DOI:10.12177/emca.2024.078 文章编号:1673-6540(2024)08-0039-11 中图分类号:TM 732 文献标志码:A

基于自抗扰的直驱风电机组强迫振荡抑制研究

武晓冬[1], 温婉宁[1*], 王 正[2], 王麟斌[1], 席鹏辉[1]
(1.山西大学 电力与建筑学院,山西 太原 030031;
2.国网山西省电力公司经济技术研究院,山西 太原 030021)

Study on Forced Oscillation Suppression of Direct-Drive Wind Turbines Based on Active Disturbance Rejection Control

WU Xiaodong[1], WEN Wanning[1*], WANG Zheng[2], WANG Linbin[1], XI Penghui[1]
(1. School of Electric Power, Civil Engineering and Architecture, Shanxi University, Taiyuan 030031, China;
2. Economic and Technological Research Institute, State Grid Shanxi Electric Power Company, Taiyuan 030021, China)

Abstract: Wind shear and tower shadow effects can lead to forced power oscillations in direct-drive wind turbines, affecting the safe and stable operation of the system. Thus, a virtual inertia control method based on active disturbance rejection control is proposed, which optimizes the control power of the wind turbine by estimating the system disturbance power through extended state observer observation. And at the same time, using tracking differentiator to adjust the reference value of the system frequency. Simulation results show that, compared with the traditional virtual inertia control, the proposed method has better immunity to disturbances, and can more effectively observe and estimate the disturbance and compensate for it, so as to achieve the purpose of suppressing the forced oscillation of direct drive wind power grid connected system.

Key words: active disturbance rejection control; virtual inertia control; direct drive wind power grid connected system; forced power oscillation

摘 要:风剪切和塔影效应会导致直驱式风电机组产生强迫功率振荡,影响系统的安全稳定运行。因此,提出了一种基于自抗扰控制的虚拟惯量控制方法,该方法通过扩张状态观测器观测估计系统扰动量,同时利用跟踪微分器调整系统频率的参考值,优化风电机组控制功率。仿真结果表明,相比传统的虚拟惯量控制,所提方法具有更好的抗干扰性,能更有效地对扰动进行观测估计并补偿,达到抑制直驱式风电并网系统强迫振荡的目的。

关键词:自抗扰控制;虚拟惯量控制;直驱式风电并网系统;强迫功率振荡

0 引言

随着新能源发电占比的提高,电力系统低频振荡的危害已不容忽视,很多学者对此进行了大量研究,将低频振荡分为强迫振荡[1-2]和负阻尼振荡[3]两大类。其中,由风剪切和塔影效应引起的强迫功率振荡,因为振荡频率低、持续时间长并且干扰信号接近系统固有频率,振荡幅值大,导致系统的安全稳定运行受到了严重威胁。风剪切是风速随高度变化对风力机输出功率产生的影响[4]。塔影效应则是风力机叶片经过塔架时,塔架对气流产生影响,进一步影响到风力机的输出功率[5]。此外,风力机采用的三叶片设计在运行时会产生周期性位置变化,导致风力机机械转矩出现周期性波动,这种波动被称为 3p 分量。该分量在传递到轴系时可以被放大,会使得电磁转矩与电磁功率都含有与风剪切和塔影效应相同频率的 3p 分量,导致系统功率振荡[6]。为了保证系统安全稳定运行,研究抑制由风剪切和塔影效应引起的周期性强迫功率振荡具有显著意义。

为抑制低频振荡,目前通常采用虚拟惯量控制(Virtual Inertia Control, VIC)的方法。文献[7]提出一种研究直驱式风电机组(Direct-Drive

基金项目:2023 年山西省研究生教育创新计划支持(2023AL05)
2023 Support for Graduate Education Innovation Program in Shanxi Province (2023AL05)

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

Wind Turbines with Permanent-Magnet Synchronous Generator, D-PMSG) VIC 的研究方法，模拟了风电机组的转矩响应特性和惯性响应特性。文献[8]采取比例微分(Proportional Derivative, PD)VIC 使系统能够从直驱式风电机组获得频率支撑，并分析了不同风速情况下不同因素对机组调频能力的影响。这些文献都明确指出了使用 VIC 参与系统调频的可能性，同时 PD-VIC 也被证明具有一定的实用价值，但也存在局限性，如参数选择困难、抗干扰能力较弱等。有文献提出用自抗扰控制(Active Disturbance Rejection Control, ADRC)代替 PD 控制，与后者相比，该方法具有更好的抗干扰性和鲁棒性，并且可以通过观测消除跟踪误差。文献[9]分析同步电机控制中传统的电流环比例积分(Proportional Integral, PI)控制器、转速环 PI 控制器的稳定性和抗干扰能力，针对各项指标进行优化，利用自抗扰控制与传统 PI 控制器进行对比，通过仿真与实验结果验证其方法具有更优的控制效果。文献[10]提出一种利用线性 ADRC 改进转速环的策略，用级联的扩张状态观测器代替传统线性扩张状态观测器估计系统所受的总扰动，减小斜坡型扰动的估计误差。文献[11]在电压外环中引入线性 ADRC，以减小直流侧电压的超调量，提高系统的响应速度，并增强其抗负载扰动能力。文献[12]提出了一种基于奈奎斯特曲线的振荡对象自抗扰控制参数整定方法，并用仿真实验证明该方法具有较优越的控制性能和抗干扰性能。上述文献利用 ADRC 针对不同振荡进行了有效抑制，但没有考虑到由风剪切和塔影效应造成的周期性强迫振荡。

