基于自适应桨距控制的漂浮式风力机功率及平台稳定性控制

周雅容，章丽骏，李 晔
（上海交通大学 船舶海洋与建筑工程学院，上海 200240）

摘 要：对于漂浮式海上风力机，不加约束的平台纵摇角变化会激发平台的共振运动，降低发电机功率输出，可能会对整个系统造成损害。统一桨距控制对发电机转速和平台纵摇运动均有调节作用，但旨在解决多目标问题的状态反馈控制往往面临控制性能和计算成本之间的矛盾。文章提出一种包含满足多目标及鲁棒性需求的控制律的模型参考自适应控制方案，能够将针对某一工作点设计的线性控制律推广到整个工作区间，使其他工作点处的实际响应跟踪理想的系统响应，从而保证转速及平台稳定性的控制效果。以 NREL 5 MW 半潜式风力机为被控对象，基于 OpenFAST 与 Simulink 进行联合仿真，与基线控制器相比，该自适应控制器在多种风速、波浪条件下均提升了转速跟踪精度及平台稳定性。

关键词：漂浮式风力机；功率控制；平台稳定性控制；自适应控制
中图分类号：TK81 **文献标志码**：A **文章编号**：1671-5292(2025)11-1485-09

0 引言

随着海上风电逐渐向深远海发展，漂浮式平台的引入成为不可或缺的一环[1]。受波浪及通过塔架传输的气动力的影响，漂浮式平台会产生六自由度运动(图 1)。为了满足理想的发电机转速，叶片桨距角须根据需求进行调节，固定式风力机的桨距控制方法直接应用于漂浮式风力机时，可能引发平台的显著共振(亦称负阻尼现象)[2]，从而引入不稳定性(主要体现在纵摇运动中)[3]并加剧疲劳载荷。在平台自身具有一定前倾角的情况下，当风速增大时，为了保持转速恒定，须减小气动转矩，而风轮上的气动推力也随之减小，导致漂浮式平台进一步前倾。该运动会使风轮上的相对风速增大，进而增加气动转矩[4]。由此可见，若不设置专门的附加稳定机构[5]，漂浮式平台的稳定性控制与发电机转速跟踪将共用同一套执行机构(叶片桨距控制)，而这两个目标之间存在矛盾，在设计控制器时须权衡二者的关系。因此，漂浮式平台的稳定性控制在保证发电机功率输出的情况下，减小其纵摇运动，即平台纵摇的角速度。

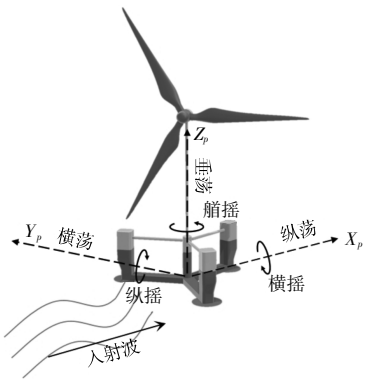


图 1 漂浮式平台的六自由度运动
Fig.1 The 6-DOF motions of floating platform

通过叶片桨距角实现的功率控制一般在额定风速以上进行。当前，将平台纵摇运动与功率控制相结合的桨距角控制策略主要有两种：一种是将目标转速设定为与额定转速和实时平台纵摇角速度有关的一个函数，即变功率控制[6]；另一种是对平台运动的相关信息进行建模以用于控制器设计，其体现形式包括用于反馈控制的状态空间模型[7-9]以及作为前馈的干扰适应控制[10,11]。对于基于状态空间模型的反馈控制，当针对某一确定工作点设计的控制器用于其他工作环境时，对目标特性的提升效果有所下降[12]。在笔者前期的工作中，模型参考自适应控制已能有效解决这一问题[13]。因此，本文将沿用该自适应框架设计多目标

收稿日期：2024-08-29。
基金项目：国家重点研发计划项目(2023YFB4203303)；国家电力投资集团有限公司统筹研发经费支持项目(KYTC2021FD01)。
作者简介：周雅容(1995-)，女，博士研究生，研究方向为漂浮式风力机控制。E-mail：yaro1022@163.com
通信作者：章丽骏(1991-)，男，助理研究员，研究方向为漂浮式风力机力学特性。E-mail：zhanglijun2017@sjtu.edu.cn

控制器，以满足发电机转速及平台稳定性控制的要求。

综上所述，本文在模型参考自适应框架的基础上，引入了一种满足多目标及鲁棒性需求的线性控制律，旨在使发电机转速及平台纵摇运动等关键状态量精准跟踪其各自的理想响应。该方案能够将针对某一线性模型设计的控制律推广至额定工作区间，从而避免了过多的线性化及调参工作，显著降低了计算成本。与基线控制器相比，本文所提控制策略在不同工况下均提升了发电机转速的跟踪精度与平台稳定性。此外，还将对部分未建模物理量进行分析，以评估控制器综合性能。

1 漂浮式风力机系统模型

1.1 非线性模型

在闭环控制系统中，控制器设计本身可以不依赖于非线性模型，但被控对象必须采用包含扰动的全自由度非线性模型。为精确模拟漂浮式风力机的物理特性，并与现有控制方案进行比较，本文选用美国国家可再生能源实验室开发的 OpenFAST 软件对风力机模型进行模拟，并以其中的 5 MW OC4 半潜式风力机作为被控对象，通过 Simulink 平台进行程序开发和仿真验证。该模型与控制问题相关的基本特性如表 1 所示。

