

基于 Spar 平台浮式海上风力机独立变桨距控制研究

马君豪¹, 刘江涛², 王海云³, 罗建春², 罗庆⁴

(1. 昌吉回族自治州锅炉水处理技术服务部, 新疆 昌吉 831100;

2. 国网重庆武隆县供电有限责任公司, 重庆 408500; 3. 新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830008;

4. 国网新疆电力公司电力科学研究院, 新疆 乌鲁木齐 830000)

摘要: Spar 平台深吃水导致平台俯仰和滚转固有频率较低, 因此采用了引入纵荡、横荡自由度的线性状态空间模型的控制设计。为了有效减少风机载荷及更好调节风机出力, 提出了基于 Spar 平台浮式海上风力机独立变桨距控制 (IBP) 的线性多目标状态反馈控制器模型。同时为了能够较好验证该模型的有效性, 对基于基本控制器、扰动干扰控制器以及状态反馈控制器的 3 种独立变桨距控制进行对比。仿真结果表明: 相对于基于可变增益比例积分控制器的统一变桨距控制, 基于多目标状态反馈控制器的独立变桨距控制能将塔架前后及侧向弯曲疲劳载荷平均减少 9%。

关键词: 多目标状态反馈; 浮式; 独立变桨; 海上; Spar 平台; 风力机

Abstract: The deep draft of spar - buoy results in the low platform pitch and roll natural frequencies. Therefore, the control design of linear state - space model which includes the surge and sway degrees of freedom is adopted. In order to effectively reduce the loads and adjust the output power of wind turbine, the state feedback controller model of linear multi - objective based on individual variable pitch control of floating offshore wind turbine in the Spar platform is proposed. And in order to verify the validity of the proposed model, three kinds of individual pitch controls based on the basic controller, disturbance - accommodating controller and a state feedback controller are compared. Simulation results show that compared to collective pitch control based on a gain - scheduled proportional - integral controller, individual variable pitch control based on a multi - objective state feedback controller is able to reduce the tower FA (fore - aft) and side - side bending fatigue loads by an average of 9%.

Key words: multi - objective state feedback; floating; individual blade pitch (IBP); offshore; Spar - buoy; wind turbin.

中图分类号: TM763 文献标志码: A 文章编号: 1003 - 6954(2015)03 - 0001 - 07

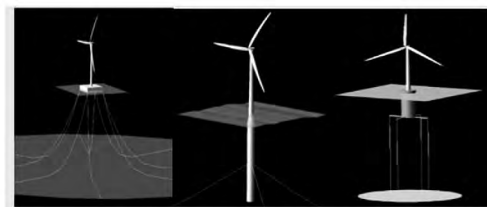
DOI:10.16527/j.cnki.cn51-1315/tm.2015.03.001

0 引言

浮动式风力机为海上深水发电(深度大于 60 m)提供了切实可行的解决办法^[1-2]。但是,浮动式平台的采用相应地引入了其他运动,它们可能对风力机载荷及电能的产生带来负面影响。因此,减少这些运动以便更好调节风力机出力及减少风力机载荷的控制系统变得尤为重要。

目前主要有 3 种形式的浮动式风力机概念。图 1 给出了这 3 种概念的浮动式风力机平台:驳船式(Barge)、拉力腿式(TLP)、桅杆式(Spar - Buoy)。

基金项目:教育部创新团队项目(IRT1285);国家自然科学基金项目(51267017);自治区重大攻关项目(201230115)



1)驳船式 2)桅杆式 3)拉力腿式

图 1 3 种浮动式风力机

显然,每种概念都有其优缺点。国内外众多学者早期通常采用排除控制系统影响的简单动态或静态模型来比较这 3 种平台^[1,3,6]。

目前有对桅杆式风力机有功控制系统进行动态分析的文章。但是,这些研究主要是利用统一变桨距手段,通过单一目标控制器对转速进行调节。

Jonkman 与 Matha^[8,10] 采用可变增益的比例积分控制器针对这3种平台进行了大量的分析,结果表明驳船式平台需要的塔架最高,风机叶片承受载荷最大,并且其支撑风力机的平台运动最大,桅杆式(Spar-Buoy)平台的载荷比驳船式平台的小,并且其平台运动相对稳定,而拉力腿式(TLP)平台是最好的。

