

浮式风力机纵荡过程气动稳定性分析

周 乐¹, 马 璐², 秦 明², 张险峰², 沈 昕^{1,3}, 杜朝辉^{1,3}

(1. 上海交通大学机械与动力工程学院, 上海 200240; 2. 中国长江三峡集团有限公司, 武汉 430010;

3. 上海非碳基能源转换与利用研究院, 上海 200240)

摘 要: 气动稳定性对于浮式风力机的运行安全具有重要影响, 该文采用升力线自由尾迹模型, 通过气动功对浮式风力机纵荡过程中翼型及风轮的气动稳定性进行分析。结果表明, 浮台的纵荡运动会造成翼型及风轮所受气动力的周期性波动, 由此导致的气动阻尼会对风力机的气动稳定性产生影响。此外, 来流风速也会对风力机的气动阻尼产生影响, 当风速较大时叶片中段翼型会进入深度失速状态, 使翼型在一个纵荡周期内的气动功为负。在较宽的纵荡工况和来流风速范围内风轮均受到正气动阻尼作用, 但随着纵荡频率和幅值的增加, 风轮的气动阻尼降低; 当纵荡工况较为剧烈时, 风力机会进入螺旋桨状态, 其所受推力的方向会发生改变, 增加风轮的气动功; 此外在开启控制后, 系统的变转速及变桨控制会改变叶片及风轮载荷的绝对值及波动幅值, 从而影响风力机的气动功。

关键词: 浮式风力机; 气动稳定性; 阻尼; 纵荡; 气动功

中图分类号: TK89

文献标志码: A

0 引 言

当前, 风能产业的发展逐渐呈现出从陆上向海上过渡的趋势。相较于近海, 水深大于 50 m 的海域具有更丰富的风能资源及更好的风能品质^[1], 这使得远海浮式风电成为未来发展的重点方向。不同于陆上风力机以及近海固定式风力机, 浮式风力机(floating offshore wind turbine, FOWT)安装于海洋浮台之上, 在风-浪-流的联合作用下浮台存在六自由度运动, 因而浮式风力机的运行工况更加复杂。

一方面浮台的运动会改变风力机的入流环境, 使得作用在风力机叶片翼型截面及风轮上的气动载荷出现周期性波动; 另一方面变化着的气动载荷还会与浮台的运动相耦合, 以气动阻尼的形式对风力机-浮台系统的稳定性产生影响。温斌荣等^[1]指出, 尽管气动阻尼相较于浮式风力机的水动力阻尼、结构阻尼等而言数量级较小, 但却对浮式风力机系统的稳定性有着重要的影响; 而文献[2-3]的研究则进一步表明, 在某些工况下气动阻尼对浮式风力机系统稳定性的影响甚至大于水动力阻尼。

当前对风力机气动阻尼的相关研究多集中于固定式风力机, 未考虑浮台运动的影响^[4-7], 也有一些学者对浮式风力机气动阻尼相关问题进行了研究。邓露等^[8]建立气动阻尼矩阵并基于三维势流理论研究了气动阻尼对 NREL-5 MW 浮式风力机的频域响应的影响, 指出气动阻尼对于浮台纵荡和纵

摇运动响应的抑制作用; 陈嘉豪等^[9]推导了气动阻尼数学模型, 并分别通过数值和实验手段研究了半潜式浮式风力机的阻尼特性; 文献[10]以半潜式浮式风力机为对象提出基于频域分析的气动阻尼计算方法, 并分别通过数值仿真和实验对该方法的准确性进行对比验证; 文献[11]建立浮式风力机气动-结构-水动-伺服耦合模型, 分别定义恒定阻尼和频变阻尼的计算方法, 并以 OC4 DeepCWind 浮式风力机为对象研究了气动阻尼对风力机浮台运动、机舱加速度等的影响。上述研究多侧重于浮式风力机整气动阻尼的计算方法, 以及气动阻尼对浮式风力机整体运动响应的影响, 而未从翼型的层面对气动阻尼及其影响给出分析, 同时也未涉及浮台运动情况及外部来流情况对气动阻尼影响的讨论。

本文以 NREL-5 MW 风力机为对象, 通过给定浮台的运动形式研究浮式风力机在纵荡过程中翼型及风轮的气动稳定性问题, 并研究浮台运动参数及来流风速对其的影响。由于气动阻尼高度非线性的特性^[12], 其计算方法各异且依赖于不同条件假设, 同一风力机采用不同方法计算出的气动阻尼也存在较大差别^[13], 因此本文通过计算气动功对浮式风力机运行过程中的气动阻尼及气动稳定性进行判定^[14]。

1 研究对象

由于浮式风力机安装在海洋漂浮平台之上, 因此存在 6 个附加运动自由度, 即横荡、横摇、纵荡、纵摇、垂荡和艏摇(如

收稿日期: 2023-09-05

基金项目: 中国长江三峡集团(202303058); IV类高峰能源科学与技术学科资助项目

通信作者: 沈 昕(1982—), 男, 博士、副教授, 主要从事风能高效利用技术方面的研究。shenxin@sjtu.edu.cn

图1所示)。其中,纵荡指风力机在垂直于风轮平面方向上的运动,当风力机做纵荡运动时,相当于在自由来流方向上产生了一个方向相同或相反的相对运动,间接改变了叶片的入流速度,从而对风力机的载荷及性能产生影响。

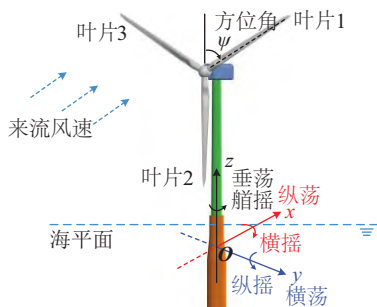


图1 浮式风力机的六自由度运动

Fig. 1 Six degrees of freedom motion of floating offshore wind turbine

本文聚焦于浮式风力机的纵荡运动对风力机性能的影响,并以 NREL-5 MW 风力机为对象开展相关研究,该风力机的基本参数如表1所示。由于本文的关注点为浮式风力机的气动特性而非水动力特性,因此浮式风力机的纵荡运动通过式(1)所示的正弦函数定义:

$$X_s = A_s \sin(\omega_s t) \quad (1)$$

式中: A_s ——纵荡的幅值,m; ω_s ——纵荡频率,rad/s; t ——时间,s; $\omega_s t$ ——纵荡运动的相位角,rad。

通过对式(1)求导,可得到纵荡运动速度和式(3)所示的风轮的入流速度 V_{in} :

$$V_s = \dot{X}_s = A_s \omega_s \cos(\omega_s t) \quad (2)$$

$$V_{in} = V_0 - V_s = V_0 - A_s \omega_s \cos(\omega_s t) \quad (3)$$

式中: V_0 ——来流风速,m/s。

表1 NREL 5 MW 风力机基本参数

Table 1 Basic parameters of NREL-5 MW wind turbine

| 参数 | 数值 |
|--------------|------|
| 额定功率/MW | 5 |
| 风轮直径/m | 126 |
| 轮毂高度/m | 90 |
| 悬挑距离/m | 5 |
| 额定风速/(m/s) | 11.4 |
| 额定转速/(r/min) | 12.1 |

本文在确定纵荡工况和幅值时参考了美国麻省理工大学 Wayman^[15]关于 NREL-5 MW 风力机浮式平台概念设计的相关研究,选取 2、4、8、16 m 共 4 组典型纵荡幅值,以及 0.127、0.246、0.500、0.770 rad/s 共 4 组典型纵荡频率。图2所示为 2 m-0.770 rad/s 纵荡工况下风力机位移及风轮入流速度的变化情况,此时来流风速为 11.4 m/s,风轮转速为 12.1 r/min。从图2中可看出,由于浮式风力机的纵荡运动带来的附加速