本文主要研究抑制风剪切和塔影效应引起的强迫振荡问题，以直驱式风电并网系统为研究对象，提出了一种基于自抗扰控制的虚拟惯量控制策略。将自抗扰控制器引入风电机组虚拟惯量控制中，通过扩张状态观测器观测风剪切和塔影效应分量，使用微分跟踪器调整系统频率的参考值，及时优化机组控制功率。最后，通过仿真验证了该方法的可行性和有效性。

1 风电并网系统数学模型

直驱式风电并网系统一般由风力机、永磁同步发电机(Permanent-Magnet Synchronous Generator, PMSG)、全功率变流器及其控制系统构成。直驱式风电并网系统结构如图 1 所示[13]。

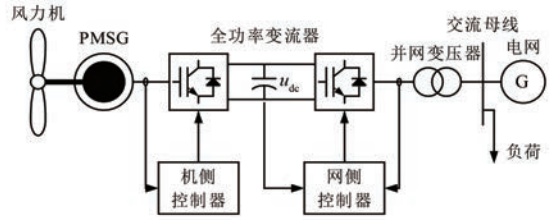


图 1 直驱式风电并网系统

Fig. 1 Direct-drive wind turbine integrated system

1.1 风力机及轴系模型

考虑到叶片上空气动力载荷的变化，本文将风剪切和塔影效应对机械转矩的影响用风速波动分量进行等效模拟，等效风速 v_{eq} 的模型由式(1)～式(4)表示[14]：

$$v_{eq}(t,\beta)=v_H+v_{eqws}+v_{eqts} \tag{1}$$

$$v_{eqws}=V_H\left[\frac{\alpha(\alpha-1)}{8}\left(\frac{R}{H}\right)^2+\frac{\alpha(\alpha-1)(\alpha-1)}{60}\left(\frac{R}{H}\right)^3\cos(3\beta)\right] \tag{2}$$

$$v_{eqts}=\frac{mV_H}{3R^2}\sum_{b=1}^{3}\left[\frac{a^2}{\sin^2\beta_b}\ln\left(\frac{R^2\sin^2\beta_b}{x^2}+1\right)-\frac{2a^2R^2}{R^2\sin^2\beta_b+x^2}\right] \tag{3}$$

$$m=1+\frac{[\alpha(\alpha-1)]}{8}\left(\frac{R}{H}\right)^2 \tag{4}$$

式中：v_{eq} 为等效风速；V_H 为轮毂高度处的风速；v_{eqws} 和 v_{eqts} 分别为风剪切分量和塔影效应分量；R 为风轮半径；H 为轮毂高度；α 为风剪切指数；β、β_b 为基准叶片与叶片 b 的方向角(与风力机转速 n 相关)；a 为塔架半径；x 为叶片到塔架的距离。

风力机的捕获风能[15]为

$$P_w=0.5\rho\pi R^2v_{eq}^3C_p(\theta,\lambda) \tag{5}$$

式中：$\rho=1.225\ \mathrm{kg\cdot m^{-3}}$，为空气密度；$\theta$ 为桨矩角；λ 为叶尖速比；$C_p(\theta,\lambda)$为风力机的转换效率[16]。

轴系模型采用两质量模块表示，数学模型如式(6)所示[17]：

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

$$\begin{cases} 2H_{\mathrm{m}}\dfrac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{m}}}{\mathrm{d}t}=T_{\mathrm{m}}-K\theta_{\mathrm{s}}-D(\omega_{\mathrm{m}}-\omega_{\mathrm{r}}) \\ 2H_{\mathrm{e}}\dfrac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{r}}}{\mathrm{d}t}=K\theta_{\mathrm{s}}+D(\omega_{\mathrm{m}}-\omega_{\mathrm{r}})-T_{\mathrm{e}} \\ \dfrac{\mathrm{d}\theta_{\mathrm{s}}}{\mathrm{d}t}=\omega_{\mathrm{m}}-\omega_{\mathrm{r}} \end{cases} \tag{6}$$

式中：T_{m} 为风力机的机械转矩；T_{e} 为发电机的电磁转矩；ω_{m} 为风力机的转子角速度；ω_{r} 为发电机的转子角速度；θ_{s} 为风力机和发电机的扭矩角；K 为轴系弹性系数；D 为阻尼系数；H_{m} 为风力机的转动惯量；H_{e} 为发电机的转动惯量。