表 1 漂浮式风力机系统特性

Table 1 Wind turbine system properties

特性	规格
额定功率/MW	5
漂浮式平台	半潜式
配置	3 叶片
转子、轮毂直径/m	126,3
切入、额定、切出风速/m·s^{-1}	3,11.4,25
切入、额定转子转速/r·min^{-1}	6.9,12.1
额定发电机转速/rad·s^{-1}	122.909 6
额定发电机转矩/N·m	43 093.55
最小、最大叶片桨距角/(°)	0,90
最大叶片桨距角变化率绝对值/(°)·s^{-1}	8

1.2 降维线性模型

为使基于统一变桨指令的降维线性模型能尽量贴近全自由度状态空间模型（机舱自由度除外），本文进行了幅频曲线分析。结果表明，该降维模型需包含平台纵摇、艏摇、横摇、塔基左右弯曲的第一模态以及与转速相关的自由度[14]。然而，在包含上述自由度的控制器性能检验中，与基线控制器相比，并不能使得纵摇运动明显减弱。因此，为实现以平台纵摇为指标的平台稳定性控制，并简化自适应控制器的调节过程（减少状态量），本文最终在线性化中仅保留发电机和平台俯仰两个旋转自由度。虽然与全状态模型存在一定差异，但可以通过控制器自身的鲁棒性克服。OpenFAST 的线性化模块提供了自动搜索工作点的功能，且以发电机转速相关量达到额定值为终止准则，即实际线性摄动模型对应的工作点以发电机转速为确定准则，而不考虑漂浮式平台纵摇角的具体数值。

在 16 m/s 的定常风下对 OpenFAST 进行线性化并根据目标状态量降维，得到用于控制器设计的多目标状态空间模型，记作 $\sum_{GP}$。

$$\begin{cases}\Delta\dot{x}_{GP}=\boldsymbol{A}_{GP}\Delta x_{GP}+[\boldsymbol{B}_{GP1}\quad\boldsymbol{B}_{GP2}][\Delta u_{GP}\quad\Delta u_d]^{\cdot}\\ \Delta y_{GP}=\boldsymbol{C}_{GP}\Delta x_{GP}+[\boldsymbol{D}_{GP1}\quad\boldsymbol{D}_{GP2}][\Delta u_{GP}\quad\Delta u_d]^{\cdot}\end{cases}\tag{1}$$

式中：$\boldsymbol{A}$,$\boldsymbol{B}$,$\boldsymbol{C}$,$\boldsymbol{D}$ 分别为状态空间模型的状态转移、输入、输出、直接传输矩阵；x,y,u,u_d 分别为系统的状态量、输出量、输入量以及扰动；下标 GP 表明该组参数或常量来自于系统。

该模型仅对工作点(x_{GPop},y_{GPop},u_{op},u_{dop})及其小范围邻域有效，摄动状态量为

$$\begin{cases}\Delta x_{GP}=x_{GP}-x_{GPop}\\ \Delta y_{GP}=y_{GP}-y_{GPop}\\ \Delta u_{GP}=u_{GP}-u_{GPop}\\ \Delta u_d=u_d-u_{dop}\end{cases}\tag{2}$$

对应的物理量为

$$\begin{cases}x_{GP}=\begin{bmatrix}\phi_P & \dot{\phi}_P & \phi_{Ge}\end{bmatrix}^{T}\\ y_{GP}=\begin{bmatrix}\Omega_g & \xi\end{bmatrix}^{T}\\ u_{GP}=\beta_c\\ u_d=\begin{bmatrix}V & \theta_V\end{bmatrix}^{T}\end{cases}\tag{3}$$

式中：Ω_g 为实时发电机转速，rad/s；ϕ_{Ge} 为发电机自由度 rad；ϕ_P 为平台俯仰倾斜旋转自由度，rad；ξ 为平台纵摇角，°；β_c 为统一桨距角，rad(对于统一变桨控制，3 个叶片的桨距角指令在同一时刻完全相同)；V 为实时风速，m/s；θ_V 为实时风速的传播方向，rad。

以上各矩阵及工作点数值均通过 OpenFAST 线性化得到。

通过对一组风速(14,16,18 m/s)下的线性模

型进行幅频分析，可以得到系统的 3 个已建模输入(u_{GP},u_d)对各输出量影响的异同。其中,以 16 m/s 处的线性模型为控制器设计的参数依据，并以 14,18 m/s 的模型分别代表低于、高于额定风速的工况。本文控制器设计的目的是仅通过一组状态空间模型得到适用于所有额定工况的控制器,通过对比不同风速下的线性模型开环幅频响应,有助于明确控制器特性需求，在目标工作区间内性能较基线控制器均得到提升。

统一桨距指令，即在不同风速下控制器输出在中低频段对发电机转速、平台纵摇角及角速度的影响,这对稳态精度和抗扰能力均造成了影响;而在高频段,仅有发电机转速受到影响,表明桨距指令的高频动作对平台纵摇的改变与风速无关。来流风幅值的影响与桨距指令类似，但在高频段对转速的影响差异较小。来流风角度在低频段对发电机转速没有明显影响，而在中高频段造成了响应差异,影响系统的鲁棒性和噪声抑制;该角度在全频段对平台纵摇运动造成的影响均不相同。除了稳态精度和干扰抑制，本文中的控制器还须应对高频风向变化在不同风速下引发的输出差异。因此,除了须要关注不同风速时控制器的自适应性，控制律本身应对高频扰动的鲁棒性也至关重要。由于自适应控制器不依赖于扰动传递函数,故线性控制律应具备抑制扰动增益的能力，同时避免对某一目标响应过快。

综上所述，线性设计模型与非线性模型之间的差异,主要源于实际风速下的桨距角响应、线性化自由度选择少于非线性以及环境高频扰动造成的响应差异。控制器设计必须补偿这些差异,从而使基于确定线性模型设计的控制器能够有效推广至整个目标工作区间，并在所有工况下均取得理想效果。