度,在浮式风力机的纵荡过程中风轮的入流速度经历了显著的变化。其中,在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 纵荡相位范围内,浮台从平衡点向下游最远点运动,运动方向与来流方向相同,浮台的运动速度对风轮的入流速度起到削弱作用,此时风轮的入流速度小于来流风速;在 $90^\circ \sim 270^\circ$ 纵荡相位范围内,浮台从下游最远点向上游最远点运动,运动方向与来流方向相反,浮台的运动速度对风轮的入流速度起到增强作用,此时风轮的入流速度大于来流风速;而在 $270^\circ \sim 360^\circ$ 纵荡相位范围内,浮台从上游最远点向平衡点运动,运动方向再次与来流方向相同,浮台的运动速度对风轮的入流速度起到削弱作用,此时风轮的入流速度小于来流风速。在浮台的纵荡运动过程中,上述过程交替进行。

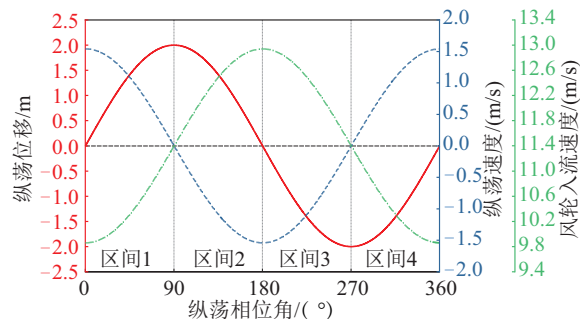


图2 2 m-0.770 rad/s 纵荡工况下风力机位移及入流速度变化

Fig. 2 Variation of displacement and inflow velocity of wind turbine under 2 m-0.770 rad/s surge condition

2 研究方法

2.1 升力线自由尾迹模型

本文采用升力线自由尾迹(lifting-line free vortex wake, LL-FVW)模型进行浮式风力机的气动性能仿真。如图3所示,LL-FVW 模型将叶片沿展向划分为若干段,通过在每一段设置附着涡段来代替叶片,各附着涡段位于各翼型截面距离叶片前缘 1/4 弦长处。每个附着涡的两端向叶片下游无穷远处延伸形成自由涡,自由涡可进一步分为近场尾迹和远场尾迹。

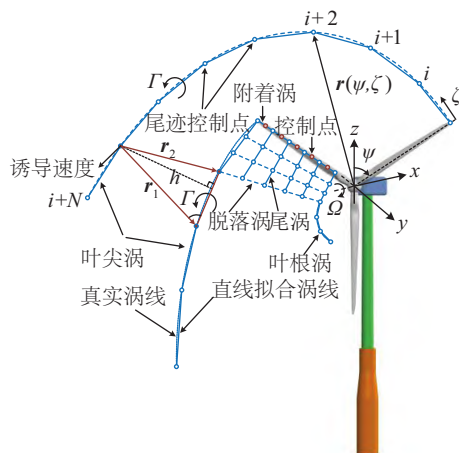


图3 升力线自由尾迹模型示意

Fig. 3 Demonstration of lifting-line free vortex wake model

迹部分,而远场尾迹在发展过程中会向叶片两端卷起形成叶根涡和叶尖涡。此外,当风力机运行在非定常工况下时,由于各附着涡段的环量会随时间发生变化,因此在风力机下游近场尾迹区中还考虑了脱落涡的作用。

叶片上各涡段的环量可通过式(4)迭代求解:

$$\Gamma_{llj} = \frac{1}{2} C_{lj}(\alpha_j) \frac{[(v_j \cdot N)^2 + (v_j \cdot T)^2] dA}{\sqrt{[(v_j \times dl) \cdot N]^2 + [(v_j \times dl) \cdot T]^2}} \quad (4)$$

式中: α_j ——攻角, ($^\circ$); C_{lj} ——升力系数; N 、 T ——控制点处的法向量和切向量; A ——涡段面积, m^2 ; dl ——叶片微元段; v_j ——控制点处的速度, m/s , 可通过式(5)求得:

$$v_j = V_0 + v_{\omega, free} + v_{\Gamma_{ll}} \quad (5)$$

式中: V_0 ——来流风速, m/s ; $v_{\omega, free}$ 、 $v_{\Gamma_{ll}}$ ——自由涡和附着涡的诱导速度, m/s 。

此外,由于在非定常环境下工作时风力机的尾迹是动态发展的,因此需通过求解式(6)所示的涡动力学方程来实现不同时刻风轮尾迹形状的求解:

$$\frac{\partial r(\psi, \zeta)}{\partial \psi} + \frac{\partial r(\psi, \zeta)}{\partial \zeta} = \frac{V[r(\psi, \zeta), t]}{\omega} \quad (6)$$

式中: r ——尾迹控制点矢径; ψ ——风轮方位角, rad ; ζ ——尾迹寿命角, rad ; ω ——风轮转速, rad/s ; V ——尾迹控制点速度, m/s 。

FVW 模型通过 Lagrangian 法描述了风轮尾迹的产生及动态发展过程,并通过 Biot-Savart 定律计算尾迹对风轮平面处诱导速度,因此可考虑叶片-尾迹交互等复杂影响,相较于叶素动量理论模型更适合浮式风力机的性能预测。

此外,当风力运行在非定常工况下时,叶片表面的边界层会经历频繁的分离和再附着,且当入流速度过大时翼型还可能进入动态失速状态,因此需对翼型的静态气动数据进行修正。本文采用 B-L 模型与 LL-FVW 模型结合来模拟风力机的非定常气动特性,关于 B-L 模型的详细讨论可参阅文献[16]。

2.2 气动功及气动阻尼

如前文所述,本文采用能量法,即通过气动功和气动阻尼的关系对浮式风力机运行过程中的气动稳定性进行判定,下面以翼型截面为例介绍气动功的计算方法及其与气动阻尼的关系,详细讨论可参阅文献[14]。

对于一个沿 x 方向做往复浮沉运动的翼型,其在 x 方向上会受到翼型升力在该方向上的分量 F_x 。当气动力变化方向与翼型的运动方向相反时,运动会被抑制,此时气动力对翼型运动起正阻尼作用;而当气动力变化方向与翼型的运动方向相同时,运动会被放大,此时气动力则对翼型运动起负阻尼作用。为方便判定气动阻尼的正负,定义一个往复运动周期 F_x 对翼型所做的气动功为:

$$W = -\oint F_x \cdot dx \quad (7)$$

式中: x ——翼型位移, m ; 若气动功 W 为正,则表示翼型受到

正阻尼作用,反之则受到负阻尼作用。当分析对象为整个风轮时,则 F_x ——风轮所受推力, N/m ; x ——风轮位移, m 。

2.3 模型验证

本文采用 LL-FVW 模型研究浮式风力机纵荡工况下的气动特性。为验证模型的准确性,本文将 LL-FVW 模型的预测结果与经典叶素动量(blade element momentum, BEM)理论模型及非定常叶素动量(unsteady blade element momentum, UBM)理论模型的预测结果进行对比。对比工况为 2 m-0.770 rad/s 纵荡工况,对应的来流风速为 11.4 m/s,风轮转速为 12.1 r/min。图 4 给出了模型的对比验证结果,从图中可看出,本文所建立的 LL-FVW 模型给出的纵荡工况下风轮推力和功率的预测结果与 BEM 和 UBM 模型的预测结果基本一致。事实上,在纵荡工况下风力机的性能更多的受浮台运动所导致的风轮入流速度变化的影响,因此 LL-FVW 模型与 BEM 和 UBM 模型预测结果之间的差异不大,意大利米兰大学的相关研究也得出类似结论^[17]。上述对比结果说明本文所建立的 LL-FVW 模型能对风力机纵荡工况下的气动特性给出可靠的预测结果。

