态。

表1 OC3-Hywind SPAR风力机主要结构和几何参数

Table 1 The structural and geometric parameters of OC3-Hywind SPAR wind turbine

参数	塔顶距海平面高度	塔架材料密度	浮体吃水深度	浮体重量	水中锚链的等效重量	系泊水深	锚泊半径	锚链长度
数值	87.6 m	8500.0 kg/m ³	120.0 m	7466330 kg	698.094 N/m	420.0 m	706.0 m	800.0 m

表2 风力机固有周期

Table 2 The natural periods of the wind turbine

模态	本文数值结果 (s)	文献 ^[15] 结果 (s)	误差 (%)
纵荡	120.00	125.60	4.46
横荡	120.00	125.60	4.46
纵摇	28.00	28.50	1.75
横摇	27.70	28.50	2.81

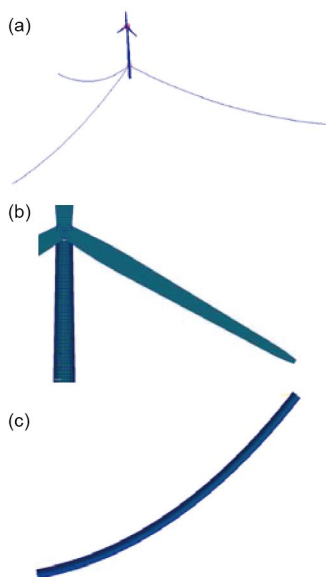


图2 (网络版彩图)整体风力机系统有限元模型。(a)整体风力机有限元模型;(b)叶片和塔架局部放大;(c)锚链结构的局部放大

Figure 2 (Color online) The FEM model of integrated system. (a) The integrated system of the wind turbine; (b) the blades and tower; (c) the catenary mooring-line.

表3 规则波浪工况^[16]

Table 3 Cases of regular wave [16]

工况	波浪周期 (s)	波高 (m)
1	10	3
2	12	3
3	14	3
4	16	3
5	18	3
6	20	3

3.1 水下锚链动态特性

分析风力机运动过程中水下锚链的动张力以及水阻力对锚链动张力变化的影响规律. 系泊线1(所在平面与风轮旋转平面垂直)的动张力见图3和4(波浪周期为20 s, 浮体纵荡运动幅值分别为2和3 m), 当浮体运动幅值增大到3 m时, 相对于准静态张力, 动张力

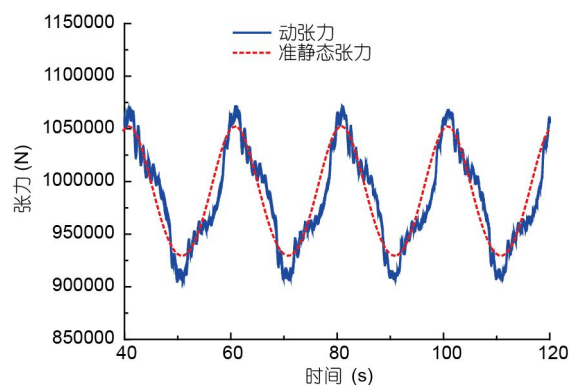


图3 (网络版彩图)锚链张力(纵荡幅值2 m, 周期20 s)

Figure 3 (Color online) Top tension of the catenary line (SPAR surge amplitude is 2 m, period is 20 s).

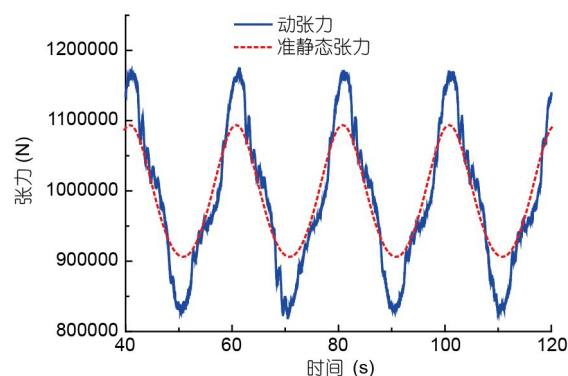


图4 (网络版彩图)锚链张力(纵荡幅值3 m, 周期20 s)

Figure 4 (Color online) Top tension of the catenary line (SPAR surge amplitude is 3 m, period is 20 s).