Nielsen^[11] 等人提出了一种主动控制策略来避免平台结构性共振。为了避免风机变桨距运动产生谐振运动并提高风机疲劳寿命,尼尔森等人又提出一个基于估计器的控制器。实验结果表明该控制器虽能提高塔架和叶片的疲劳寿命,但却减少了风力机的出力。

Larsen 和 Hansen^[12] 采用与文献[1,11]中相同的桅杆式平台,由于浮动结构过低固有频率引起的平台俯仰运动的负阻尼效应,因此采用了PI转矩控制器和可变增益比例积分(GSPI)桨距角控制器限制变桨距的使用提高平台阻尼。该控制器提高了阻尼但却加剧了转速与功率变化,即使在使用了恒转矩算法之后。

文献[12]对采用基于线性状态反馈与扰动调节(DAC)的多目标控制器的驳船式、拉力腿式平台进行了分析研究。多目标控制器利用独立变桨距建立必要的转子对称和不对称气动恢复力。该控制器也称之为基本控制器,相对于GSPI控制器,这种组合显然提高了风力机性能。

这里采用文献[12]中的多目标控制器,提出了基于Spar平台浮式海上风力机独立变桨距控制(IBP)的线性多目标状态反馈控制器模型。同时为了能够较好验证该模型的有效性,对基于基本控制器、扰动干扰控制器以及状态反馈控制器的3种独立变桨距控制进行对比。根据IEC-61400-3标准的设计载荷工况1.2对Spar平台疲劳载荷在正常运行条件下进行了测试。仿真结果表明:相对于基于可变增益比例积分控制器的统一变桨距控制,基于多目标状态反馈控制器的独立变桨距控制能将塔架前后及侧向弯曲疲劳载荷平均减少9%。

1 建立桅杆式(Spar-Buoy)平台模型

桅杆式(Spar-Buoy)平台采用深吃水的压载物来维持其静力稳度,悬链系泊绳索来定位。这里采

用的桅杆式(Spar-Buoy)平台模型是为人们所熟知的“OC3-Hywind”桅杆式,它是基于Hywind桅杆式模型。表1列出了OC3-Hywind桅杆式模型性能参数。

表1 桅杆式平台主要参数

名称	参数
锥形圆台上直径/m	6.5
锥形圆台下直径/m	9.4
干舷/m	10
吃水深度/m	120
布锚深度/m	320
平台质量/kg	7 466 330

这里采用单台5MW风力发电机,该风机是一个上风式风力机,其主要参数见表2。

表2 NREL 5-MW 风力机主要参数

名称	参数
额定功率/MW	5
转子转动方向	上风向、顺时针
控制方式	变速、变桨、主动偏航
风轮、毂直径/m	126.3
轮毂高度/m	90
额定转速、发电机转速/(r·min ⁻¹)	12.1, 173.7
最大变桨距速度/(deg·s ⁻¹)	8
变桨操作方式	俯仰到顺桨
发电机额定转矩/Nm	43 093
发电机最大转矩/Nm	47 402

2 仿真条件

采用FAST仿真代码仿真浮动式风力机的响应,并采用MATLAB中动态仿真模块Simulink设计控制策略,最后与FAST软件配合实现整个过程的仿真。

2.1 仿真条件

仿真的实现参照IEC 61400-3标准中DLC(设计载荷工况)1.2,即疲劳载荷在正常运行条件下,并在表3中给出了仿真条件。由于迄今为止还没有统一的浮动式风力机标准,因此下面将采用DLC1.2标准实现仿真。

由于研究的是超过额定风速的区域,因此DLC

表 3 设计载荷工况 1.2 参照条件

DLC 1.2	参照条件
工况	正常湍流模型 $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$
波况	正常海况
风波方向	平行, 多向
海流	无