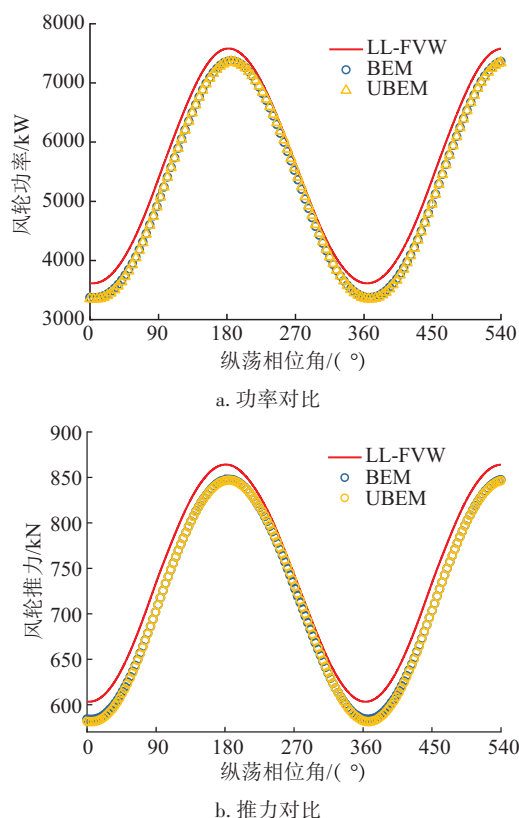


图4 升力线自由尾迹模型对比验证

Fig. 4 Validation of lifting-line free vortex wake model

3 结果与讨论

3.1 风力机纵荡过程中基本载荷特性

如前所述,浮台的运动会导致风轮平面处的入流速度发

生波动,此时风轮及叶片的载荷也会受到影响。本节以 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况为例分析风力机纵荡过程的基本载荷特性。图 5a 所示为 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下叶片展向典型翼型截面处所承受的法向力随纵荡相位的变化情况。从图 5a 中可看出,受浮台纵荡运动所带来的附加加速度的影响,在浮式风力机纵荡过程中翼型法向力发生了明显的波动。在 $0^\circ\sim 180^\circ$ 纵荡相位范围内(即图中区间 1、2),入流速度增加,翼型法向力逐渐上升;在 $180^\circ\sim 360^\circ$ 纵荡相位范围内(即图中区间 2、3),入流速度降低,翼型法向力逐渐下降。由于风轮所承受的载荷是叶片分布载荷沿叶片展向积分的结果,因此在纵荡过程中风轮推力同样随浮台的运动而发生波动(如图 5b 所示)。

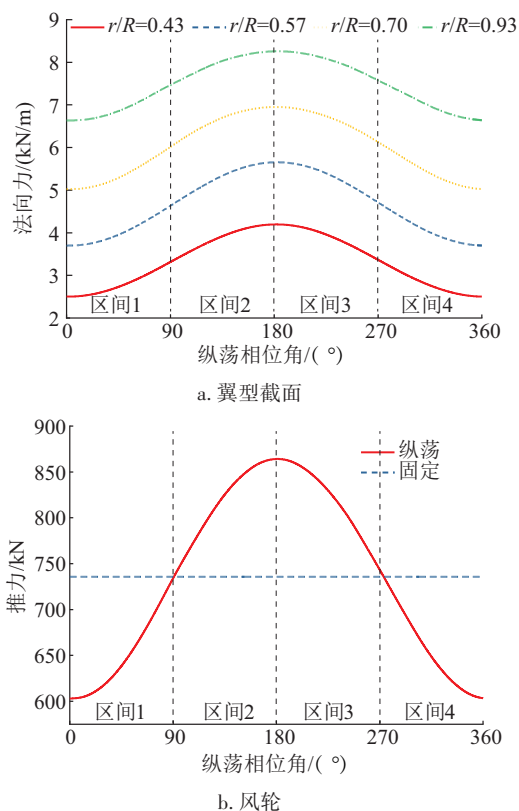


图 5 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下翼型及风轮载荷随纵荡相位的变化

Fig. 5 Variation of load of airfoil and rotor with phase angle under $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ surge condition

图 6 所示为 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下一个纵荡周期内叶片载荷展向分布及波动情况。从图 6a 中可看出,与常规工况类似,叶片的展向平均载荷从叶根到叶尖呈先增后减的变化趋势,其最大值出现在约 $r/R=0.89$ 展向位置处。此外,由于纵荡所带来的附加加速度的影响,展向各节点处的载荷在一个纵荡周期内也会出现不同程度的波动(如图 6a)。图 6b 给出了一个纵荡周期内叶片展向各节点的载荷波动幅度,可看出,载荷波动幅度沿叶片展向同样呈先增后减的变化趋势,然而其最大值出现在约 $r/R=0.63$ 位置处,较最大载荷点的位置有所前移。

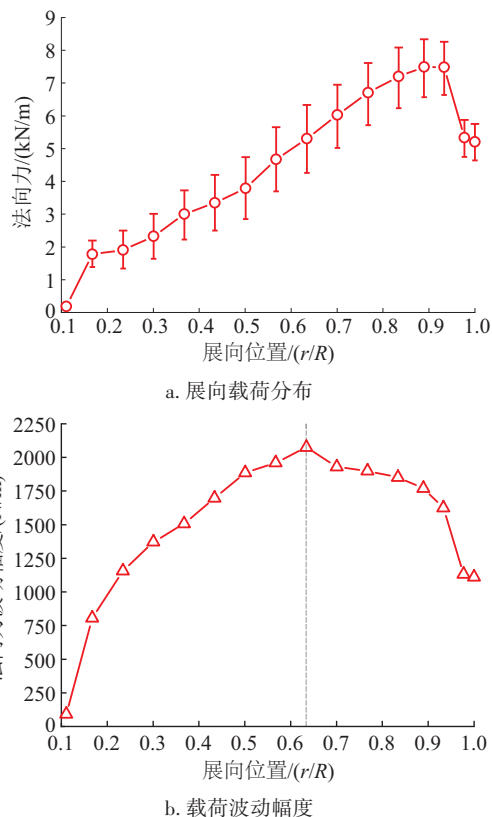


图 6 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下叶片法向力展向分布及波动情况

Fig. 6 Spanwise distribution and fluctuation of normal force under $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ surge condition

从上述分析可看出,对于经历纵荡运动的浮式风力机而言,其翼型单元及风轮所承受的气动力大小随着浮台的运动不断发生变化。气动力的变化会导致气动阻尼,进而对气动力作用对象的稳定性产生影响。图 7 给出了 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下翼型法向力变化量与其位移变化量的相轨迹图。图中区间 1~4 分别与图 5 中的相位区间相对应。从图 7 中可看出,在区间 1 和 3 中气动力变化方向与翼型运动方向相反,气动力对翼型的运动起正阻尼作用;而在区间 2 和 4 中

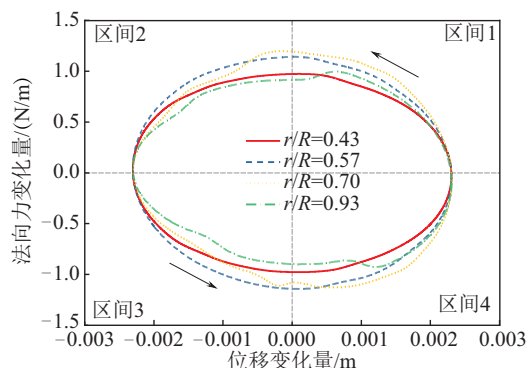


图 7 $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ 工况下翼型截面法向力变化量相对位移变化量相轨迹

Fig. 7 Phase diagram of normal force variation to displacement variation of airfoil section under $2\text{ m}\cdot 0.770\text{ rad/s}$ condition