最大值高出7%左右. 当浮体运动频率增大后(图5和6, 波浪周期10 s), 锚链的动张力迅速增大, 例如当浮体运动周期10 s、幅值3 m时, 锚链最大动张力从准静态的1100 kN增大到1650 kN, 约50%, 张力的幅值差约为准静态值的5倍.

从上面的讨论可以看出, 尽管在低频小纵荡幅值的运动条件下, 锚链的动张力与准静态结果差值不超过10%; 但是, 随着系统纵荡运动的频率或幅值增大, 锚链动张力迅速增大, 与准静态张力有较大差异.

当浮体纵荡频率为0.1 Hz, 幅值为6 m时, 系泊线上端点的张力如图7所示. 从图7中可以看出最大张力迅速增长, 达到准静态张力的近3倍; 另外需要注意的是, 与准静态结果不同, 动响应过程中最小张力值出现零值, 即此时系泊线发生松弛, 这是由于考虑了系泊锚链动态效应引起的. 系泊线中点位置节点的运动相图

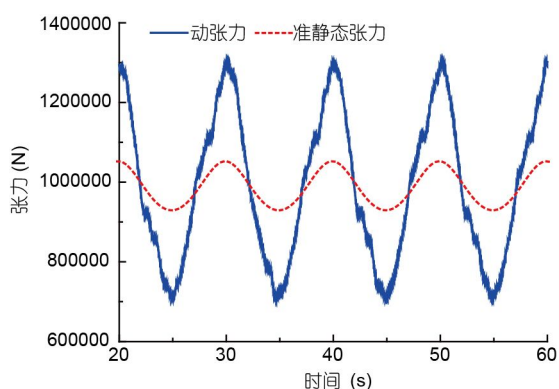


图5 (网络版彩图)锚链张力(纵荡幅值2 m, 周期10 s)
Figure 5 (Color online) Top tension of the catenary line (SPAR surge amplitude is 2 m, period is 10 s).

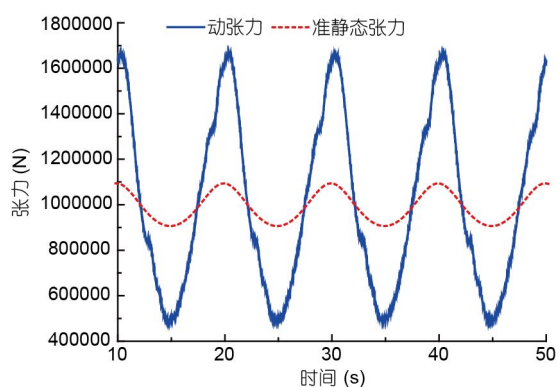


图6 (网络版彩图)锚链张力(纵荡幅值3 m, 周期10 s)
Figure 6 (Color online) Top tension of the catenary line (SPAR surge amplitude is 3 m, period is 10 s).

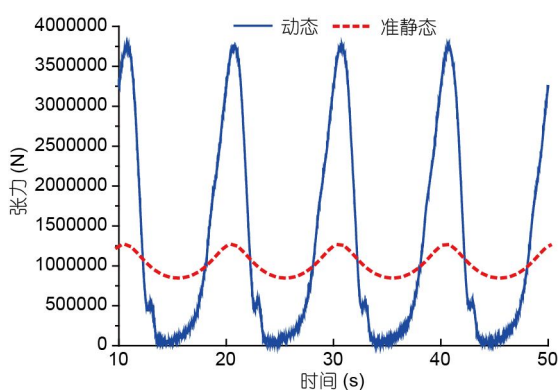


图7 (网络版彩图)锚链张力(纵荡幅值6 m, 周期10 s)
Figure 7 (Color online) Top tension of the catenary line (SPAR surge amplitude is 6 m, period is 10 s).

(图8)表明节点在水平位移的平衡位置会向负方向偏移, 水平速度在位移从负向往正向运动到达最大位置

附近时会有一定的波动; 而垂直位移最大值到最小值的过程中, 速度基本不变, 说明当锚链运动到某一位置, 与准静态情况的重力始终与张力平衡不同, 由于动态效应的作用, 系泊线的重力、阻力、惯性力处于平衡状态, 重力不能为锚链提供张力, 系泊线出现松弛.