2　控制器设计

2.1　多目标自适应控制器设计

模型参考自适应控制 (Model Reference Adaptive Control，MRAC)结构由 3 部分组成(图 2):被控对象,由非线性模型和与标称模型配套的工作点计算得来，其中非线性模型受到外部环境扰动(风、浪)的影响;参考模型,其核心为线性摄动模型$\sum_{GP}$,控制律基于此进行设计,并满足一定的设计需求,$\Delta\beta_{GPm}$,Δx_{GPm}分别为标称模型输入及

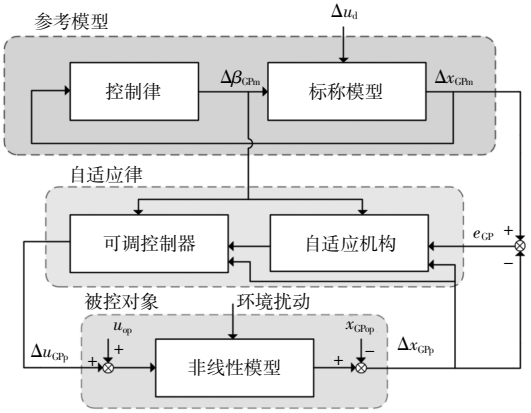


图 2　发电机转速及平台稳定性控制结构

Fig.2 The control structure of generator speed and platform stabilization

状态量;自适应律,标称模型与非线性模型的状态量差值 e_{GP} 以及其他相关量共同作为主要输入，并给出最终的系统输入量 Δu_{GP}。

2.1.1　线性控制律

将式(1)改写为符合控制律设计需求：

$$\begin{cases}\Delta\dot{x}_{GP}=\boldsymbol{A}_{GP}\Delta x_{GP}+\boldsymbol{B}_{GP1}\Delta u_{GP}+\boldsymbol{B}_{GP2}\Delta u_d\\ \Delta y_{GP\infty}=\boldsymbol{C}_{GP1}\Delta x_{GP}+\boldsymbol{D}_{GP11}\Delta u_{GP}+\boldsymbol{D}_{GP12}\Delta u_d\\ \Delta y_{GP2}=\boldsymbol{C}_{GP2}\Delta x_{GP}+\boldsymbol{D}_{GP21}\Delta u_{GP}\end{cases}\tag{4}$$

式(4)中的具体数值与$\sum_{GP}$中各对应值相同,假定 $y_{GP\infty}$ 为测量输出(缺少波浪扰动),y_{GP2} 为实际控制输出。

本控制器设计需要具务强大的鲁棒性，以应对外界扰动引入的不确定性（系统参数的不确定性则由自适应机构补偿),线性控制律的设计目的是使标称模型达到理想性能，但最优跟踪性能和鲁棒性保障之间通常存在矛盾。为此,本文采用混合 H_2/H_∞ 控制器兼顾二者，通过结合最优方法和鲁棒方法的特性，可以使系统在容忍不确定性的前提下维持系统稳定，并确保相应的传递函数的性能指标不会超过指定上界,即 $\|T_{\Delta y_{GP\infty}\Delta u_d}(s)\|_\infty<\gamma_\infty$，$\|T_{\Delta y_{GP2}\Delta u_d}(s)\|_2<\gamma_2$,。

定义 $\mathbf{He}(\boldsymbol{A})=\boldsymbol{A}+\boldsymbol{A}^{T}$[15],混合 H_2/H_∞ 问题可视为对下列线性矩阵不等式组求解[16]：

$$\min\quad c_\infty\gamma_\infty+c_2\gamma_2^2$$

s.t.

$$\begin{bmatrix}\mathbf{He}(\boldsymbol{A}_{GP}\boldsymbol{X}_{GP}+\boldsymbol{B}_{GP1}\boldsymbol{W}_{GP}) & \boldsymbol{B}_{GP2} & (\boldsymbol{C}_{GP1}\boldsymbol{X}_{GP}+\boldsymbol{D}_{GP11}\boldsymbol{W}_{GP})^{T}\\ \boldsymbol{B}_{GP2}^{T} & -\gamma_\infty\boldsymbol{I} & \boldsymbol{D}_{GP12}^{T}\\ \boldsymbol{C}_{GP1}\boldsymbol{X}_{GP}+\boldsymbol{D}_{GP11}\boldsymbol{W}_{GP} & \boldsymbol{D}_{GP12} & -\gamma_\infty\boldsymbol{I}\end{bmatrix}<0$$

$$\mathbf{He}(\boldsymbol{A}_{\mathrm{GP}}\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{GP1}}\boldsymbol{W}_{\mathrm{GP}})+\boldsymbol{B}_{\mathrm{GP2}}\boldsymbol{B}_{\mathrm{GP2}}^{\mathrm{T}}<0 \tag{5}$$

$$\begin{bmatrix} -\boldsymbol{Z}_{\mathrm{GP}} & \boldsymbol{C}_{\mathrm{GP2}}\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{GP21}}\boldsymbol{W}_{\mathrm{GP}} \\ (\boldsymbol{C}_{\mathrm{GP2}}\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}}+\boldsymbol{D}_{\mathrm{GP21}}\boldsymbol{W}_{\mathrm{GP}})^{\mathrm{T}} & -\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}} \end{bmatrix}<0$$

$$trace(\boldsymbol{Z}_{\mathrm{GP}})<\gamma_2^2$$

式中:c_∞,c_2 为大于零的权重因子;$\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}}$ 和 $\boldsymbol{Z}_{\mathrm{GP}}$ 均为对称正定矩阵;$\boldsymbol{I}$ 为单位矩阵;$\boldsymbol{W}_{\mathrm{GP}}$ 为正定矩阵。