气动力变化方向与翼型运动方向相同,此时气动力对翼型的运动起负阻尼作用。

3.2 翼型截面气动功分析

翼型是风力机的基本气动单元,翼型的气动特性会对风力机的整体气动特性产生直接影响。图8以2 m-0.770 rad/s纵荡工况为例,给出了该工况下展向各翼型截面的气动功分布。从图8a可看出,在一个纵荡周期内,各翼型截面处的气动功均为正,即在该工况下各翼型均受到正阻尼作用,气动力对翼型的运动起抑制作用。根据翼型运动方向的变化,整个纵荡周期可90°相位为间隔分为4个不同区间(如图5所示)。图8b给出不同区间内叶片气动功的展向分布结果。由图6a可知,在2 m-0.770 rad/s工况下,尽管翼型所受的法向力大小会发生波动,但其均为正值,即整体纵荡周期内翼型法向力始终指向风力机下游方向(即图1中x轴正方向)。因此,参照图2可知在区间1和区间4中,法向力方向与翼型运动方向相同,即式(7)中的 F 和 dx 方向相同,根据气动功的定义,此时气动功为负值;相反,在区间2和区间3中法向力方向与翼型运动方向相反气动功为正。然而,由于气动阻尼的存在,区间2、区间3中气动功之和大于区间1、区间4中气动之和的绝对值,故整个纵荡周期内气动功总和为正(如图8a所示)。

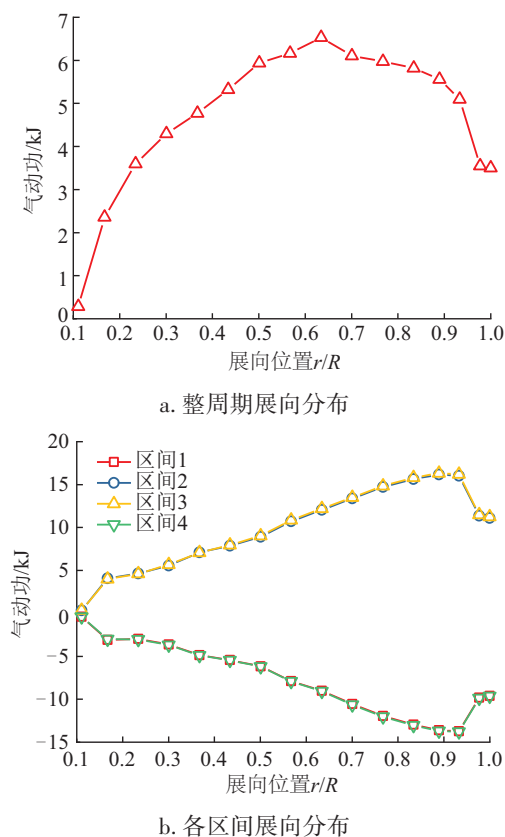


图8 2 m-0.770 rad/s工况下翼型气动功分布

Fig. 8 Spanwise distribution of aerodynamic work under 2 m-0.770 rad/s surge condition

本文通过式(8)所示的尖速比 λ (tip speed ratio, TSR),通过保持风轮转速不变,对来流速度进行无量纲化:

$$\lambda = \frac{\omega R}{V_0} \quad (8)$$

式中: ω ——风轮转速,rad/s; R ——风轮半径,m; V_0 ——来流风速,m/s。

在此基础上,对应于TSR为4、5、7、9、11等工况,来流风速分别为19.96、15.97、11.40、8.87、7.26 m/s。

由于海洋环境的复杂性,浮式风力机所经历的外部条件时刻处在变化之中,这些外部条件包括波浪的幅值、频率及风速。上述条件分别会对浮台纵荡的幅值、频率及风轮的入流产生影响,进而影响风力机的性能。图9给出来流风速为11.4 m/s时不同纵荡工况下叶片展向各翼型截面在一个纵荡周期内的气动功。从图9中可看出,在不同的纵荡幅值和频率下叶片展向各翼型截面在一个纵荡周期内的气动功均为正,即气动力对翼型的运动起到正阻尼作用。此外,随着纵荡幅值和纵荡频率的增加,翼型在一个纵荡周期内的气动功呈上升趋势。

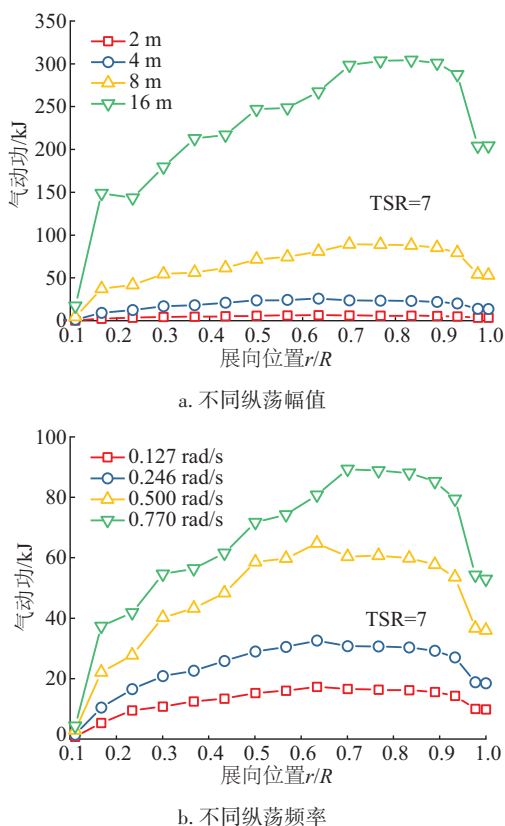


图9 不同纵荡工况下一个纵荡周期内叶片展向气动功分布
Fig. 9 Spanwise aerodynamic work distribution in one period under different surge conditions

图10给出了不同来流风速(即不同TSR)下叶片展向各翼型截面在一个纵荡周期内的气动功。从图10中可看出,对于TSR=4、7、9、11等工况,叶片展向各翼型截面在一个纵荡

周期内的气动功均为正,而当 $TSR=5$ 时,叶片中段部分翼型截面处的气动功则出现了负值。对应地,图 11a 给出了 TSR 为 5 时 $r/R=0.5$ 位置处翼型法向力-位移相轨迹曲线,该曲线包围的面积即为翼型气动功的绝对值。从图中可看出,在一个纵荡周期内区间 1 和区间 4 的法向力-位移曲线位于区间 2 和区间 3 的曲线上方。根据前面的讨论,在区间 1 和区间 4 中气动功为负值,而在区间 2 和区间 3 中气动功为正。因此,在 $r/R=0.5$ 位置处翼型在一个纵荡周期内的总气动功为负值,而在 $r/R=0.7$ 位置处情况则相反(如图 11b),在该位置处翼型一个纵荡周期内的总气动功为正值。

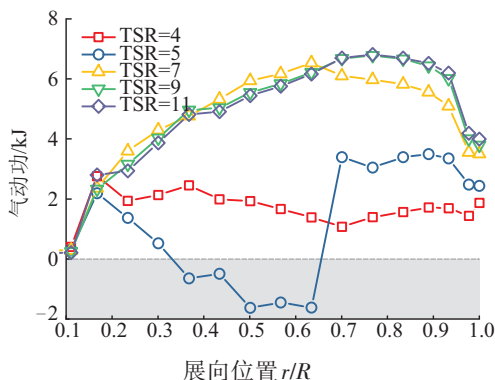
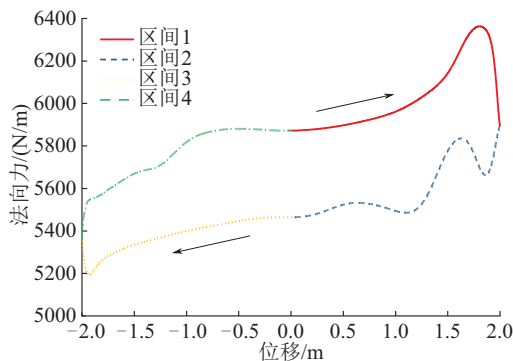
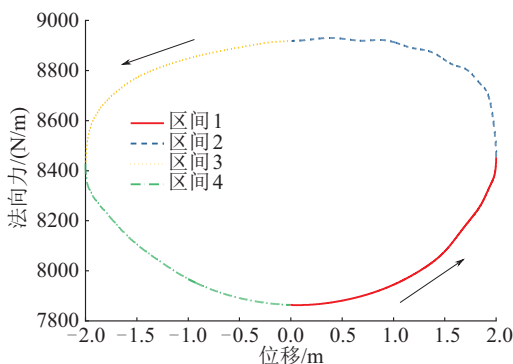