图9给出锚链上的水动力对系泊系统回复特性的影响, 即对比了有水动力和无水动力作用的锚链最大动张力值变化规律(浮体纵荡幅值4 m). 从图9可以看出, 随着浮体运动频率的增大, 水下锚链的最大动张力逐渐增加, 而空气中锚链的最大动张力却是先缓慢减小然后再增大; 与空气中锚链相比, 考虑水动力后锚链的最大动张力变大, 最大为空气中锚链最大动张力的2倍. 水动力起到抑制锚链运动速度的作用,

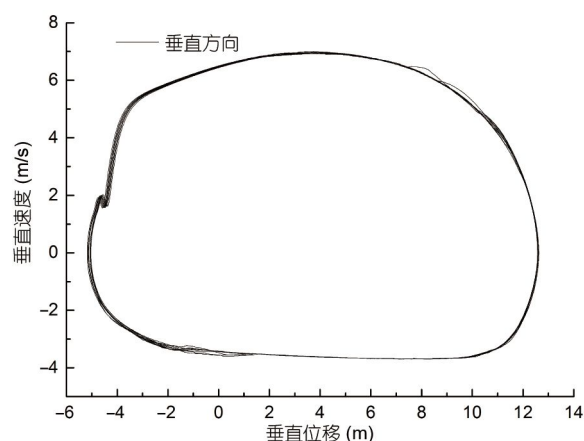


图8 锚链中点垂直方向相图
Figure 8 Phase track of the middle point of the catenary line.

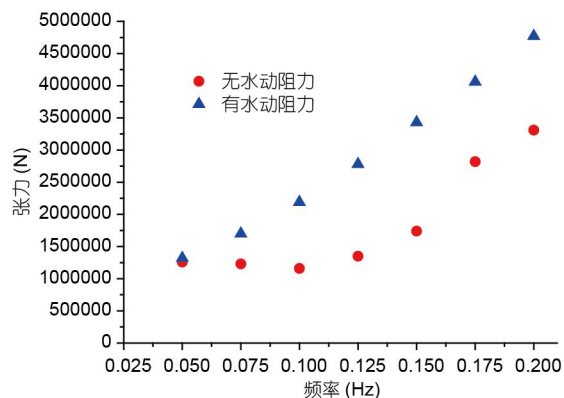


图9 (网络版彩图)锚链动张力
Figure 9 (Color online) Effect of hydrodynamic drag on mooring-line's tension.

而在无水动阻力时,一定运动幅度下锚链的惯性力会抵消部分重力的作用,致使空气中锚链的张力值减小.

3.2 整体风力机系统的浮体和机舱的动响应

图10–12为波浪周期10 s、波高3 m时浮体结构和塔顶机舱的位移响应的时程和频谱. 浮体纵荡响应的时程和频谱分别见图10(a)和(b). 从图10(a)可以看出,浮体结构具有较长时间的瞬态响应阶段,该阶段的响应幅值大于稳态阶段,达到稳态阶段的近9倍. 从图10(b)可见,对应系统固有频率的响应幅值要高于激励频率对应的幅值,这也从另一方面说明了瞬态阶段位移要远大于稳态响应. 与纵荡响应相比,纵摇响应(图11)的瞬态与稳态阶段幅值比要低一些,因为激

励频率与系统固有频率差值越大,瞬态项的最大响应幅值就越大,与纵荡频率相比,激励频率与系统的纵摇频率更为接近. 从机舱的响应(图12)可以看出,机舱位移包含浮体纵荡和纵摇两种运动引起的机舱运动,而浮体的纵摇对机舱运动的影响更为明显,从图12(a)所示时程曲线可以看出,瞬态阶段的主导周期与系统的纵摇周期相近.