为分析风电系统输出的 T_{e} 与 T_{m} 的关系，将上式变换到复频域，得：

$$\begin{cases} 2H_{\mathrm{m}}s\Delta\omega_{\mathrm{m}}(s)=\Delta T_{\mathrm{m}}(s)-K\Delta\theta_{\mathrm{s}}(s)- \\ \quad D[\Delta\omega_{\mathrm{m}}(s)-\Delta\omega_{\mathrm{r}}(s)] \\ 2H_{\mathrm{e}}s\Delta\omega_{\mathrm{r}}(s)=K\Delta\theta_{\mathrm{s}}(s)+D[\Delta\omega_{\mathrm{m}}(s)- \\ \quad \Delta\omega_{\mathrm{r}}(s)]-\Delta T_{\mathrm{e}}(s) \\ s\Delta\theta_{\mathrm{s}}(s)=\Delta\omega_{\mathrm{m}}(s)-\Delta\omega_{\mathrm{r}}(s) \end{cases} \tag{7}$$

当风力机接入电气系统后，风电系统在速度控制下，可假设 $\Delta\omega_{\mathrm{r}}=0$，基于上式推导出 T_{e} 与 T_{m} 的传递函数为

$$G(s)=\frac{Ds+K}{2H_{\mathrm{m}}s^{2}+Ds+K} \tag{8}$$

令 $D=3.14$、$K=10$、$H_{\mathrm{m}}=6.2$，根据式(8)绘制电磁转矩和机械转矩的幅频特性曲线，如图 2 所示。

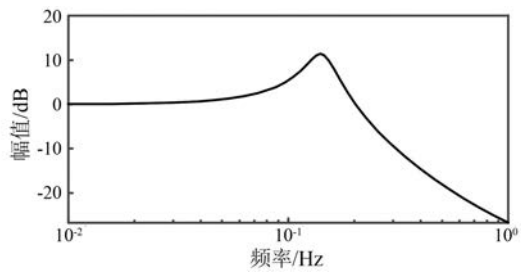


图 2 电磁转矩和机械转矩的幅频曲线

Fig. 2 Amplitude-frequency curve of electromagnetic and mechanical torque

文献[13]给出的风剪切和塔影效应的实测波形中，0.1 Hz～1 Hz 内的峰值由风剪切和塔影效应产生，图 2 中共振峰的频率在此范围内。由于共振峰的存在，来自等效机械转矩的 3p 振荡分量在传递到轴系时可以被放大。当风速中的 3p 分量作用于机组，会使得直流母线电压、电磁转矩与电磁功率都含有与风剪切和塔影效应相同频率的 3p 分量。因此，若能抑制谐振尖峰，则可以有效抑制轴系的振荡。

1.2 直驱永磁同步发电机模型

d、q 轴坐标系下，D-PMSG 的模型如式(9)所示[18]：

$$\begin{cases} L_{\mathrm{s}}\dfrac{\mathrm{d}i_{ds}}{\mathrm{d}t}=u_{ds}-R_{\mathrm{s}}i_{ds}+\omega_{\mathrm{r}}L_{\mathrm{s}}i_{qs} \\ L_{\mathrm{s}}\dfrac{\mathrm{d}i_{qs}}{\mathrm{d}t}=u_{qs}-R_{\mathrm{s}}i_{qs}-\omega_{\mathrm{r}}L_{\mathrm{s}}i_{ds}-\omega_{\mathrm{r}}\psi_{\mathrm{f}} \end{cases} \tag{9}$$

式中：L_{s} 为定子 d、q 轴电感；i_{ds} 为定子电流的 d 轴分量；i_{qs} 为定子电流的 q 轴分量；u_{ds} 为定子电压的 d 轴分量；u_{qs} 为定子电压的 q 轴分量；R_{s} 为定子 d、q 轴电阻；ψ_{f} 为磁链。

1.3 全功率变流器控制模型

全功率变流器由机侧变流器与网侧变流器组成，通过并网变压器接入电网，机侧变流器采用最大功率点跟踪（Maximum Power Point Tracking，MPPT）控制、虚拟惯量控制和机端电压控制，以优化风力机的功率输出和稳定性。网侧变流器则采用直流母线电压和无功控制，以确保电网的稳定性和电能质量，详见文献[19]。

2 自抗扰控制

自抗扰控制融合了现代控制理论的要素，在传统比例积分微分（Proportional Integral Derivative，PID）误差反馈控制理论基础上进一步发展[20]。

考虑单输入、单输出非线性时变被控对象：

$$\begin{cases} x^{(n)}=g[x,\dot{x},\cdots,x^{(n-1)},\omega,t]+bu(t) \\ y=x \end{cases} \tag{10}$$

式中：$x,\dot{x},\cdots,x^{(n-1)}$ 分别为对象的状态及其各阶微分；ω 为外界扰动；$g[x,\dot{x},\cdots,x^{(n)},\omega,t]$ 为系统动态(记为 $g(\cdot)$)；u 为系统输入；y 为系统输出；b 为控制增益。