求解上述最小化问题，对应参考模型中的控制律为 $\Delta\beta_{\mathrm{GPm}}=K_{\mathrm{GPm}}\Delta x_{\mathrm{GPm}}$,其中 $K_{\mathrm{GPm}}=-\boldsymbol{W}_{\mathrm{GP}}\boldsymbol{X}_{\mathrm{GP}}^{-1}$。

2.1.2 基于状态量的模型参考自适应结构

本文控制器的设计目标兼具转速跟踪与平台稳定性,由于需镇定该线性摄动系统,本文采用基于状态量的模型参考自适应控制方案。该方案能有效实现系统的多目标跟踪,其结构如图 3 所示。

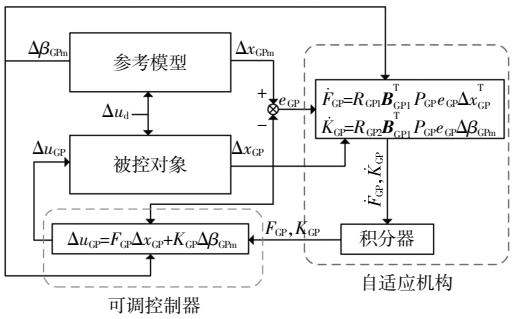


图 3 基于状态量的转速及平台稳定性 MRAC 控制结构

Fig.3 State-based MRAC control structure for generator speed and platform stabilization

由线性控制律作为输入的参考模型 $\sum_{\mathrm{GPm}}$（各控制矩阵参数与 $\sum_{\mathrm{GP}}$ 一致）和仅包含风扰动的实际系统 $\sum_{\mathrm{p}}$ 应满足:

$$\begin{cases} \sum_{\mathrm{GPm}}: \Delta\dot{x}_{\mathrm{GPm}}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{GPm}}\Delta x_{\mathrm{GPm}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{GPm}}\Delta\beta_{\mathrm{GPm}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{GPdm}}\Delta u_{\mathrm{d}} \\ \sum_{\mathrm{p}}: \Delta\dot{x}=\boldsymbol{A}_{\mathrm{p}}\Delta x_{\mathrm{GP}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{p}}\Delta u_{\mathrm{GP}}+\boldsymbol{B}_{\mathrm{pd}}\Delta u_{\mathrm{d}} \end{cases} \tag{6}$$

与 $\sum_{\mathrm{GPm}}$ 适配的可调控制器与自适应律见图 3,其中 F_{GP},K_{GP} 为自适应因子,P_{GP} 应当满足:

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}_{\mathrm{GPm}}^{\mathrm{T}}P_{\mathrm{GP}}+P_{\mathrm{GP}}\boldsymbol{A}_{\mathrm{GPm}}=-Q_{\mathrm{GP}} \\ Q_{\mathrm{GP}}=Q_{\mathrm{GP}}^{\mathrm{T}}>0 \\ Q_{\mathrm{GP}}=q_{\mathrm{GP}}^{\mathrm{T}}q_{\mathrm{GP}} \end{cases} \tag{7}$$

2.2 基线控制器设计

为了验证所提控制器的优越性，与基线控制器进行比较。本文针对额定风速以上的工况设置了对照组,分别评估转速控制与平台稳定性,对照组中发电机转矩恒定为额定值。

增益调度控制（Gain-Scheduled Proportional Integral，GSPI）用于漂浮式风力机在该区域运行时的统一桨距转速控制器[17],其控制律旨在缩小发电机转速与目标转速 Ω_{ref} 之间的差值。

$$\beta_{\mathrm{c}}=K_{\mathrm{P}}GK(\beta)\Delta\Omega_{\mathrm{g}}+K_{\mathrm{I}}GK(\beta)\int\Delta\Omega_{\mathrm{g}}\mathrm{d}t \tag{8}$$

式中:$\Delta\Omega_{\mathrm{g}}=\Omega_{\mathrm{ref}}-\Omega_{\mathrm{g}}$;$GK(\beta)=1/(1+\beta/\beta_{\mathrm{k}})$,其中,$\beta$ 为上一时刻桨距角值,β_{k} 为常量;K_{P},K_{I} 分别为比例系数、积分系数。

变功率桨距控制（Variable Power Collective Pitch Control，VPPC)以牺牲发电机功率的方式提高了漂浮式平台的稳定性。在此方法中,高于额定风速的转速是一个考虑了平台运动特性的变量,新的转速跟踪指令表示为[18]

$$\Omega_{\mathrm{ref}}=\Omega_{\mathrm{rated}}(1+K_{\mathrm{VPPC}}\dot{\xi}) \tag{9}$$

式中:Ω_{rated} 为风轮转子的额定转速;K_{VPPC} 为负常数;$\dot{\xi}$为平台纵摇角速度。

3 仿真结果

考虑到 OpenFAST 中的风、浪条件不存在耦合关系(与实际环境有所差异),为了验证所提控制器在维持额定转速和提高平台稳定性上的自适应性和有效性，将其在表 2 所示的风浪环境下进行仿真。其中,16 m/s 为获得线性模型时的风速,14,22 m/s 分别为低于、高于线性化工作点的代表风速。