3.3 系泊系统动态性能对风力机系统响应的影响

当波浪的激励频率远高于风力机系统自然频率时,结构的稳态响应幅值较小,系泊系统的动态特性对稳态响应的影响几乎可以忽略(见图13). 但是,会明

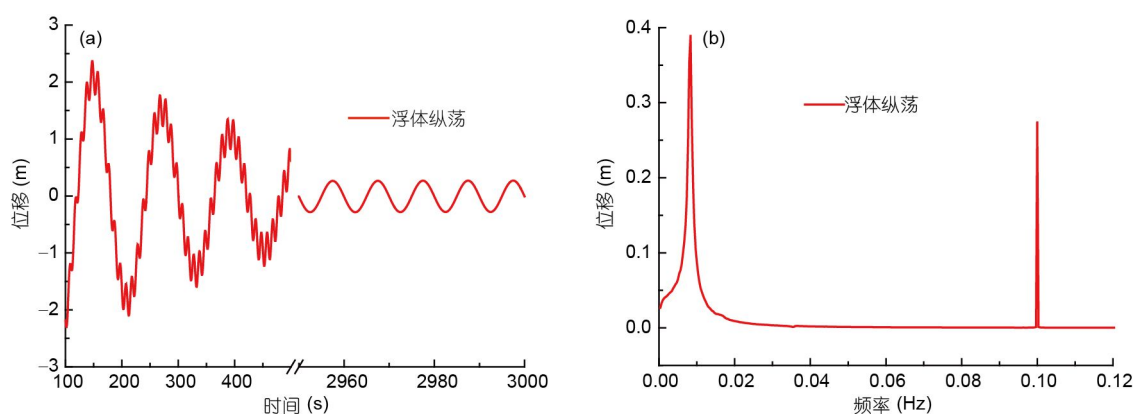


图10 (网络版彩图)浮体纵荡响应的时间历程和频谱. (a) 浮体纵荡位移时程; (b) 浮体纵荡位移频谱

Figure 10 (Color online) The time history and frequency spectrum of SPAR surge. (a) The time history of surge displacement; (b) the frequency spectrum of displacement.

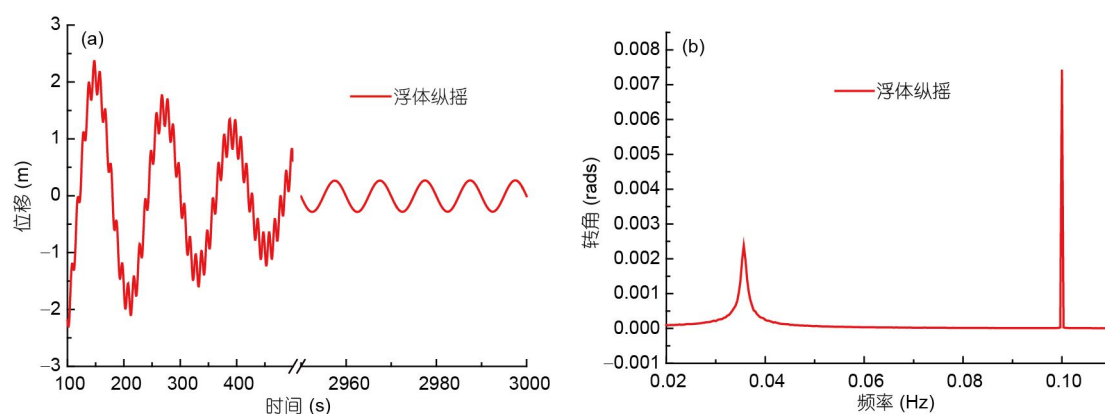


图11 (网络版彩图)浮体纵摇的时间历程和频谱. (a) 浮体纵摇时程; (b) 浮体纵摇频谱

Figure 11 (Color online) The time history and frequency spectrum of SPAR pitch. (a) The time history of surge displacement; (b) the frequency spectrum of displacement.

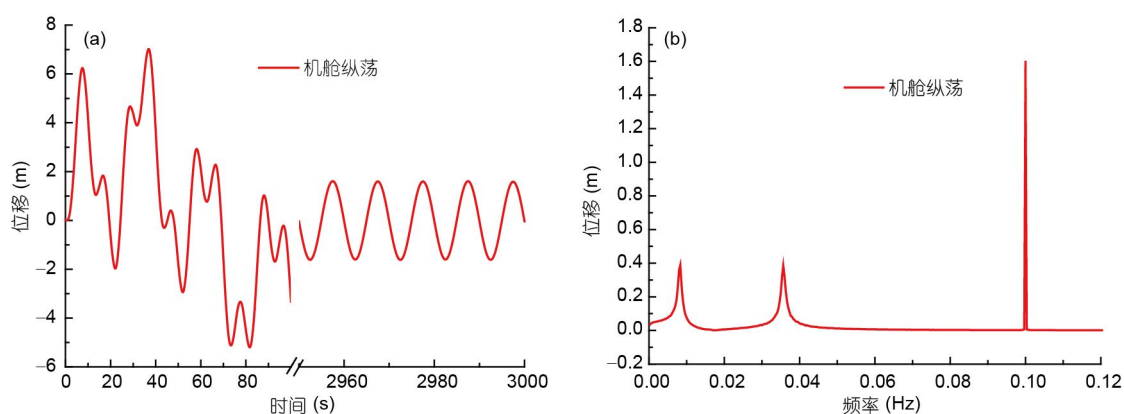


图 12 (网络版彩图)塔架顶部机舱纵荡为的时间历程和频谱. (a) 机舱纵荡时程; (b) 机舱纵荡位移频谱

Figure 12 (Color online) The time history and frequency spectrum of top nacelle surge. (a) The time history of surge displacement; (b) the frequency spectrum of displacement.