自抗扰控制器包含安排过渡过程、扩张状态观测器和状态误差反馈控制律三部分[11]所示。

2.1 安排过渡过程

安排适当的过渡过程有助于减少输入对系统的冲击，从而在实现快速响应的同时避免超调。这种过渡过程的优化通常由跟踪微分（Tracking

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

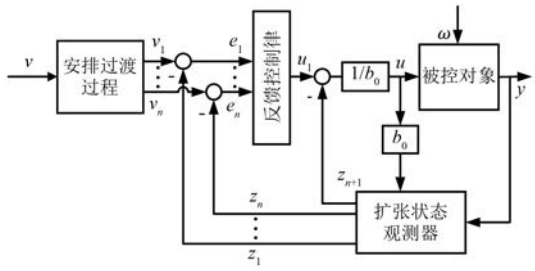


图 3　*n* 阶 ADRC 的结构图

Fig. 3　Structure of *n*-order ADRC

Derivative，TD)器来实现，如式(11)所示：

$$\begin{cases}\dot{v}_1 = v_2\\ \dot{v}_2 = v_3\\ \vdots\\ \dot{v}_{n-1} = v_n\\ \dot{v}_n = r^n g\left(v_1 - v, \dfrac{v_2}{r}, \cdots, \dfrac{v_n}{r^{n-1}}\right)\end{cases} \tag{11}$$

式中：v 为 TD 输入信号；$v_i(i=1,2,\cdots,n)$ 为 TD 输出信号，$v_i(i=1,2,\cdots,n)$ 为 v 的 $(i-1)$ 阶微分；v_1 为跟踪信号 v；r 为速度因子，r 越大，v_1 对输入信号 v 的跟踪速度越快。

2.2　扩张状态观测器

假设系统的动态模型完全未知，“总扰动”—$g(\cdot)+(b-b_0)u$ 可以借助扩展状态观测器(Extended State Observer，ESO)进行实时估计。

假设 $x_1=x,\cdots,x_n=x^{(n-1)}$，称 $x_{n+1}=g(\cdot)$ 为系统的扩张状态变量，设计连续扩张状态观测器的一般形式为

$$\begin{cases}e = z_1 - y\\ \dot{z}_1 = z_2 - \beta_{01}\cdot f_1(e)\\ \dot{z}_2 = z_3 - \beta_{02}\cdot f_2(e)\\ \vdots\\ \dot{z}_n = z_{n+1} - \beta_{0n}\cdot f_n(e) + b_0\cdot u\\ \dot{z}_{n+1} = -\beta_{03}\cdot f_{n+1}(e)\end{cases} \tag{12}$$

式中：$z_i(i=1,2,\cdots,n+1)$ 为状态 $x_i(i=1,2,\cdots,n)$ 及总扰动的估计值；$\beta_{0i}(i=1,2,\cdots,n+1)$ 为可调增益；$f_i(e)(i=1,2,\cdots,n+1)$ 为构造的函数。一定情况下，扩展状态观测器可以估计对象的各个状态变量和系统的总扰动。

2.3　状态误差反馈控制律

估计出总扰动的值后，状态误差反馈控制律将对其进行补偿，即可实现主动抗扰。控制律取为

$$u = \frac{u_0 - z_{n+1}}{b_0} \tag{13}$$

如果不计 z_{n+1} 对 $g(\cdot)+(b-b_0)u$ 的估计误差，那么式(13)就可以转换成式(14)：

$$x^{(n)} = g(\cdot) + (b-b_0)u - z_{n+1} + u_0 \approx u_0 \tag{14}$$

这种方法可以将被控对象转换成标准型，从而简化控制系统的设计，具有广泛的适用性。

ADRC 的优点在于当不确定系统模型和控制增益时，仍然可以得到良好的控制性能。但是在某些复杂的应用场合，设计控制系统时完全不使用被控对象模型，可能难以充分发挥出 ADRC 的优点。所以可以通过一些方法得到被控对象的模型或者部分模型，然后把部分扰动项补偿到 ADRC 控制器里，ESO 就只需要估计出未被补偿的扰动量，这样能够减轻估计负担。

3　虚拟惯量控制

传统火电机组可以向电力系统提供功率和惯量支撑，后者有助于保持系统频率稳定。在风电场中，风机只能够向电力系统提供功率，其惯量被逆变器隔离，导致风机无法为系统提供惯量支撑，可能造成系统频率的波动和不稳定。

采用虚拟惯量控制的风机在系统出现扰动时，能够通过附加功率控制的方式为系统增加等效惯性和阻尼，从而具备主动调频能力。

3.1　传统虚拟惯量控制

图 4 为风电并网系统的虚拟惯量控制模型，该模型包括同步发电机组、直驱式风力发电机组、控制系统和负荷[21]。

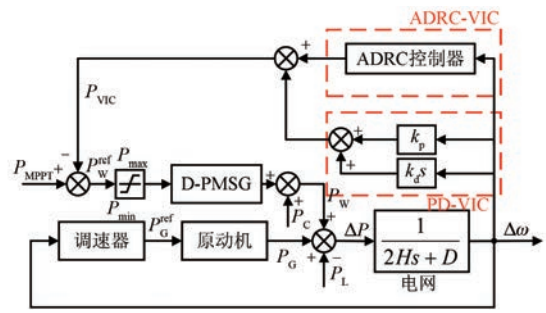


图 4　风电并网系统虚拟惯量控制模型

Fig. 4　Virtual inertia control for wind turbine grid-connected systems

图 4 中：P_{MPPT} 为 MPPT 控制输出功率；P_W、

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

P_W^{ref} 为 D-PMSG 输出的有功功率及其参考值；P_G、P_G^{ref} 分别为原动机的机械功率值和参考值；P_L 为系统负荷功率；P_{VIC} 为虚拟惯量控制的补偿量；P_C 为风剪切和塔影效应引起的强迫振荡功率；$\Delta\omega$ 为频率偏差；ΔP 为不平衡功率；k_p、k_d 为 PD 控制比例系数和微分系数；H 为系统惯性时间常数；D 为负荷阻尼常数。