图 10 不同 TSR 下一个纵荡周期内叶片展向气动功分布
Fig. 10 Spanwise aerodynamic work distribution in one period



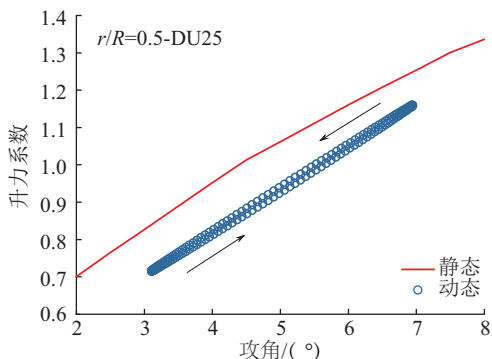
a. $r/R=0.5$



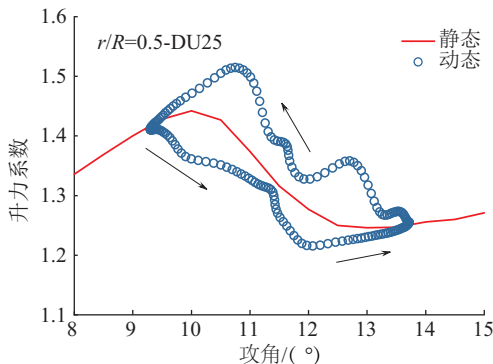
b. $r/R=0.7$

图 11 $TSR=5$ 时典型翼型截面处法向力-位移相轨迹曲线
Fig. 11 Phase diagram of normal force-displacement of typical airfoil section with $TSR=5$

为解释该现象,图 12 给出了不同 TSR 下 $r/R=0.5$ 位置处翼型的 $C_l-\alpha$ 相轨迹曲线。从图中可看出,对于 $TSR=7$ 的工况,对应来流风速为 11.4 m/s,此时翼型未进入动态失速区,迟滞环表现为较扁的椭圆,且迟滞环曲线位于翼型静态 $C_l-\alpha$ 曲线的上升段,此时 $\partial C_l / \partial \alpha > 0$,在这种情况下气动力变化方向与翼型运动方向相反,在整个纵荡周期内气动力对翼型的运动起正阻尼作用,因此气动功为正;而对于 $TSR=5$ 的工况,对应来流风速为 16.0 m/s,翼型进入深度失速状态, $C_l-\alpha$ 迟滞环曲线位于翼型静态 $C_l-\alpha$ 曲线的下降段,此时 $C_l-\alpha$ 曲线的斜率整体为负,即 $\partial C_l / \partial \alpha < 0$,在这种情况下气动力变化方向与翼型运动方向相同,在整个纵荡周期内气动力对翼型的运动起负阻尼作用,气动功为负。



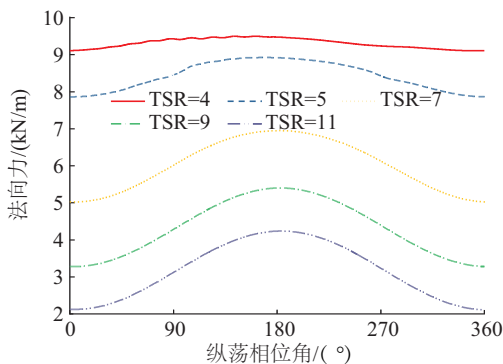
a. $TSR=7$



b. $TSR=5$

图 12 不同尖速比下翼型的 $C_l-\alpha$ 相轨迹曲线

Fig. 12 Phase diagram of $C_l-\alpha$ with different tip speed ratios



a. 历时变化

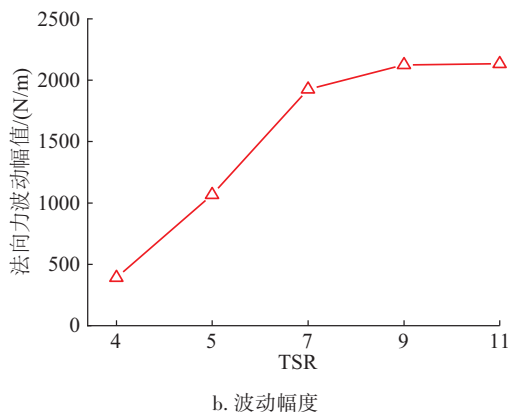
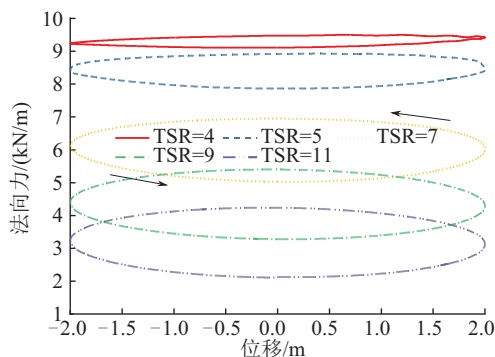


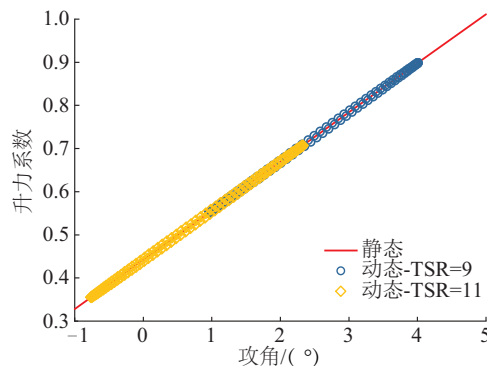
图 13 不同 TSR 下法向力的变化及其波动幅值

Fig. 13 Variation of normal force and its fluctuation amplitude under different tip speed ratios

此外,从图 9 中还可发现,当 TSR 大于 9 以后,随着 TSR 的增加,展向各翼型截面处的气动功基本保持不变。针对该现象,以 $r/R=0.7$ 处的翼型为例,图 13 给出了不同 TSR 下翼型法向力随纵荡相位的变化曲线及其波动幅值。从图中可看出,当 TSR 大于 9 后,随着 TSR 的增加(来流风速减小),尽管法向力的平均值逐渐减小(图 13a),但其波动幅度基本保持不变(图 13b)。对应地,图 14 给出了不同 TSR 下翼型法向力-位移相轨迹曲线,图中不同 TSR 下翼型法向力-位移相轨迹曲线所围成的面积即为翼型在一个纵荡周期内气动功。从图中可看出,当 TSR 大于 9 后,不同 TSR 下相轨迹轮廓基本相同,其所围成的面积大致相等,即一个纵荡周期内翼型的气动功大致相等。

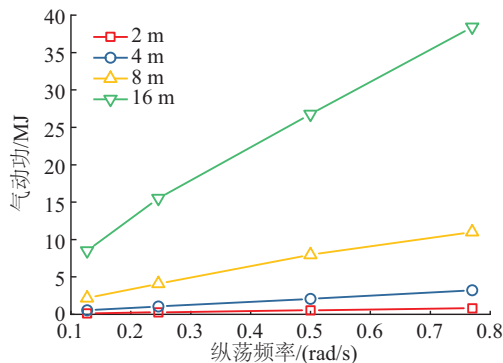
图 14 不同 TSR 下翼型法向力-位移相轨迹曲线($r/R=0.7$)Fig. 14 Phase diagram of normal force-displacement of typical airfoil section with different tip speed ratios($r/R=0.7$)