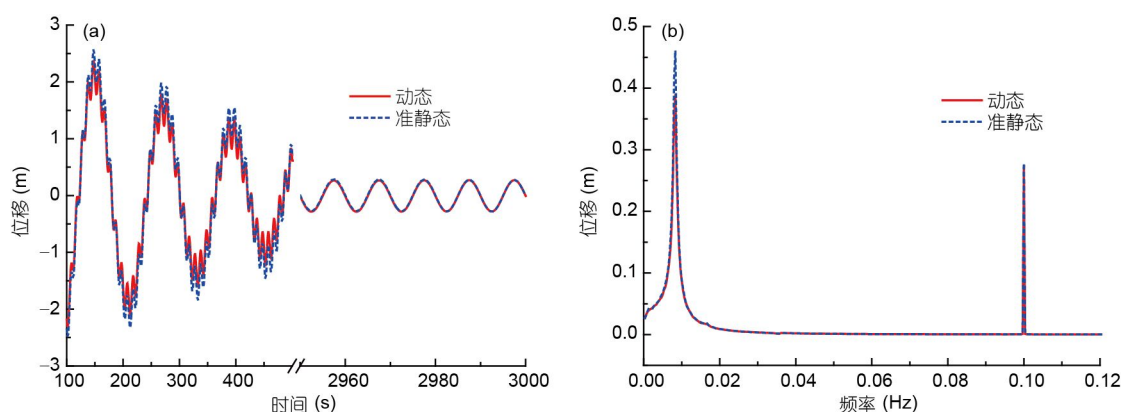


图 13 (网络版彩图)高频波浪激励下的浮体纵荡响应. (a) 浮体纵荡瞬态和稳态响应时程; (b) 浮体纵荡频谱

Figure 13 (Color online) The dynamic response of SPAR surge under wave with higher frequency. (a) The time history, including transient and steady phases, of surge displacement; (b) the frequency spectrum of displacement.

显降低瞬态响应幅值, 最大响应幅值减小约11.4%. 当系统频率与激励频率相近, 系泊线的惯性力和黏性阻力能增大其回复力, 风力机响应幅值会降低, 可从其对浮体结构瞬态阶段响应的影响可以看出.

从纵摇响应(图14)看, 相对于准静态的结果, 考虑系泊线的动态特性后平台纵摇响应的稳态项和瞬态项几乎没有改变, 因为SPAR型风力机的系泊系统仅有抵抗风力机的纵荡和横荡、垂荡的作用, 风力机的纵摇和横摇回复力是由浮力和其自身重力提供的, 与系泊线没有直接的联系.

但是, 如果激励频率与系统频率接近, 即当纵荡和横荡周期(均为30 s)与波浪周期接近(20 s)时, 图15给出了浮体响应的稳态阶段曲线, 可以看出考虑系泊系

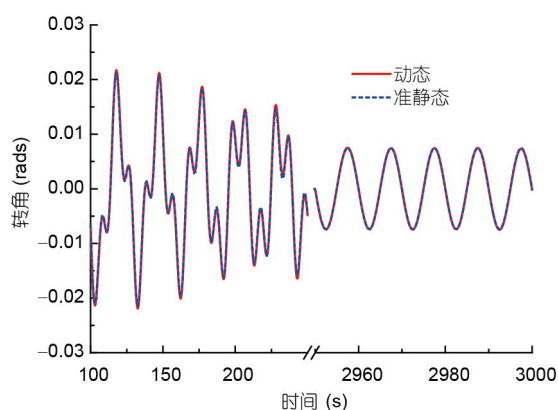


图 14 (网络版彩图)高频波浪激励下的浮体纵摇响应

Figure 14 (Color online) The dynamic response of SPAR pitch under wave with higher frequency.