表 2 仿真环境

Table 2 The simulation environments

工况名称	平均风速 m/s	湍流强度 %	有义波高 m	谱峰周期 s
W14Wa	14	10.948 3	0.85	4.64
W16Wa	16	10.891 2	0.85	4.64
W22Wa	22	9.923 5	0.85	4.64
W14Wb	14	10.948 3	1.77	6.85
W16Wb	16	10.891 2	1.77	6.85
W22Wb	22	9.923 5	1.77	6.85
W14Wc	14	10.948 3	3.25	9.70
W16Wc	16	10.891 2	3.25	3.25
W22Wc	22	9.923 5	3.25	3.25
W14Wd	14	10.948 3	3.673	3.673
W16Wd	16	10.891 2	3.673	3.673
W22Wd	22	9.923 5	3.673	3.673

本节中,参与验证的控制器包括 GSPI,GSPI-VPPC（利用$\dot{\xi}$调节前者的额定转速),MRAC-Gen

(仅考虑发电机转速的自适应控制器)[8],MRAC-GenPtfm(本文设计的多目标自适应控制器)。

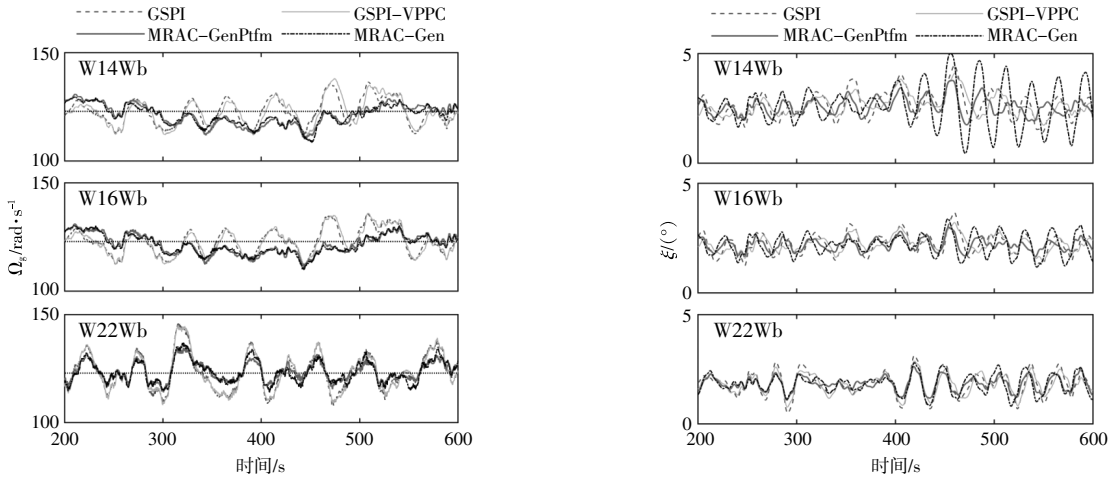
为避免非线性系统发散,需对 K_{GPm} 量级进行调整。考虑到稳定性控制的实际被控对象是平台纵摇角速度,而对纵摇角本身无要求,因此可将纵摇角相关的状态量在各环节均设为零。这样(即将 K_{GPm} 中对应参数置零) 既不影响线性闭环系统的稳定性, 也对系统特征值影响甚微。综上所述, MRAC-GenPtfm 控制器的最终参数取值如下:

$$\begin{cases} K_{GPm}=[0 \quad 0.002\,2 \quad 1.298\,9] \\ q_{GP}=10^2\times\begin{bmatrix} 0.092\,7 & -0.000\,4 & 0.000\,3 \\ -0.000\,4 & 1.759\,1 & -0.030\,1 \\ 0.000\,3 & -0.030\,1 & 0.005\,6 \end{bmatrix} \\ R_{GPI}=1 \\ R_{GP2}=1 \end{cases} \tag{10}$$

在仿真过程中, 漂浮式风力机模型的所有自由度均被开启。仿真时长为 800 s,为规避初始化的影响,起始阶段的数据将被舍弃。时域与频域响应的展示区间以保证曲线清晰可观测为前提;在量化分析中,则统一选取后 400 s 的数据。文中的时、频域图仅展示了部分工况下的响应曲线,而量化分析基于所有工况的结果进行。

3.1　时域、频域响应

在额定风速以上的相同工况下, 各控制器采用相同的转速控制策略。根据功率控制策略的要求,此时发电机转矩恒定,风力机功率由发电机转速决定。因此,图 4(a)仅对发电机转速进行了比较。结果表明,转速响应总体一致,但 MRAC-Gen 与 MRAC-GenPtfm 控制器展现出了更精确的跟



(a)发电机转速的时域响应　　(b)平台纵摇角的时域响应

图 4　发电机转速和平台纵摇角的时域响应

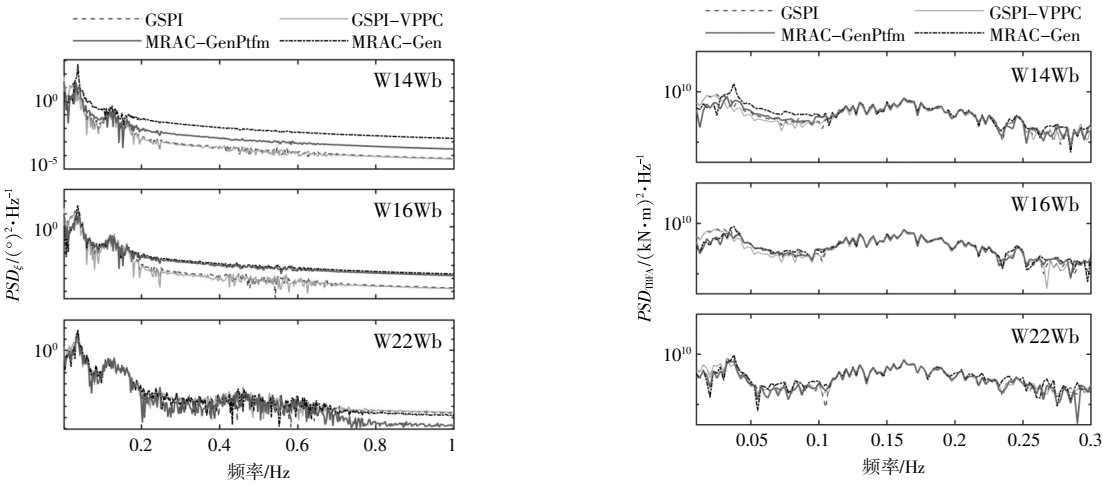
Fig.4 Time responses of generator speed and platform pitch angle