出现上述现象的原因是当 TSR 较大,即来流风速较低时,叶片大部分翼型的 C_l - α 曲线处在线性区,此时随着来流风速的改变,叶片载荷同样呈线性变化,其波动幅值不变,故翼型的气动功不变,以 $r/R=0.7$ 位置处的 NACA-64 翼型为例,其在 TSR 为 9 和 11 工况下时的 C_l - α 曲线如图 15 所示,其均处在线性区。

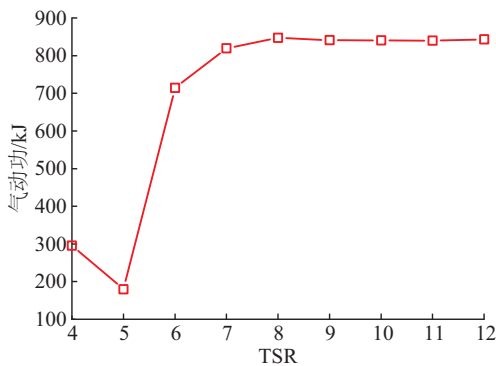
图 15 高 TSR 下 $r/R=0.7$ 处 NACA-64 翼型的 C_l - α 相轨迹曲线Fig. 15 Phase diagram of C_l - α of NACA-64 airfoil section at $r/R=0.7$ with high tip speed ratios

3.3 风轮气动稳定性分析

翼型截面的气动功分布最终会影响风轮整体的气动功,进而对风力机-浮台系统气动稳定性产生影响。图 16 给出了不同纵荡工况及 TSR 下风轮在一个纵荡周期内的气动功。从图 16 中可看出在本文所讨论的工况范围内,气动力对风轮所作的气动功均为正值,即风轮受到正气动阻尼作用。随着纵荡幅值和频率的增加,风轮在一个纵荡周期内气动功增加,在图 17 所示的相轨迹图上,该趋势表现为迟滞环所包围



a. 不同纵荡条件



b. 不同 TSR

图 16 不同工况下风轮在一个纵荡周期内的气动功

Fig. 16 Aerodynamic work of rotor in one period under different conditions

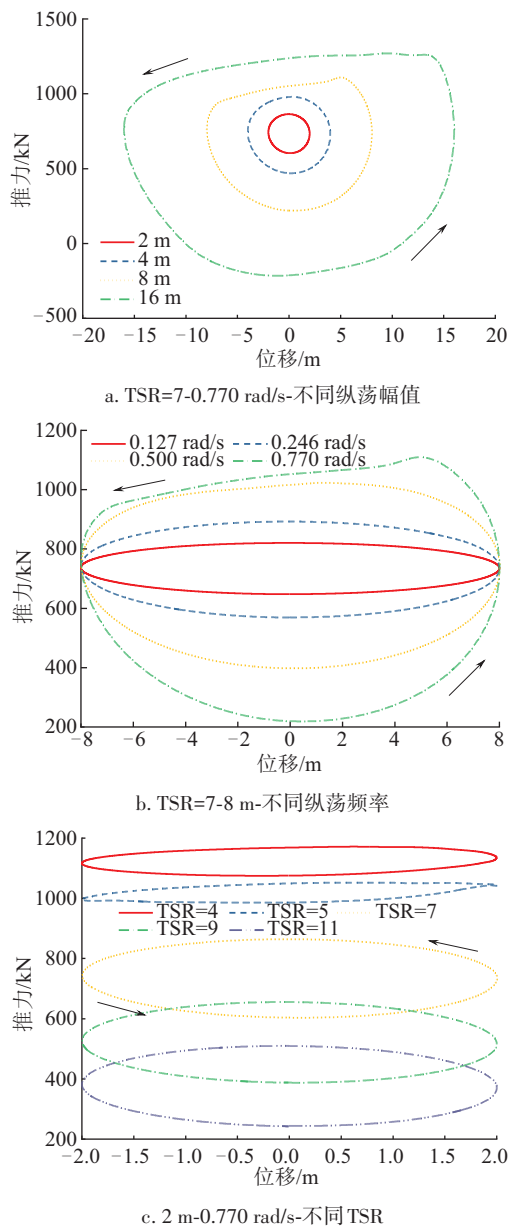


图 17 不同工况下风轮在一个纵荡周期内的推力-位移相轨迹图

Fig. 17 Phase diagram of thrust-displacement of rotor in one period under different conditions

的面积不断增大;而随着 TSR 的增加,气动功整体呈上升趋势,并在 TSR 大于 8 后基本保持不变,即迟滞环所包围的面积保持不变(如图 17 所示)。当 TSR=5 时,由于叶片中段部分翼型的 C_l - α 曲线的斜率整体为负(如图 10),因此风轮的气动功在该 TSR 下出现明显下降。

值得注意的是,尽管随着纵荡频率和幅值的增加风轮气动功呈上升趋势,并不代表风轮气动稳定性也随之增加。根据式(9)所示的气动阻尼比的定义,当纵荡幅值或频率发生变化时,风轮的气动阻尼比也会受到影响。

$$\zeta = \frac{W}{2\pi M \cdot (A_s \omega_s)^2} \quad (9)$$

式中: M ——风力机整体质量, kg。

图 18 给出了不同纵荡频率和幅值下风轮气动阻尼比的变化情况,从图中可看出随着纵荡频率的增加气动阻尼比显著降低,同时气动阻尼比随着纵荡幅值的增加也会出现小幅下降。因此,当纵荡频率和幅值增大时风轮的气动稳定性有所降低。

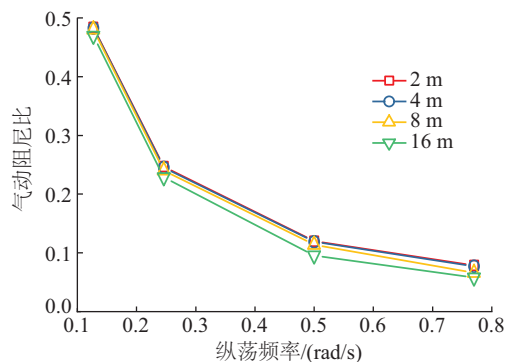
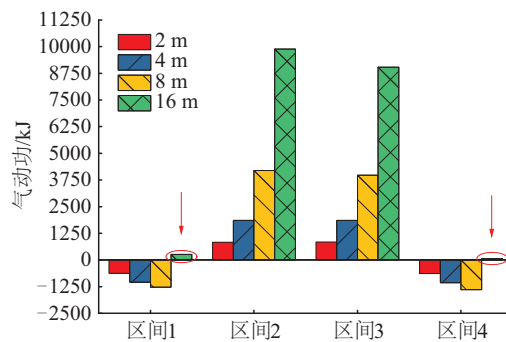


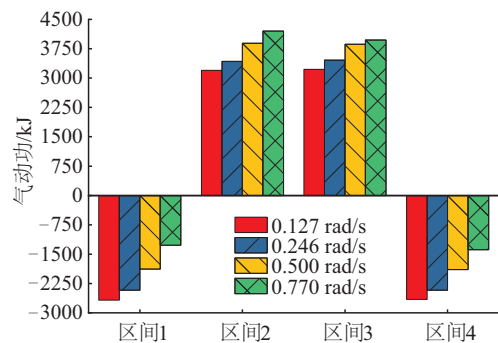
图 18 不同纵荡工况下风轮在一个纵荡周期内的气动阻尼比

Fig. 18 Aerodynamic damping ratio of rotor in one period under different surge conditions