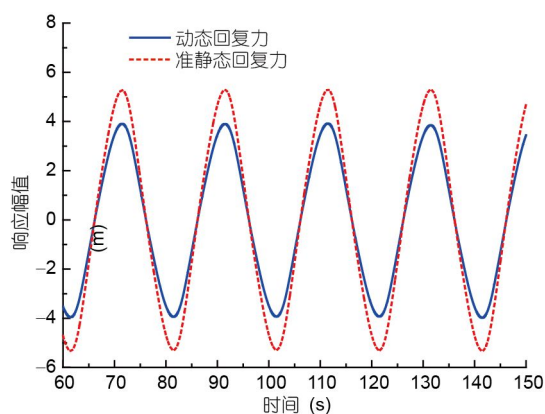


图 15 (网络版彩图)低频波浪激励下浮体纵荡的稳态响应
Figure 15 (Color online) The dynamic response, during steady phase, of SPAR surge under wave with lower frequency.

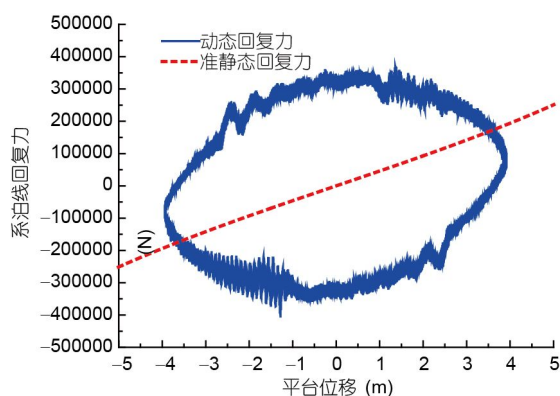


图 16 (网络版彩图)动态和静态系泊系统的回复力对比
Figure 16 (Color online) Comparison restore forces between the dynamic and static mooring systems.

统的动态特性后, SPAR平台的纵荡响应幅值有明显

的降低,与准静态结果相比减小了约26%。图16为系泊系统的回复力,系泊系统的惯性力和黏性力会增大其回复刚度;与准静态回复刚度不同的是,动态回复力的取值不仅与浮体的纵荡位移相关,还和其纵荡速度有关,也就是回复刚度是具有方向性的。

4 结论

本文基于有限元数值模拟,建立了包含动态悬链线式系泊系统在内整体风力机的动响应时域模型,考虑了动响应过程中系泊系统的惯性力和水动阻力。基于我们的数值模拟,给出了风力机系统在波浪载荷作用下的动响应,并与准静态弹簧模型的结果进行了对比。分析了浮体平台和机舱的运动位移,系泊系统的动态特性对风力机结构的影响。数值结果表明:

(1) 由于系泊系统的动态效应,锚链上的最大张力会增大,同时最小张力也会降低,张力变化幅度增大。

(2) 随着浮体运动幅度的增强,最大张力迅速增大,甚至出现最小张力减小为零,系泊线发生松弛的现象;动张力幅值差可达准静态值的10倍。

(3) 波浪频率远高于系统频率时,系泊系统的动态效应会加速结构瞬态项的衰减,使浮体的最大纵荡幅值减小10%以上,不会对浮体的小幅稳态运动产生明显影响;波浪频率与系统频率接近时,系泊系统的动态效应明显降低浮体的响应位移,幅值降低约20%;系泊系统的惯性力和黏性力会增大其回复刚度,动态回复力的值不仅与浮体的纵荡位移相关,还和其纵荡速度有关,也就是说回复刚度具有方向性。

致谢 衷心感谢中国科学院力学研究所李家春、周济福研究员在本文研究工作中给予的有益讨论和宝贵建议。

参考文献

- Robertson A N, Jonkman J M. Loads analysis of several offshore floating wind turbine concepts. In: Proceedings of the Twenty-First International Offshore and Polar Engineering Conference. Maui: International Society of Offshore and Polar Engineers, 2011
- Karimirad M, Moan T. Wave- and wind-induced dynamic response of a spar-type offshore wind turbine. *J Waterway Port Coastal Ocean Eng*, 2012, 138: 9-20
- Matha D, Fischer T, Kuhn M, et al. Model development and loads analysis of a wind turbine on a floating offshore tension leg platform. In: Proceedings of the European Offshore Wind Conference and Exhibition. Stockholm: National Renewable Energy Laboratory, 2010
- Jonkman J M. Dynamics modeling and loads analysis of an offshore floating wind turbine. Technical Report. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2007. NREL/TP-500-41958
- Browning J R, Jonkman J, Robertson A, et al. Calibration and validation of the FAST dynamic simulation tool for a spar-type floating offshore