其中 V_{in} 为切入风速; V_{hub} 为轮毂风速; V_{out} 为切出风速。

分析的范围限定在风速段为 15 ~ 24 m/s 的风速之间, 并以 1 m/s 的速度递增。根据 IEC 标准要求, 对每个风速段采用不同的随机种子产生 6 个 600 s 的干扰风速谱及不规则的波浪谱。基于相同参考地点选择位于苏格兰的东北部波浪条件^[8], 该地点针对相对应平均风速产生单一有效波高及一系列的波周期。采用 TurbSim^[24] 子程序产生全区域的随机风速谱, 并采用 FAST 软件产生随机波浪谱。为了考察不同平台的动力学响应, 在同一工况中, 所有平台所施加的风速谱、波浪谱均相同, 分析时间都为 600 s。

表 4 观测性能趋势类型

短名称	描述
定常型	所有风速段中性能水平相对稳定的, 表明当风力机运行远离线性化点时, 控制器的鲁棒性对可调节增益基本控制器维持相对一样性能的作用。
递增型	随着风速的增大呈一种向上倾斜或者正比例的趋势。把风速为 18 m/s 时的性能作为起始点, 也是判断能否很好调节较低风速的依据。
递减型	随着风速的增大呈一种向下倾斜或者反比例的趋势。把风速为 18 m/s 时的性能作为起始点, 也是判断能否很好调节较高风速的依据。
抛物线型	抛物线型函数的最小值位于线性化点的附近。抛物线型趋势表明其是判断能很好的调节附近的线性化点还是使它们偏离到其它方向。

每个控制器通过所有 60 次 600 s 仿真得到仿真结果。仿真模型将通过 FAST 软件实现, 该模型含有 22 个自由度, 并能够使用干扰风速谱、随机波浪谱。当平均风向保持不变时, 风力机的偏航自由度 (DOF) 也保持锁定状态, 因为此时不需要主动偏航控制。下面将采用功率的均方根 (RMS)、转速误差、风力机关键部件在选择参考频率为 1 Hz 时的疲劳损害等效载荷 (DEL) 以及平台旋转矢量的均方根等指标评估控制器的性能。

将它们相应的风速段仿真结果的性能指标进行平均。但是, 实际的风力机不可能在每个风速段花

费等量的时间。因此, 将对总体平均性能指标采用加权平均的方法, 其中加权平均是采用威布尔分布计算权重或者比例因子。另外, 还对风速段的平均归一化性能指标趋势进行了讨论。表 4 中列出了观测趋势的类型。

3 控制器的实现

3.1 基本控制器

在超过额定风速的区域, 基本控制器将由 2 个单独的控制回路组成, 图 2 给出了该回路。其中 u_d 作为扰动输入矢量; η 为风力发电机的效率。第 1 个控制回路是一个统一变桨距的 GSPI 控制, 主要是为了调节转速达到额定转速。增益调节作为变桨距的函数是为了说明不同风速时风机灵敏度的变化。

另一个控制回路采用了 2 种发电机转矩可能配置中的一种。

1) 恒功率算法: 为了尽可能降低发电机转矩对功率的影响, 需要改变风机转速与发电机转矩成反比例的关系;

2) 恒转矩算法: 保持发电机转矩的恒定, 可以改善转速的调节并可减少风机载荷对功率的影响。

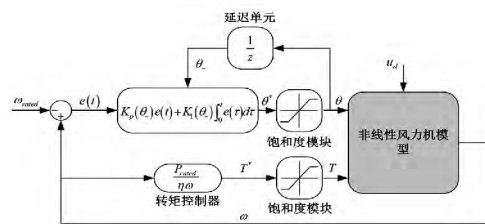


图 2 在超过额定风速区域对转矩控制器采用恒功率算法的基本控制器的框图

该控制器将作为基本控制器与新控制器的性能进行比较。

3.2 状态反馈控制器

在处理多目标的多输入输出系统时, 线性状态反馈控制器往往作为首选的控制器类型之一。这种方法通常要求一个非线性浮动系统的线性状态空间模型。因此, 系统状态 x , 扰动 Δx 以及被选择的操作点 x_{op} 之间满足: $x = \Delta x + x_{op}$ 。状态反馈控制规律, 即: $\Delta u = -K\Delta x$, 式中, K 为状态反馈控制增益矩阵。图 3 给出了该控制器实现的逻辑框图。