无虚拟惯量控制时，风电并网系统的 ΔP 和 $\Delta\omega$ 的关系如式(15)所示：

$$2H\frac{\mathrm{d}\Delta\omega}{\mathrm{d}t}=P_G+P_{MPPT}+P_C-P_L-D\Delta\omega \tag{15}$$

引入虚拟惯量控制后，式(15)可变为

$$2H\frac{\mathrm{d}\Delta\omega}{\mathrm{d}t}=P_G+P_{MPPT}+P_{VIC}+P_C-P_L-D\Delta\omega \tag{16}$$

传统 VIC 调频是对 $\Delta\omega$ 的比例微分项求和，然后计算其产生的 P_{VIC}，计算式为

$$P_{VIC}=-k_p\Delta\omega-k_d\frac{\mathrm{d}\Delta\omega}{\mathrm{d}t} \tag{17}$$

将式(17)代入式(16)可得传统虚拟惯量控制下的系统频率动态响应方程：

$$(2H+k_d)\frac{\mathrm{d}\Delta\omega}{\mathrm{d}t}=P_G+P_{MPPT}+P_{VIC}+P_C-P_L-(D+k_p)\Delta\omega \tag{18}$$

对比式(15)和式(18)可知，PD-VIC 控制时系统的惯性时间常数从 H 增加至 $H+k_d/2$，阻尼系数从 D 增加至 $D+k_p$。这表明上述方法在系统频率方面提供了双重支持，一方面增加了惯性，另一方面增加了阻尼。但是 PD-VIC 的参数调节困难，在风速扰动下适应性较差，因此针对风剪切和塔影效应导致的周期性强迫振荡，提出一种基于自抗扰控制的虚拟惯量控制。

3.2 基于自抗扰控制的虚拟惯量控制

以 $n=1$ 的一阶 ADRC 为例，式(16)可写成类似式(10)的形式，即：

$$\begin{cases}\dot{x}=g[x,\omega(t)]+bu(t)\\ y=x\end{cases} \tag{19}$$

式中：$x=\Delta\omega$；$u(t)=P_{VIC}$；$g[x,\omega(t)]=(P_G+P_{MPPT}+P_C-P_L-D\Delta\omega)/2H$；$b=1/2H$。

ADRC 虚拟惯量控制器的设计主要基于式(19)所示的非线性系统，其中 y 为 ADRC 控制器的输入 $\Delta\omega$，$u(t)$ 为 ADRC 控制器的输出 P_{VIC}。因为线性系统与非线性系统相比控制设计较为简单，所以对非线性系统进行线性化处理。ADRC 的核心在于利用 ESO 对系统扰动进行实时观测估计并补偿，那么先假设可以准确估计系统总扰动 $g[x,\omega(t)]$：

$$z_2\approx g[x,\omega(t)] \tag{20}$$

然后将扰动估计值 z_2 作为补偿量引入到控制系统中：

$$u(t)=u_0(t)-z_2/b \tag{21}$$

式(19)所示的非线性系统可变为

$$\begin{cases}\dot{x}\approx bu_0(t)\\ y=x\end{cases} \tag{22}$$

此时线性化处理完毕。要对系统扰动进行观测，需要在式(19)的系统中扩展状态变量：

$$\begin{cases}\dot{x}_1=x_2+bu(t)\\ \dot{x}_2=G(t)\\ y=x_1\end{cases} \tag{23}$$

式中：$x_1=x$；x_2 为扩展状态变量；$G(t)$ 为未知函数。

ESO 可对 x_1 和 x_2 进行实时观测，文献[22]给出了 ESO 的设计方法：

$$\begin{cases}e=z_1-y\\ fe=fal(e,\alpha_1,\delta),fe_1=fal(e,\alpha_2,\delta)\\ \dot{z}_1=z_2+b_0u(t)-\beta_1 fe\\ \dot{z}_2=-\beta_2 fe_1\end{cases} \tag{24}$$

式中：e 为 ESO 的估计误差；z_1、z_2 分别为系统对状态变量 x_1、x_2 的估计值；β_1、β_2 为控制器参数；b_0 为扰动补偿因子(b 已知时，$b_0=b$；b 未知时，b_0 取 b 的估计值)；fe、fe_1 为 e 的非线性函数[22]：

$$fal(e,\alpha,\delta)=\begin{cases}\dfrac{e}{\delta^{1-\alpha}}, & |e|\leqslant\delta\\ |e|^{\alpha}sign(e), & |e|>\delta>0\end{cases} \tag{25}$$