- wind turbine. In: Proceedings of 2012 Science of Making Torque from Wind Conference. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2012
- 6 Jonkman J M, Buhl Jr M L. Loads analysis of a floating offshore wind turbine using fully coupled simulation. In: Proceedings of Wind Power Conference and Exhibition. Los Angeles: National Renewable Energy Laboratory, 2007
- 7 Waris M B, Ishihara T. Dynamic response analysis of floating offshore wind turbine with different types of heave plates and mooring systems by using a fully nonlinear model. [Coupled Syst Mech](#), 2012, 1: 247–268
- 8 Matha D, Bischoff O, Fechter U, et al. Non-linear multi-body mooring system model for floating offshore wind turbines. In: Proceedings of European Wind Energy Association offshore 2011. Amsterdam: European Wind Energy Association, 2011
- 9 Kallesoe B S, Paulsen U S, Kohler A, et al. Aero-hydro-elastic response of a floating platform supporting several wind turbines. In: Proceedings of 49th Aerospace Industries Association of America Aerospace Sciences Meeting. Orlando: Aerospace Industries Association of America, 2011
- 10 Jeon S H, Cho Y U, Seo M W, et al. Dynamic response of floating substructure of spar-type offshore wind turbine with catenary mooring cables. [Ocean Eng](#), 2013, 72: 356–364
- 11 Christiansen S, Bak T, Knudsen T. Damping wind and wave loads on a floating wind turbine. [Energies](#), 2013, 6: 4097–4116
- 12 Browning J R, Jonkman J, Robertson A, et al. Calibration and validation of the FAST dynamic simulation tool for a spar-type floating offshore wind turbine. In: Proceedings of 2012 Science of Making Torque from Wind Conference. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2012
- 13 Jonkman J M. Definition of the Floating System for Phase IV of OC3. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2010
- 14 Jonkman J M, Butterfield S, Musial W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development. Technical Report. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2009. NREL/TP-500-38060
- 15 Karimirad M. Modeling aspects of a floating wind turbine for coupled wave—Wind-induced dynamic analyses. [Renewa Energy](#), 2013, 53: 299–305
- 16 Shin H, Pham T D, Jung K J, et al. Model test of new floating offshore wind turbine platforms. [Int J Naval Architect Ocean Eng](#), 2013, 5: 199–209

Impacts of moving catenary mooring-lines on the dynamic response of floating wind turbine

GUO ShuangXi^{1,2}, CHEN WeiMin^{1,2*} & FU YiQin^{1,2}

¹ Key Lab for Mechanics in Fluid Solid Coupling Systems, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China;

² School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

The dynamic response of a floating wind turbine with 5-megawatt power and large size undergoing different ocean waves is examined by the numerical simulations based on a modified approach which combines the 3D flexible catenary theory with the finite element method. By use of our modified approach, the additional mooring dynamic behaviors including the structural inertial effect and fluid drag, compared to the previous quasi-static model, are involved in this study; what's more, the integrated system of which the dynamic interaction between the flexible components such as blades, tower, SPAR platform and catenary mooring system is considered too. The influences of catenary mooring-line inertia and fluid damping force on tension and motion characteristics of catenary mooring system are presented, and the impact of mooring-line dynamics on the integrated system of wind turbine response is studied and compared with the quasi-static method which only includes the static restoring force of the catenary. Our numerical results show that the dynamic characteristics of mooring-line may significantly increase the top tension, particularly, the peak-trough tension difference of snap tension may be more than 10 times larger than the quasi-static result owing to the occurrence of taut-slack during the dynamic response on certain situations. When the wave frequency is much higher than the system, the dynamic effects of the mooring system will accelerate the decay of transient items of the dynamic response; when the wave frequency and the system frequency are close to each other, the dynamic characteristics of mooring systems can significantly reduce the response displacement of the floating SPAR, i.e. the amplitude is reduced by 20%.

dynamic response, floating wind turbine, catenary mooring system, dynamic tension

PACS: 02.60.Cb, 46.70.Hg, 45.50.Dd, 05.45.Tp

doi: [10.1360/SSPMA2016-00277](https://doi.org/10.1360/SSPMA2016-00277)