文献[26]为了解决风机的周期性问题采用了多桨叶协调 (MBC) 转换。多桨叶协调转换允许在

转换后的非旋转参考系进行线性时不变设计。独立变桨距允许控制器在转子上建立不对称的气动载荷以外并通过统一变桨距建立对称的气动载荷。对于转速与平台俯仰调节来说,不对称载荷的实用性有效的解决了变桨距指令不一致的问题^[13]。

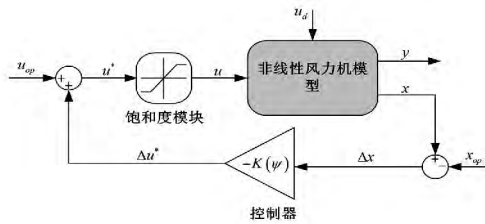


图3 独立变桨状态空间控制器实现框图

控制规律要求所有状态信息都能够通过测量或者估计得到。采用全状态反馈(FSFB)来实现状态空间控制器,即可以直接测量所有状态。对于所设计的所有状态空间控制器而言,所选的设计状态可以很容易通过现有传感器来测量。减少所需传感器以实现一个状态估计器在实际中是可取的,但是只做一个探索性的描述。

3.3 扰动调节控制器

扰动调节控制是用来减少或消除持久干扰效果对动态系统的影响,例如风速的波动。在大多数情况下,直接对干扰进行测量是不可能的,这就需要一个扰动估计器来对系统的实际扰动进行估计^[27-29]。干扰控制由 $\Delta u_{NR} = -K_{NR} \Delta x_{NR} + G_{d, NR} z$ 给出,其中 z 为扰动状态向量估计,下标 NR 表示非旋转参考系,干扰最小化增益 $G_{d, NR}$ 的计算完全基于线性系统属性及假定波形,因此不能调整^[25-28]。图4给出了干扰调节后多桨叶协调转换与全状态反馈配合实现对状态调节部分进行控制的框图。图4中, Δu^* 作为控制执行器的输入向量。如图所示,多桨叶协调转换通过变换相应的输入从非旋转参考系中得到矩阵 $T_c(\psi)$ 、 $T_c^{-1}(\psi)$ 以及 $T_s^{-1}(\psi)$ 。

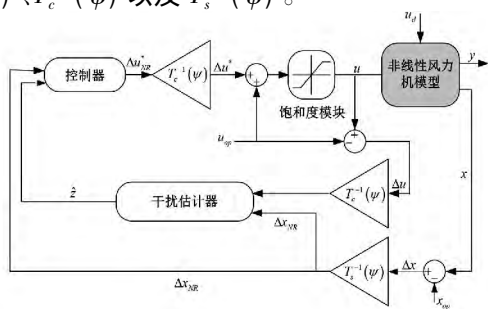


图4 浮式风力机采用全状态反馈的扰动调节控制器的实现框图

4 仿真结果及其讨论

通过对状态反馈控制器与扰动调节控制器的对比得出设计载荷工况性能分析结果,并对基于基本控制器的桅杆式平台进行了归一化处理。

4.1 平均归一化结果

图5给出了所有的平均与归一化结果。状态反馈控制器能使得塔架疲劳损害等效载荷减小9%。除了均方根误差、变桨速度、低速轴扭曲疲劳损害等效载荷以外,其他所有指标仍然接近于不变。虽然其转速调节性能本质上类似于基本控制器,但是功率误差却大幅减少64%,主要是由于状态反馈控制器对转矩操作点采用了恒功率算法。气动转矩加剧波动使得变桨距速度相应地大幅增大并因此影响了轴转矩,所以变桨距速度的增大对低速轴疲劳载荷产生了负面影响。相对于从驳船式平台相同类型的控制器获得的相关性能指标都有大幅减少^[14],而大多数状态反馈控制器的相关性能指标却接近不变,主要有以下两个原因:1)与驳船式平台不同,所采用的基本控制器的性能很好,转速受到严密的调控,并且平台俯仰运动的角度始终低于5°;2)由于独立变桨距的有效性是受限的,因此控制器需要驱动桨叶获得所需的驱动力。但是,由于现存驱动器饱和,基于状态反馈控制器的独立变桨距控制仅能有限的影响浮动式风力机。因此,相对于基本控制器而言,状态反馈控制器仅能有限的改善桅杆式平台。