式中：α 和 δ 为常数。

$\alpha=1$ 时，$fal(e,\alpha,\delta)=e$。此时用 e 代替式(24)中的 fe 和 fe_1，可得：

$$\begin{cases}e=z_1-y\\ \dot{z}_1=z_2+b_0u(t)-\beta_1 e\\ \dot{z}_2=-\beta_2 e\end{cases} \tag{26}$$

状态变量扩展后，根据 ESO 的线性实现方法

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

式(22)变为

$$\begin{cases}\dot{x}_1 \approx b_0 u_0(t) \\ y = x_1\end{cases} \tag{27}$$

ADRC-VIC 的目标是使 x_1 趋近于参考值 $\Delta\omega_{\text{ref}}$。因此，式(27)中的控制变量 u_0 为

$$u_0(t) = k_0(\Delta\omega_{\text{ref}} - x_1) \tag{28}$$

式中：k_0 为控制参数。

因为 z_1 是 x_1 的估计值，所以可用 z_1 代替 x_1。结果表示为

$$u_0(t) = k_0(\Delta\omega_{\text{ref}} - z_1) \tag{29}$$

式(29)为系统的线性状态误差反馈控制律。最终的控制变量可以由式(21)得到：

$$u(t) = u_0(t) - z_2/b_0 \tag{30}$$

基于式(26)、式(29)和式(30)，可以得到一阶自抗扰虚拟惯量控制器的表达式为

$$\begin{cases}e = z_1 - y \\ \dot{z}_1 = z_2 + b_0 u - \beta_1 e \\ \dot{z}_2 = -\beta_2 e \\ \varepsilon = \Delta\omega_{\text{ref}} - z_1 \\ u_0 = k_0\varepsilon \\ u = u_0 - z_2/b_0\end{cases} \tag{31}$$

控制参数 β_1 和 β_2 可以根据 ESO 的带宽 ω_o 进行调节，较大的 ω_o 可以改善 ESO 的性能，但同时也会放大系统噪声，需要在观测器跟踪状态的速度和对传感器噪声的敏感性之间进行折中考虑，以找到合适的控制参数值。对于一阶系统，ω_o 取为 $1/2h$，则有：

$$\begin{cases}\beta_1 = 1/h \\ \beta_2 = 1/(4h^2)\end{cases} \tag{32}$$

控制参数 k_0 可以根据反馈系统的带宽进行设置：

$$k_0 = \omega_c \tag{33}$$

式中：ω_c 是系统的带宽，$\omega_c = 1/5\omega_o \sim 1/3\omega_o$。

式(31)中 P_{VIC} 关注的是单台直驱风电机组，考虑直驱风电机组容量与系统容量的相互关系，假设系统有 n 台同步发电机和 m 台 D-PMSG，每台 D-PMSG 的功率等级为 $P_{\text{D-PMSG}}$。对于第 j 台 D-PMSG[23] 则：

$$P_{\text{VIC},j} = k_{\text{VIC},j} u \tag{34}$$

$$k_{\text{VIC},j} = P_{\text{wn},j} S_{\text{B}} / \left(\sum_{i=1}^{n} S_{\text{SG},i} + \sum_{j=1}^{m} P_{\text{wn},j}\right) \tag{35}$$

式中：$S_{\text{SG},i}$ 为第 i 台传统同步发电机的额定容量；$P_{\text{wn},j}$ 为第 j 台直驱风电机组的额定容量；$k_{\text{VIC},j}$ 为第 j 台直驱风电机组的分配系数。

根据定义，$S_{\text{B}} = \sum_{i=1}^{n} S_{\text{SG},i}$。

根据式(31)和式(35)，D-PMSG 参与系统频率响应的功率为

$$P_{\text{VIC},j} = -k_{\text{VIC},j} k_0 z_1 - k_{\text{VIC},j} z_2/b_0 \tag{36}$$

式中：z_1、z_2 为系统对状态变量 $\Delta\omega$、$g[x,\omega(t)]$ 的估计值，$g[x,\omega(t)]$包含系统频率 $\mathrm{d}\Delta\omega/\mathrm{d}t$。因此，式(36)可表示为

$$P_{\text{VIC},j} = -k_{\text{VIC},j} k_0 \Delta\omega - k_{\text{VIC},j} g[x,\omega(t)]/b_0 \approx -k_{\text{ADRC1},j}\Delta\omega - k_{\text{ADRC2},j}\frac{\mathrm{d}\Delta\omega}{\mathrm{d}t} \tag{37}$$

式中：$k_{\text{ADRC1},j} = k_{\text{VIC},j} k_0$，$k_{\text{ADRC2},j} = k_{\text{VIC},j}/b_0$。

式(36)表明，利用分配系数同时考虑了 D-PMSG$_s$ 和同步发电机的容量，从而实现了 D-PMSG$_s$ 和常规同步发电机的协调控制。

通过式(37)和式(17)的比较发现，D-PMSG 中附加的功率由系统频率偏差的比例项和微分项组成。因此，ADRC-VIC 具有与 PD-VIC 相同的基本功能，使得 D-PMSG 可以实现与传统同步发电机类似的频率控制特性。该算法将风速中的周期性扰动、D-PMSG 和电网的扰动纳入总扰动中进行观测估计和补偿，具有较强的抗干扰能力，更适用于风力发电机组。