进一步地,图 19 给出了不同环境条件下风轮在一个纵荡周期内不同区间的气动功分布。与翼型的气动功分布类似(图 8b),风轮的气动功在区间 1、区间 4 内为负,而在区间 2、区间 3 内为正。如图 19a 所示,随着纵荡幅值的增加,由于风轮运动距离及其所承受的推力的增大,各区间内气动的绝对值增加。值得注意的是,当纵荡幅值为 16 m 时,在区间 1、区间 4 的部分区域(0° 和 360° 相位附近)风轮推力为负(如图 20 中灰色阴影区域所示),此时风力机进入螺旋桨状态,推力



a. TSR=7-0.770 rad/s-不同纵荡幅值



b. TSR=7-8 m-不同纵荡频率

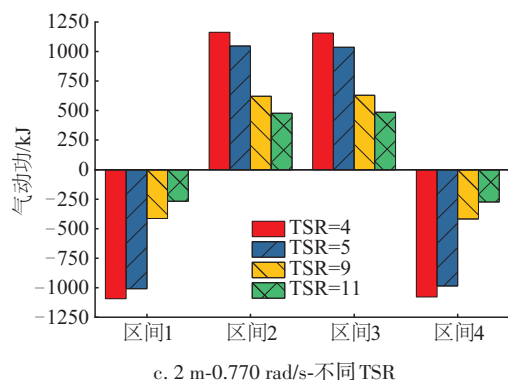


图 19 不同工况下风轮在一个纵荡周期内不同区间的气动功分布

Fig. 19 Distribution of aerodynamic work in different intervals of rotor in a surge period under different conditions

方向与风轮运动方向相反,因此区间 1、区间 4 内的气动功为正,风轮的气动功会因此增加。此外,随着纵荡频率的增加,气动功在区间 1、区间 4 内呈下降趋势,而在区间 2、区间 3 内呈上升趋势;而随着 TSR 的增加,尽管风轮气动功在一个周期内的气动功增加,但其在单个区间内的气动功却呈下降趋势,上述趋势与推力和风轮位移的变化关系有关,可通过图 17 所示风轮推力-位移相轨迹图加以解释。

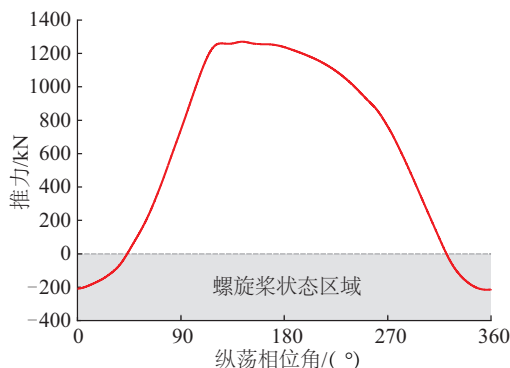


图 20 16 m-0.770 rad/s 工况下风轮的推力随纵荡相位的变化

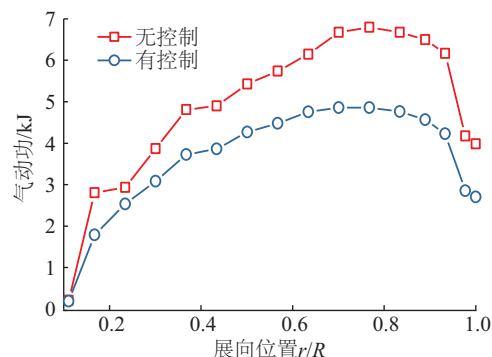
Fig. 20 Variation of rotor thrust with phase angle under 16 m-0.770 rad/s surge condition

3.4 系统控制对气动功影响分析

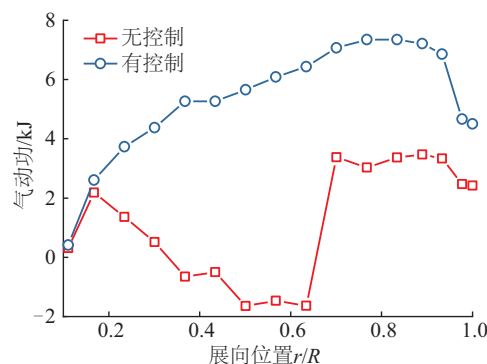
上述分析由于侧重于风轮的气动性能,未考虑系统的变桨及变转速控制对风力机气动功的影响。对于 NREL-5 MW 风力机,当入流速度小于额定风速时,控制系统会调整风轮的转速,以确保风力机的功率系数(C_p)处于最优点;当入流速度大于额定风速时,控制系统会调整叶片的桨距角,以确保叶片不过载。

本节以 2 m-0.770 rad/s 纵荡工况为基础,对比讨论低于额定风速工况 (TSR=11, 风速 7.26 m/s) 和高于额定风速工况 (TSR=5, 风速 15.97 m/s) 下系统变转速或变桨控制对风力机气动功的影响。图 21 和表 2 分别给出了有、无控制介入条件下叶片展向气动功分布以及风轮的气动功。从图 21 和

表 2 所示的气动功计算结果中可看出,在低于额定风速工况下引入系统控制后风力机的气动功有所下降,而在高于额定风速工况下引入系统控制后风力机的气动功则有所上升。



a. 来流风速 7.26 m/s



b. 来流风速 15.97 m/s

图 21 系统控制对叶片展向气动功分布的影响

Fig. 21 Effect of servo control on blade spanwise aerodynamic work distribution

表 2 系统控制对风轮气动功的影响

Table 2 Effect of servo control on rotor aerodynamic work

| 控制方式 | 气动功/kJ | |
|------|----------|-----------|
| | 7.26 m/s | 15.97 m/s |
| 无控制 | 839.4 | 179.6 |
| 有控制 | 626.6 | 913.9 |

针对上述现象,图 22 以典型翼型截面 ($r/R=0.7$) 为例给出了系统控制对一个纵荡周期内翼型法向力-位移关系的影响。从图中可看出,对于低于额定风速工况,在开启控制后,由于控制系统会降低风轮转速使其低于额定风速下的风轮转速 (12.1 r/min),此时翼型截面处法向力载荷的绝对值及波动幅值均较额定转速条件下有所下降,在图 22a 中表现为迟滞环整体位置的下降及迟滞环轮廓趋于扁平化,因此迟滞环所围成的面积减小,气动功降低。而对于高于额定风速工况,在开启控制后,系统会对叶片执行变桨操作,此时叶片攻角减小以避免叶片过载,对应地,翼型截面处的载荷出现大幅下降。值得注意的是尽管在执行变桨操作后翼型所承受的载荷有所降低但载荷的波动幅值却有所增大,在图 22b 中

表现为迟滞环所围成的面积增大,气动功增加。

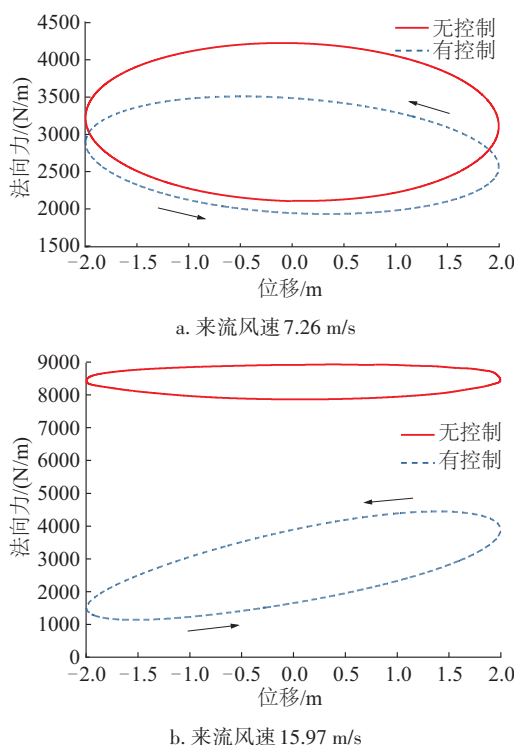


图22 系统控制对翼型法向力-位移关系的影响($r/R=0.7$)

Fig. 22 Effect of servo control on relationship between normal force and displacement of typical airfoil section ($r/R=0.7$)

4 结 论

本文采用升力线自由尾迹模型对 NREL-5 MW 浮式风力机在纵荡工况下的气动特性进行仿真,并通过气动功对翼型及风轮在纵荡过程气动稳定性分析,得到的主要结论如下:

1)对于经历纵荡运动的浮式风力机而言,其翼型单元及风轮所受的气动力大小随浮台的运动不断发生变化,由此导致的气动阻尼会对风力机的气动稳定性产生影响。

2)在额定风速下,叶片展向各翼型截面在一个纵荡周期内的气动功为正,即翼型整体上受到正气动阻尼作用,翼型的运动得到抑制;而当风速较大时,叶片中段部分翼型会进入深度失速状态,此时 $C_l-\alpha$ 曲线的斜率整体为负,对应翼型在一个纵荡周期内的气动功为负。

3)在较宽的纵荡工况范围内,气动力对风轮所作的气动功均为正值,即风轮受到正气动阻尼作用。随着纵荡幅值、频率的增加,风轮在一个纵荡周期内气动功增加,但气动阻尼下降;当纵荡工况较为剧烈时,风轮可能进入螺旋桨状态,螺旋桨状态会改变风轮推力的作用方向,增加风轮的气动功。

4)在较宽的 TSR 范围内,气动力对风轮所作的气动功均为正值,即风轮受到正气动阻尼作用。随着 TSR 的增加,尽管风轮在单个相位区间内的气动功呈下降趋势,但气动功在整个纵荡周期内呈上升趋势,且当 TSR 大于 8 后风轮在整个纵荡周期内的气动功基本保持不变。

5)在引入风力机控制后,系统的变转速及变桨控制会改变风力机载荷的绝对值及波动幅值,此时叶片展向翼型及风轮的气动功会发生变化。

[参考文献]

- [1] 温斌荣,田新亮,李占伟,等.大型漂浮式风电装备耦合动力学研究:历史、进展与挑战[J].力学进展,2022,52(4):731-808.
WEN B R, TIAN X L, LI Z W, et al. Coupling dynamics of floating wind turbines: history, progress and challenges [J]. Advances in mechanics, 2022, 52(4): 731-808.
- [2] KARIMIRAD M, MOAN T. Effect of aerodynamic and hydrodynamic damping on dynamic response of a spar type floating wind turbine [C]//Proceedings of the European Wind Energy Conference and Exhibition. warsaw, Poland, 2010.
- [3] MENG Q S, HUA X G, CHEN C, et al. Analytical study on the aerodynamic and hydrodynamic damping of the platform in an operating spar-type floating offshore wind turbine[J]. Renewable energy, 2022, 198: 772-788.
- [4] 杨阳,李春,张万福,等.气动阻尼及地震强度对风力机动力学特性影响研究[J].工程热物理学报,2017,38(12):2588-2594.
YANG Y, LI C, ZHANG W F, et al. Research on the impact of aerodynamic damping and earthquake intensity for the dynamic behavior of wind turbine [J]. Journal of engineering thermophysics, 2017, 38(12): 2588-2594.
- [5] 池志强,夏鸿建,李德源,等.风力机柔性叶片模态气动阻尼分析方法研究[J].机械工程学报,2018,54(2):176-183.
CHI Z Q, XIA H J, LI D Y, et al. Study on modal aerodynamic damping analysis method for wind turbine blade [J]. Journal of mechanical engineering, 2018, 54(2): 176-183.
- [6] 郭洪澈,李钢强,刘雄,等.气动阻尼对海上风力机筒形塔架的影响[J].太阳能学报,2013,34(8):1450-1457.
GUO H C, LI G Q, LIU X, et al. Influence of aerodynamic damping on tubular tower of offshore horizontal axis wind turbines [J]. Acta energiae solaris sinica, 2013, 34(8): 1450-1457.
- [7] 姜军倪,董霄峰,王海军,等.海上风电结构横风向气动力阻尼特性研究[J].太阳能学报,2022,43(9):267-272.
JIANG J N, DONG X F, WANG H J, et al. Research on cross-wind aerodynamic damping characteristics of offshore wind turbine structure [J]. Acta energiae solaris sinica, 2022, 43(9): 267-272.

- [8] 邓露, 黄民希, 肖志颖, 等. 考虑气动阻尼的浮式风机频域响应分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(1): 1-8.
DENG L, HUANG M X, XIAO Z Y, et al. Analysis on frequency response of floating wind turbine considering the influence of aerodynamic damping [J]. Journal of Hunan University (natural sciences), 2017, 44(1): 1-8.
- [9] 陈嘉豪, 胡志强. 半潜式海上浮式风机气动阻尼特性研究[J]. 力学学报, 2019, 51(4): 1255-1265.
CHEN J H, HU Z Q. Study on aerodynamic damping of semi-submersible floating wind turbines [J]. Chinese journal of theoretical and applied mechanics, 2019, 51(4): 1255-1265.
- [10] YANG C, CHEN P, CHENG Z S, et al. Aerodynamic damping of a semi-submersible floating wind turbine: an analytical, numerical and experimental study [J]. Ocean engineering, 2023, 281: 114826.
- [11] DENG Y F, ZHANG S Y, ZHANG M M, et al. Frequency-dependent aerodynamic damping and its effects on dynamic responses of floating offshore wind turbines [J]. Ocean engineering, 2023, 278: 114444.
- [12] CHEN J H, HU Z Q. Experimental investigation of aerodynamic effect-induced dynamic characteristics of an OC4 semi-submersible floating wind turbine [J]. Proceedings of the institution of mechanical engineers, part M: journal of engineering for the maritime environment, 2018, 232(1): 19-36.
- [13] 陈李. 大型风力机气动阻尼识别与叶片抑颤研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2018.
CHEN B. Study on aerodynamic damping identification and blade flutter suppression of large wind turbine [D]. Changsha: Hunan University, 2018.
- [14] HANSEN M O L. Aerodynamics of wind turbines[M]. 2nd ed. London: Earthscan, 2008.
- [15] WAYMAN E N. Coupled dynamics and economic analysis of floating wind turbine systems [D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 2006.
- [16] LEISHMAN J G, BEDDOES T S. A semi-empirical model for dynamic stall [J]. Journal of the American Helicopter Society, 1989, 34(3): 3-17.
- [17] MANCINI S, BOORSMA K, CABONI M, et al. Characterization of the unsteady aerodynamic response of a floating offshore wind turbine to surge motion [J]. Wind energy science, 2020, 5(4): 1713-1730.

AERODYNAMIC STABILITY ANALYSIS OF FLOATING OFFSHORE WIND TURBINES UNDER SURGE CONDITION

Zhou Le¹, Ma Lu², Qin Ming², Zhang Xianfeng², Shen Xin^{1,3}, Du Zhaohui^{1,3}

(1. School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;

2. China Three Gorges Corporation, Wuhan 430010, China;

3. Shanghai Non-carbon Energy Conversion and Utilization Institute, Shanghai 200240, China)

Abstract: Aerodynamic stability has significant effect on the safety of the floating offshore wind turbine's operation. In the present study, the lifting-line free vortex wake model is adopted to analyze the aerodynamic stability of the airfoil and the rotor under surge condition through the aerodynamic work. The results show that the loads of the airfoil and the rotor will fluctuate periodically due to the surge motion of the floating platform, and the resulting aerodynamic damping will affect the aerodynamic stability of the wind turbine. In addition, the inflow wind velocity will also affect the aerodynamic damping of the wind turbine. When the wind velocity is large enough, the airfoils of the middle part of the blade will enter the deep stall state, so that the aerodynamic work of the airfoil during a surge period is negative. The rotor is affected by positive aerodynamic damping in a wide range of surge conditions and inflow wind velocities, and the aerodynamic damping ratio of the rotor decreases with the increase of the surge frequency and amplitude. When the surge condition is relatively severe, the rotor will enter the propeller state and the thrust direction will change, thus increasing the aerodynamic work of the rotor. In addition, after the servo control is turned on, the variable-speed and variable-pitch control of the system will change the absolute value and fluctuation amplitude of the loads, thus affecting the aerodynamic work of the wind turbine.

Keywords: offshore wind turbines; aerodynamic stability; damping; surge motion; aerodynamic work