扰动调节控制器能通过减少风速扰动的影响或者增加变桨距的使用来改善转速调节,并最终达到改善功率调节的效果;然而,增加变桨距驱动会对平台的滚转及偏航运动产生负面影响,因此塔架侧向载荷平均增加了9%。

扰动调节控制器前馈项的运行要远离线性化点;远离线性化点的风机运行,并进一步驱动桨叶。系统的非线性化意味着扰动调节控制器为了将风速扰动远离线性化点的影响最小化,对桨叶要么过驱动要么驱动不足。为了能够利用扰动调节控制器对风速扰动的抑制作用,扰动调节控制器需要进一步缓解转速调节达到对状态反馈控制器调节的预期影响。

根据既定风速段仿真的性能趋势,表6根据表4中定义的4种类型趋势对状态反馈控制器与扰动调节控制器的趋势进行了总结。有趣的是,对于桅

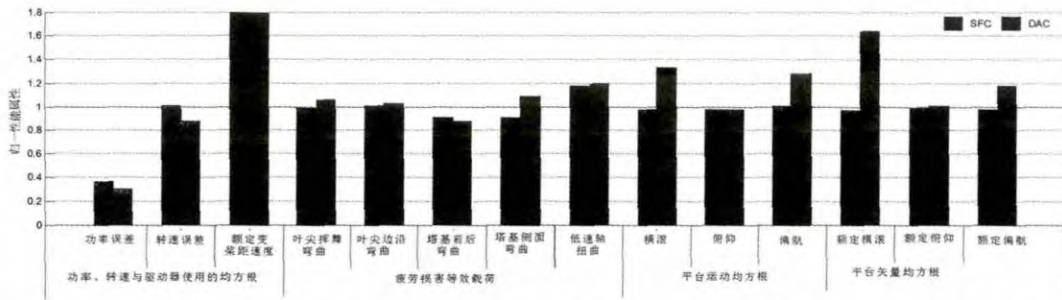


图 5 相对于桅杆式平台的基本控制器对桅杆式平台设计载荷工况进行平均归一化的结果

表 6 桅杆式平台控制器随平均风速增加时的性能趋势

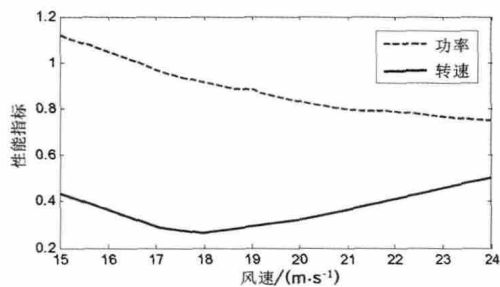
趋势	SFC	DAC
定常型	叶尖边沿疲劳损害等效载荷 塔架前后及侧向疲劳损害等效载荷 平台矢量	塔架前后疲劳损害等效载荷 低速轴疲劳损害等效载荷 平台俯仰、偏航矢量
递增型	叶尖挥舞疲劳损害等效载荷 平台运动	平台横荡及平台运动 平台横荡矢量
递减型	转速误差 低速轴疲劳损害等效载荷	转速误差 低速轴疲劳损害等效载荷 叶尖边沿疲劳损害等效载荷 功率误差
抛物线型	功率误差	平台偏航 叶尖挥舞疲劳损害等效载荷

杆式平台的 2 种控制器的某些性能指标来说,它们表现出了随风速增大渐增的趋势。由此表明驱动器的受限影响了这些控制目标。这种限制可能是由于独立变桨距的有效性受限引起的;从增大增益的角度看,现存驱动器饱和也限制了控制器的设计。