4 算例分析

在 Matlab/Simulink 中搭建由直驱式风电机组和同步发电机组组成的直驱式风电并网系统 VIC 仿真平台，如图 4 所示。风速为 8.5 m/s，D-PMSG 最大跟踪值为 1 MW，同步发电机组有功功率计划值为 6 MW，负荷为 7 MW。P_{C} 幅值为风机最大跟踪值的 14%，频率为 1 Hz[24]。ADRC 控制参数取为：步长 $h=0.1$、ESO 的带宽 $\omega_o=5$、系统的带宽 $\omega_c=1$ 及控制增益 $b=1/12$。

4.1 频域分析

为了验证所提出改进控制方案对系统稳定性及抑制低频振荡效果的影响，进行了六种仿真方案的对比分析。

方案 1：无 VIC。

方案 2：PD-VIC：$k_{\text{p}}=10$，$k_{\text{d}}=10.9$。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

方案 3：PD-VIC：k_p＝20，k_d＝21.8。

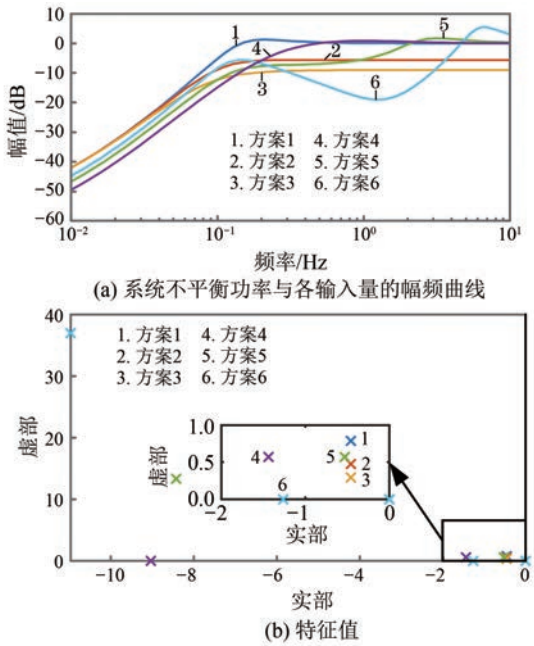
方案 4：ADRC-VIC：n＝1。

方案 5：ADRC-VIC：n＝2。

方案 6：ADRC-VIC：n＝3。

如图 5(a)所示，在 0.25 Hz～1.25 Hz 段，当无 VIC 时系统不平衡功率与各输入量的幅频特性为 0，对强迫振荡没有抑制效果。引入 PD-VIC 后幅频特性下移，抑制强迫振荡的效果得到了改善，且比例微分系数增大后抑制效果更好。改为 ADRC-VIC 后，一阶无明显抑制效果；改用二阶 ADRC 控制器后，幅频特性下移，对振荡的抑制效果增大；改用三阶 ADRC 控制器后幅频特性相当于在原有的幅频特性上增加了一个带阻，从而有效地抑制了强迫振荡。

如图 5(b)所示，对比无 VIC 控制时，引入 PD-VIC 后，极点左移程度不明显，系统阻尼变化很小。改为 ADRC-VIC 后，极点明显左移，系统阻尼变大，稳定性增加。



(a) 系统不平衡功率与各输入量的幅频曲线

(b) 特征值

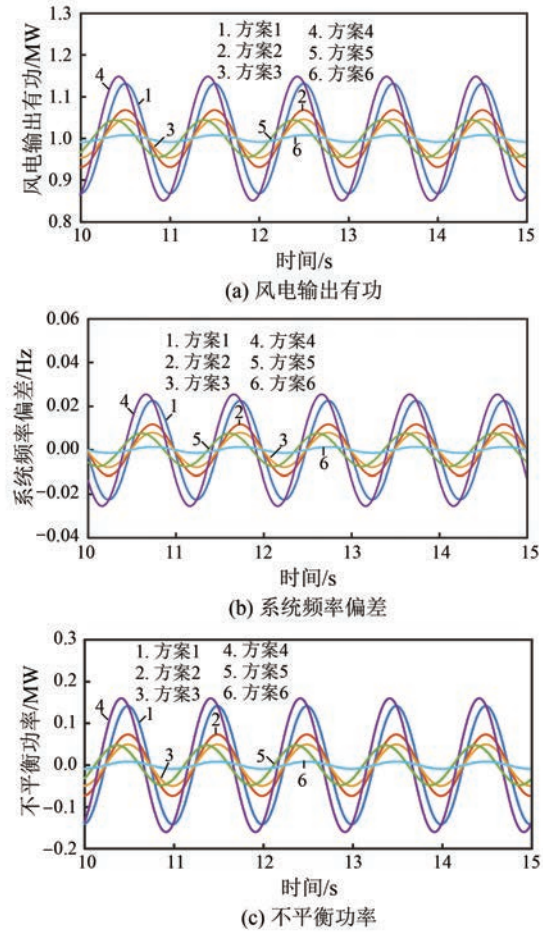
图 5 改进前后系统暂态性能和幅频特性曲线

Fig. 5 Transient performance and amplitude-frequency characteristic curves of the system before and after improvement