踪性能。需要强调的是,发电机转速跟踪是首要控制目标, 平台稳定性控制应在不影响此目标的前提下进行优化。

此外,分析发现风速对控制效果有显著影响。随着风速升高,桨距角调节的灵敏度增加,且风轮推力减小, 导致微小的桨距角变化也会对被控系统产生明显影响。这使得发电机转速的实际控制效果波动加剧、平滑性下降。因此,相同的桨距角控制方案在低风速下的跟踪精度优于高风速工况。

平台稳定性提升是多目标控制中的次要任务。如图 4(b)所示,虽然 MRAC-Gen 控制器有效提升了转速跟踪性能, 但其在不同风速下对平台运动的抑制效果并不稳定。由于该控制器在设计时未充分考虑平台稳定性目标, 其桨距角动作主要响应于由湍流风引起的风轮推力变化, 因此在部分工况中可能导致平台稳定性恶化。相比之下, 带有 VPPC 环节的 GSPI 控制方案能显著减小平台纵摇运动, 表现为各运动周期内纵摇角的上限降低与下限提高。而 MRAC-GenPtfm 控制器在所有工况下均取得了最佳的控制效果, 且其性能优势受风速变化的影响不明显。

除时域响应外, 功率谱密度分析也是评估控制器性能的有效手段。图 5(a)展示了平台纵摇运动的频域响应。被控对象的自然频率为 0.037 Hz, 这与各曲线中能量峰值的位置相符。



(a)平台纵摇角的频域响应　　(b)塔基前后运动弯矩的频域响应

图 5　平台纵摇角和塔基前后运动弯矩的频域响应

Fig.5 Frequency responses of platform pitch angle and tower base fore-aft moment

在转速控制上表现最佳的 MRAC-Gen 控制器,其纵摇运动能量在各工况下均为最高,尤其在低风速时与其他控制器差异显著。引入 VPPC 环节后,GSPI 控制器的整体运动能量得到有效抑制。MRAC-GenPtfm 控制器在自然频率 0.037 Hz 处的表现与 GSPI 及 GSPI-VPPC 相近,但其转速控制精度显著优于二者。尽管在其他频率段的性能随工况有所波动,但它始终优于 MRAC-Gen 控制器,从而在多目标控制中取得了最佳平衡。

平台运动同样影响了塔基受力，特别是由前后运动引起的塔基弯矩，其分析结果见图 5(b)。在所有工况下,MRAC-GenPtfm 控制器均成功降低了 0.037 Hz 处的弯矩能量峰值,该处的能量分布趋势与平台纵摇角速度基本一致；而在其他频率段,各控制器的效果差异不大。

综上所述，在平台纵摇和塔基弯矩的抑制方面,MRAC-GenPtfm 相较于 GSPI 系列控制器提升有限,但其转速跟踪精度具有显著优势。与完全未考虑平台稳定性的 MRAC-Gen 控制器相比,MRAC-GenPtfm 在保持高超转速跟踪性能的同时,有效降低了平台的纵摇运动。

3.2　量化分析

为量化评估各控制器的性能差异并规避初始瞬态的影响，仿真分析截取了每个 800 s 工况中后 400 s 的稳定数据进行处理。鉴于各工况的评价维度多元,难以用单一指标简单排序,故引入平均值以增强结果比较的普适性。

针对两个直接控制目标——提高发电机转速的跟踪精度与抑制平台纵摇运动，本研究分别采用以下两个指标的均方根值进行评估：发电机实时转速与额定转速的差值;平台纵摇角速度。图 6 汇总了各工况下不同控制器的评估结果。

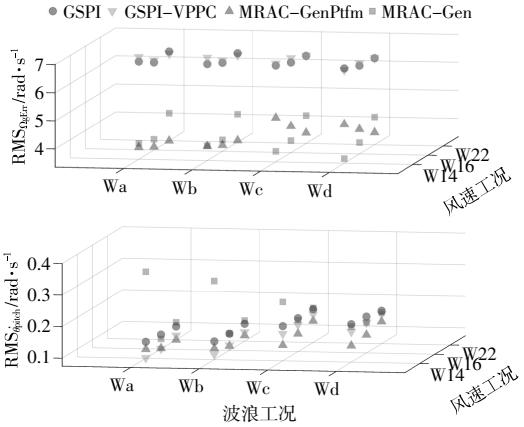


图 6　各工况中控制指标的均方根值

Fig.6 The RMS values of aimed control indexs in each case

在转速跟踪任务中,GSPI 与 GSPI-VPPC 的控制效果相近，但二者的跟踪误差均显著高于两种自适应控制器。具体而言,MRAC-GenPtfm 控制器在多数工况下的表现优于 MRAC-Gen,仅在低风速、大波浪的极端条件下,为维持平台稳定而略微牺牲了转速跟踪精度。此外，在同一波浪条件下，随着平均风速的升高,MRAC-Gen 控制器的跟踪误差会逐渐增大,而 MRAC-GenPtfm 控制器的误差则呈现逐渐减小的趋势。在平台稳定性控制方面,MRAC-GenPtfm 在绝大多数工况下都取