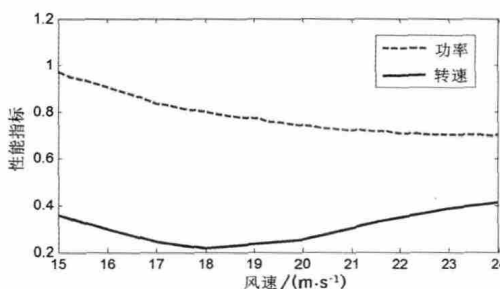
状态控制器(图 6(a))与扰动调节控制器(图 6(b))的抛物线型功率误差趋势也许看起来不合常

理。随着风速的增大转速误差随之改善,功率误差也理应如此变化。但是,由于 2 种控制器都采用了相对宽松的转速控制,并通过增加发电机转矩来补偿,因此达到了各自最大饱和度限制。随着风速增大转速波动也随之加剧。这样反而增大了发电机转矩饱和的周期,进而导致了功率调节比在低风速时更加差强人意。

表 5 中并未把塔架侧向弯曲疲劳损害等效载荷包括在扰动调节控制器趋势中,因为它并不属于 4 种趋势类型中的任何一种。如图 7 所示,平台的滚转运动引起了指标的大幅波动。



(a) SFC



(b) DAC

图 6 随着平均风速增大转速与功率调节误差的趋势

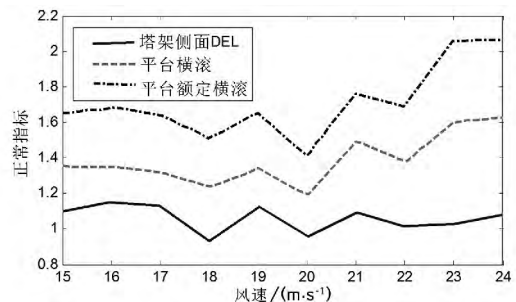


图 7 平台滚转运动对塔架侧向弯曲趋势的影响

因为状态反馈控制器性能普遍优于扰动调节控制器,考虑到现有驱动器的限制,认为状态反馈控制器更适合桅杆式平台独立变桨距控制。

4.2 采样时序结果

图 8 给出了基本控制器与状态反馈控制器的独立变桨距控制采样时序响应。由于 2 种控制器的转速调节性能几乎一致,因此给出了发电机输出功率的对比。从图中可以看出状态反馈控制器的功率调节明显优于基本控制器,这是因为状态反馈控制器对转矩操作点采用了恒功率算法。图 8 中塔架前后及侧向弯曲力矩的高频频谱为塔架前后及侧向第 1 个弯曲模式下的固有频率。塔架力矩的低频变化是由平台俯仰和滚转运动引起塔架前后及侧向载荷变化所致。

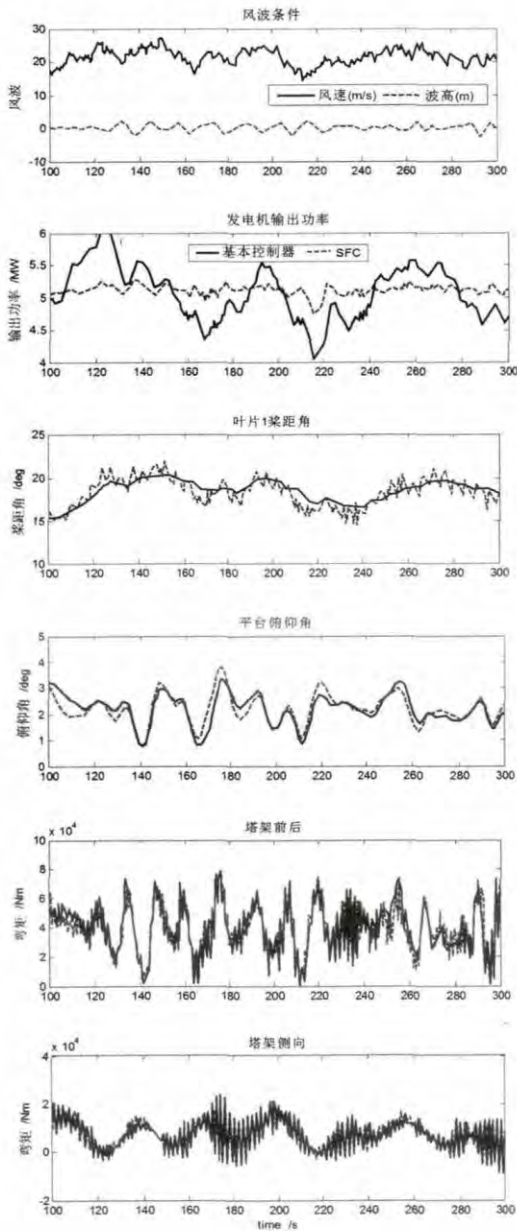


图 8 桅杆式平台上基本控制器与 SFC 采样时序响应

从图 8 中可以清楚地看到塔架前后及侧向底部载荷在减小。从图 8 中可以看出状态反馈控制器的

叶片 1 桨距角的变化趋势紧随基本控制器的统一变桨距的桨距角轨迹。既然 2 种控制器都有着相似转速调节性能,这就表明基于状态反馈控制器的大多数改进能够实现平台的独立变桨控制,尽管其在高频部分的效力有限。图 9(a) 给出了在特定频率下塔架前后底部弯曲载荷减小的曲线,特别是在平台俯仰运动固有频率为 0.03 Hz 时。然而,从图 9(b) 中可以看出,在平台滚转固有频率为 0.03 Hz 时,塔架侧向底部力矩却出现一定的增长。这种由平台滚转谐振频率改变引起的增长是因为将平台横荡排除在了基于相同原理的线性模型之外。由于变桨距驱动器的效力已经达到极限,因此平台横荡自由度未包含到控制设计中。另外,塔架侧向载荷的减小应归功于包含了平台横荡自由度的设计并未改变整个桅杆式平台的可行性。

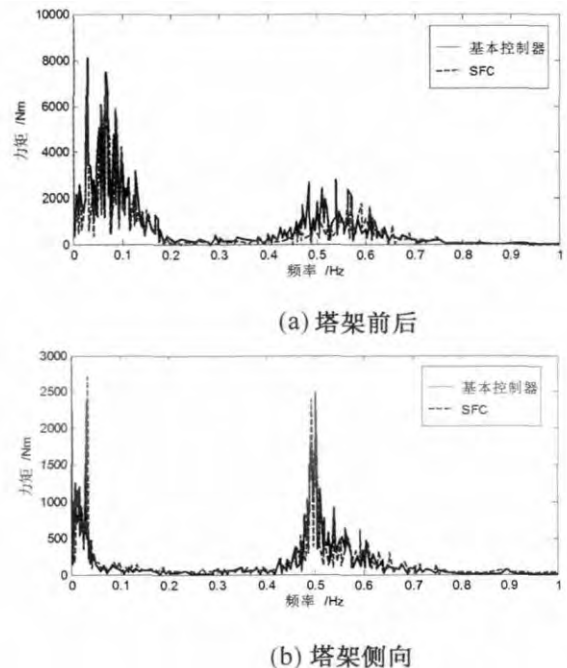


图 9 塔基力矩的频谱图

5 结 论

桅杆式平台采用系有深吃水压载物的悬链系泊缆绳定位,有效地实现了静力稳度。桅杆式的深吃水明显增加了平台的滚转与俯仰惯性,因此减小了它们各自的固有频率。这种设计特性使得平台的滚转与俯仰频率低于大多数海况下波浪的激发频率。

1) 平台较低的俯仰频率影响了状态反馈控制器的控制设计选择何种自由度。增加平台纵荡自由

度与第一个塔架前后弯曲模式到线性模型以获取平台俯仰运动动力学所需必要技术特征。

2) 平台较低的俯仰频率的另一个影响是限制了独立变桨距对调节平台俯仰运动的作用。较低的固有频率相对于其他的浮动式平台意味着高频变桨距输入在进一步衰减。在高频的要求下,控制器可以增加驱动得到相同效果,因此桅杆式平台独立变桨距并不比其他平台更加有效。但是,变桨距驱动饱和度限制对控制器增益强加了一个上限,因此降低了独立变桨在桅杆式平台的有效性。