得了最佳效果,仅在低风速、小波浪的温和工况下略逊于 GSPI-VPPC。相比之下,MRAC-Gen 控制器在风速为 W14、波浪为 Wa,Wb,Wc 的工况下稳定性显著恶化,但在其他条件下其表现与 GSPI 控制器基本相当。

综上所述，本文所提出的多目标自适应控制器 MRAC-GenPtfm，在各工况下于转速跟踪与平台稳定两个核心任务上均表现出优异的综合性能。为增强评价的普适性,表 3 汇总展示了相关的定量结果及其他受影响指标的分析数据，并对所有工况下的结果进行了平均处理。

对于发电机转速跟踪这一首要目标,GSPI-VPPC 与 GSPI 控制器的表现近乎一致；但 VPPC 环节的引入仍轻微劣化了控制性能，导致转速误差的均方根值 $RMS_{\Omega_{gErr}}$ 增加了约 0.84%。两种自适应控制器则显著优于 GSPI，其中 MRAC-Gen 和 MRAC-GenPtfm 分别将 $RMS_{\Omega_{gErr}}$ 降低了 39.99%和 40.48%,二者提升幅度接近,但导致性能下降的工况类型不同:前者出现在高风速工况,后者则出现在大波浪工况。其原因在于：当平均风速升高时,桨距角对转速的调节灵敏度随之上升。此时,MRAC-Gen 控制器可能因产生超调而增大跟踪误差。相比之下,MRAC-GenPtfm 控制器受到平台纵摇运动的影响，在相同波浪条件下，工况 W22Wa,W22Wb,W22Wc,W22Wd 的桨距角动作更为缓和,从而避免了超调;然而,在纵摇剧烈且桨距角灵敏度不足的工况(工况 W14Wc,W14Wd,W16Wa,W16Wb)下,为抑制平台运动而加大的桨距角调节,反而会增大转速的跟踪误差。

在平台纵摇运动控制方面,GSPI-VPPC 控制器较 GSPI 将纵摇角速度的均方根值 $RMS_{\dot{\xi}}$ 降低了约 20.29%。MRAC-GenPtfm 控制器则展现出更优的性能,$RMS_{\dot{\xi}}$ 降幅达到约 37.52%。与前者的控制效果受风、浪条件密切制约不同,MRAC-GenPtfm 的性能提升在不同工况下虽存在波动,但与环境条件无明确的关联性。这是因为其控制指令同时综合了转速与纵摇状态，因而行为不具备绝对的可预测性。相比之下,MRAC-Gen 控制器由于控制目标完全集中于转速跟踪，其风轮推力策略主要响应于风速变化，而未考虑对平台纵摇的影响,因此总体上反而降低了平台的稳定性。

在纵摇角均值 $AVG_{\dot{\xi}}$ 上，各控制方案与基线 GSPI 控制器均无显著差异，即便差异最大的 MRAC-Gen 也仅偏离 1.17%。分析表明,对该指标影响更大的控制因素是独立变桨调节。

统一变桨控制除影响平台运动外，也会改变关键部件的受力情况。就叶片根部挥舞弯矩的等效损伤载荷而言,4 种控制器的平均值差异不大,但在具体工况下则表现出明显区别:在低风速、小波浪的温和工况下，叶片载荷与基线控制器相当或略有降低;然而,在波浪作用显著、导致桨距角动作频繁的工况中,叶片载荷则明显增加。

表 3　基于 GSPI 控制器的归一化结果

Table 3 Normalized results versus GSPI controller

评估指标	$RMS_{\Omega_{gErr}}$			$RMS_{\dot{\xi}}$			$AVG_{\dot{\xi}}$			DEL_{M_b}		
控制方案	GSPI-VPPC	MRAC-Gen	MRAC-GenPtfm	GSPI-VPPC	MRAC-Gen	MRAC-GenPtfm	GSPI-VPPC	MRAC-Gen	MRAC-GenPtfm	GSPI-VPPC	MRAC-Gen	MRAC-GenPtfm
W14Wa	1.023 7	0.573 4	0.552 7	0.599 8	2.749 7	0.814 2	0.996 2	0.978 5	0.980 4	0.940 1	1.012 8	0.789 8
W16Wa	1.011 5	0.577 1	0.535 2	0.632 0	0.886 4	0.640 9	0.994 5	0.978 6	0.984 2	1.013 4	1.004 2	0.977 7
W22Wa	0.987 9	0.664 4	0.513 0	0.757 1	1.113 8	0.641 2	1.001 0	1.005 6	1.006 6	0.992 1	1.057 5	1.042 3
W14Wb	1.033 9	0.572 2	0.568 8	0.691 5	2.449 3	0.832 2	0.997 3	0.978 3	0.981 4	0.983 5	0.982 0	0.836 0
W16Wb	1.012 4	0.577 6	0.548 9	0.713 8	1.007 2	0.696 6	0.994 7	0.979 3	0.984 4	1.034 5	1.028 1	1.041 5
W22Wb	0.988 9	0.666 7	0.523 0	0.794 8	1.081 9	0.718 2	1.000 9	1.004 5	1.006 0	0.990 9	1.064 8	1.037 8
W14Wc	1.010 7	0.549 1	0.725 6	0.868 8	1.415 0	0.675 0	0.995 6	0.979 5	0.993 1	1.051 5	0.884 0	1.340 7
W16Wc	1.024 0	0.575 5	0.654 7	0.884 4	0.965 4	0.727 1	0.994 9	0.981 9	0.986 4	1.101 6	1.026 6	1.275 2
W22Wc	1.001 6	0.671 2	0.576 2	0.909 1	1.023 4	0.795 2	1.000 2	1.003 3	1.006 9	1.000 3	1.070 9	1.064 4
W14Wd	0.991 5	0.521 7	0.704 0	0.877 6	0.960 8	0.651 4	0.995 7	0.982 7	0.989 6	1.027 1	0.782 2	1.179 8
W16Wd	1.013 7	0.578 0	0.651 6	0.899 3	0.902 4	0.696 3	0.995 9	0.985 6	0.988 3	1.104 6	1.003 6	1.255 1
W22Wd	1.001 2	0.673 9	0.588 9	0.936 6	0.973 1	0.809 3	0.999 7	1.003 3	1.006 6	0.991 4	1.058 6	1.061 7
平均值	1.008 4	0.600 1	0.595 2	0.797 1	1.294 0	0.724 8	0.997 2	0.988 4	0.992 8	1.019 3	0.997 9	1.075 2