3) 状态反馈控制器与扰动调节控制器都对转矩控制采用了恒功率算法,与采用恒转矩算法的基本控制器相比,它们明显改善了功率调节。相对于基本控制器,状态反馈控制器能够将塔架疲劳损害等效载荷平均减小9%。除了低速轴扭曲损害等效载荷平均增大18%之外,其他所有指标仍然接近不变。这种增长是由于变桨距驱动相对显著增长的结果。

4) 扰动调节控制器能够通过增加变桨距驱动抑制风速扰动来改善转速调节进而改善功率调节。但基于扰动调节控制器的变桨距驱动的明显增长给平台俯仰与偏航运动带来了负面影响。考虑到现有驱动器的限制,认为状态反馈控制器更适合桅杆式平台的独立变桨距控制。

参考文献

[1] F. G. Nielsen ,T. D. Hanson ,and B. Skaare. Integrated Dynamic Analysis of Floating Offshore Wind Turbines [C]. in Proc. 25th Int. Conf. Offshore Mech. Arctic Eng. ,2006: 671 - 679.

[2] W. Musial ,S. Butterfield ,and B. Ram. Energy from Offshore Wind [C]. in Proc. Offshore Technol. Conf. , Houston ,TX ,USA ,2006: 1888 - 1898.

[3] B. Bulder ,J. Peeringa ,J. Pierik , et al. Floating Offshore Wind Turbines for Shallow Waters [C]. in Proc. Eur. Wind Energy Conf 2003.

[4] W. Musial , S. Butterfield , A. Boone. Feasibility of Floating Platform Systems for Wind Turbines [C]. in Proc. 23rd ASME Wind Energy Symp ,2004: 1 - 11.

[5] I. Ushiyama ,K. Seki ,H. Miura. A Feasibility Study for Floating Offshore Wind Farms in Japanese Waters [J]. Wind Eng. ,2004 28(4) : 383 - 397.

[6] S. Butterfield ,W. Musial ,J. Jonkman , et al. Engineering Challenges for Floating Offshore Wind Turbines [C]. in Proc. Copenhagen Offshore Wind Conf. Expedit. , 2005: 1 - 10.

[7] D. Biester. (2009 ,Jul. 3) . Hywind: Siemens and StatoilHydro Install First Floating Wind Turbine [Online]. Available: http://www.siemens.com/press/pool/de/pressemitteilungen/2009/renewable_energy/ERE200906064e.pdf.

[8] J. M. Jonkman. Dynamics Modeling and Loads Analysis of an Offshore Floating Wind Turbine [D]. Ph. D. Dissertation Depart , Aerosp , Eng. Sci. Univ. Colorado , Boulder ,CO ,USA ,2007.

[9] D. Matha. Modeling and Loads & Stability Analysis of a Floating Offshore Tension Leg Platform Wind Turbine [C]. M. S. thesis , National Renewable Energy Lab's National Wind Turbine Center , Stuttgart , Germany , 2009.

[10] J. Jonkman ,D. Matha. A Quantitative Comparison of the Responses of Three Floating Platforms [C]. National Renewable Energy Laboratory , Golden , CO , USA , Tech. Rep. NREL/CP - 46726 ,2010.

[11] B. Skaare ,T. D. Hanson ,F. G. Nielsen. Importance of Control Strategies on Fatigue Life of Floating Wind Turbines [C]. in Proc. 26th Int. Conf. Offshore Mech. Arctic Eng. ,San Diego ,CA ,USA ,2007: 493 - 500.

[12] T. J. Larsen ,T. D. Hanson. A Method to Avoid Negative Damped Low Frequent Tower Vibrations for a Floating , Pitch Controlled Wind Turbine [C]. J. Phys. , Conf ,Ser. 2007 ,75(1) : 012073.

(收稿日期: 2015 - 04 - 07)

欢迎订阅《四川电力技术》