4 结论

①与基线控制器相比，自适应控制器的性能提升受波浪条件的影响显著大于风速。这主要因为波浪是系统中的未建模扰动，并未在参考模型中予以考虑。具体而言,仅针对转速优化的自适应控制器,其性能受风速变化的影响大于波浪;而多目标自适应控制器则在低风速、大波浪工况下表现出较差的转速跟踪性能。

②统一变桨控制对平台平均倾角的影响有限。同时,那些主要受独立变桨影响的物理量(如叶片载荷)与统一变桨的关联性也较弱,但其数值大小与桨距角的活动频繁程度呈正相关。

③引入 VPPC 环节对基线控制器的转速跟踪有轻微的负面作用,但同时能提升平台稳定性。该稳定性的提升效果因工况而异,在风速低、波浪小的条件下尤为显著。

参考文献:

[1] 李铮,郭小江,申旭辉,等.我国海上风电发展关键技术综述[J].发电技术,2022,43(2):186-197.

[2] Jonkman J M.Dynamics of offshore floating wind turbines -model development and verification [J].Wind Energy,2010,12(5):459-492.

[3] 方龙,翟恩地,李荣富,等.一种半潜式商用 6 MW级风力机载荷数值模拟研究 [J]. 哈尔滨工程大学学报,2024,45(1):17-24,128.

[4] Fischer B, Loepelmann P.Balancing rotor speed regulation and drive train loads of floating wind turbines [C].United Kingdom:IOP Publishing,2016.

[5] 曾伟杰,张颖,邓燕飞,等.基于双惯容调谐质量系统的半潜式海上风力机振动控制[J].上海交通大学学报,2024,58(7):983-994.

[6] Bossanyi E A .Individual blade pitch control for load reduction[J].Wind Energy,2010,6(2):119-128.

[7] Cortes Sanchez C J. Wind and wave disturbance rejection control of floating offshore wind turbines[D]. Vancouver:University of British Columbia,2018.

[8] Zhang C, Plestan F.Individual/collective blade pitch control of floating wind turbine based on adaptive second order sliding mode[J].Ocean Engineering,2021,228:108897.

[9] 韩耀振,杨文祥,马荣琳,等.漂浮式海上风力机自适应超螺旋滑模桨距控制[J].太阳能学报,2024,45(5):62-69.

[10] Wright A D. Modern Control Design for Flexible Wind Turbines[M]. Boulder:University of Colorado,2003.

[11] 张立,余万,李春,等.海上风力机变桨控制策略仿真研究[J].动力工程学报,2020,40(5):398-403.

[12] Tang S, Tian D, Wu X,et al.Wind turbine load reduction based on 2DoF robust individual pitch control [J].Renewable Energy,2022,183:28-40.

[13] Zhou Y,Bhowmick P,Zhang L,et al.A model reference adaptive control framework for floating offshore wind turbines with collective and individual blade pitch strategy[J].Ocean engineering,2024,291:116054.

[14] Namik H, Stol K.Individual blade pitch control of a spar-buoy floating wind turbine[J].IEEE Transactions on Control Systems Technology,2013,22(1):214-223.

[15] Baillieul J, Samad T.Encyclopedia of Systems and Control[M].London:Springer Reference,2015.

[16] Duan G R, Yu H H.LMIs in control systems: Analysis, design and applications [J].Veritas Revista De Filosofia Da Pucrs,2013,71(4Pt1):211-214.

[17] Jonkman J, Butterfield S, Musial W, et al. Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development[R].Golden,CO:National Renewable Energy Laboratory,2009.

[18] Lackner M A.Controlling platform motions and reducing Blade loads for floating wind turbines [J].Wind Engineering,2009,33(6):541-553.

Floating offshore wind turbine control for power generation and platform stabilization based on adaptive blade pitch control

Zhou Yarong, Zhang Lijun, Li Ye
(School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: Floating offshore wind turbines are faced with the problem that the unconstrained platform pitch motion will stimulate the resonant motion of itself and then reduce the power output, resulting in damage to the whole system. Collective blade pitch control is able to tune both generator speed and platform pitch motion. However, it is difficult for state-based feedback controllers aimed to satisfy multiple objectives to avoid the contradiction between control performance and computational cost. In this paper, a model reference adaptive control scheme with inner robust control law for multi-objective is proposed to generalized a linear control law designed for a particular operating point to the whole region, making the actual responses tracking the ideal ones to guarantee the performances of power generation and platform stabilization beyond rated wind speed. According to the co-simulation based on OpenFAST and Simulink under a series of wind and wave conditions, compared with baseline controller, the proposed controller obtained promotions in both generator speed tracking and platform motion rejection.

Keywords: floating offshore wind turbine; power generation control; platform stabilization control; adaptive control