4.2 时域分析

4.2.1 强迫振荡抑制效果

图 6 为强迫振荡下的系统响应图，由图 6 可知无 VIC 时，风剪切和塔影效应导致的风速波动使风电输出的强迫振荡功率幅值较大，还会造成系统不平衡功率和系统频率的强迫振荡，将严重影响系统的频率稳定性。VIC 的引入可以减小系统频率的波动范围，提高系统频率的稳定性。方案 2 和方案 3 可以看出，提高 PD 比例微分系数可以增强抑制效果。方案 4 对周期性强迫振荡无抑制效果，方案 5 和方案 3 抑制效果接近，而方案 6 对周期性强迫振荡的抑制效果最好，可以更好地通过平滑机组出力来降低对系统的影响。



(a) 风电输出有功

(b) 系统频率偏差

(c) 不平衡功率

图 6 系统响应

Fig. 6 System response

4.2.2 负荷改变下系统频率响应分析

图 7 给出了 20 s 时风速不变的情况下负载突增时的系统动态响应。

当负荷扰动引起频率波动时，可以通过 VIC 调节机组出力和转速，使其参与系统频率响应，支撑系统频率稳定。当系统稳定后，VIC 退出运行，机组重新回到 MPPT 控制模式以充分利用风能。可见，VIC 的引入有助于在转子与系统频

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

率之间建立新的耦合关系，并且该关系并不影响发电效率。

由图 7(a)可知，采用 PD-VIC 和 ADRC-VIC 后，系统频率下降的幅度得到了明显的改善。方案 4 虽然对周期性强迫振荡无抑制效果，但是针对负荷突变的振荡抑制效果很好。方案 5、6 对负荷突变的抑制效果相比方案 2、3 也更好。图 7(b)表明，无 VIC 时 D-PMSG 输出有功功率不变，无法向系统提供惯量支持，所以系统频率下降最大。引入 VIC 后 D-PMSG 在频率跌落时通过增加机组出力，释放转子动能支撑系统频率。与 PD-VIC 相比，ADRC-VIC 可以更加充分利用系统的惯性，释放机组的调频潜力，从而改善系统的频率特性。

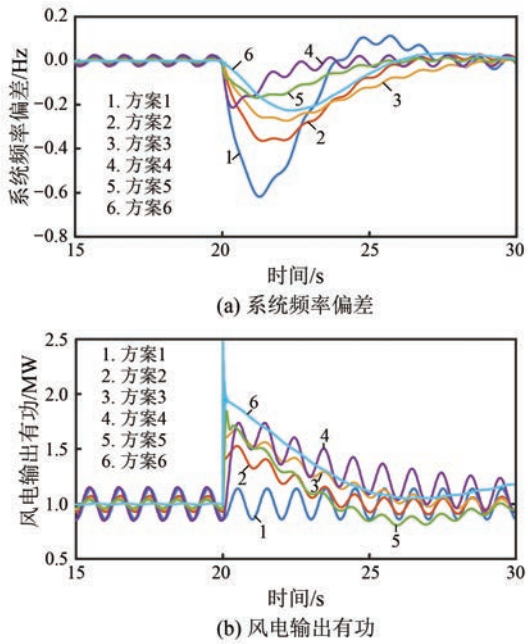


图 7　负荷突增时的系统响应

Fig. 7　System response for a sudden increase load

5　结语

为了抑制由风剪切和塔影效应导致的周期性低频振荡，本文以直驱式风电并网系统为研究对象，研究基于自抗扰控制的虚拟惯量控制方法，利用风电机组虚拟惯量参与系统调频，得出以下结论：

1. 与 PD-VIC 相比，ADRC-VIC 可以增大系统阻尼，提高系统稳定性。从幅频特性的角度来说，三阶 ADRC-VIC 相当于在原有的幅频特性上增加了一个 0.25 Hz～1.25 Hz 的带阻，有效地抑制了强迫振荡。

2. 在风速扰动或负载扰动的情况下，PD-VIC 和 ADRC-VIC 均能为系统提供惯量和频率支撑。由于 ADRC-VIC 通过对系统中扰动的观测估计和补偿参与频率调节，相比 PD-VIC 能更好地抑制频率波动。

参 考 文 献

[1] 姜涛，李孟豪，李雪，等. 电力系统强迫振荡源的时频域定位方法[J]. 电力系统自动化，2021，45(9)：98-106.
JIANG T，LI M H，LI X，et al. Time-frequency domain location method for forced oscillation source in power system [J]. Automation of Electric Power Systems，2021，45(9)：98-106.

[2] 栾某德，吴晶莹，李尚远，等. 基于传递函数矩阵频域特性的原动机侧强迫振荡源定位方法[J]. 电力系统自动化，2019，43(17)：84-91.
LUAN M D，WU J Y，LI S Y，et al. Location method for forced oscillation source in mechanical parts based on frequency-domain characteristics of transfer function matrix [J]. Automation of Electric Power Systems，2019，43(17)：84-91.

[3] 马铱林，杨欢，屈子森，等. 改善虚拟同步发电机阻尼特性的设计方法[J]. 电网技术，2021，45(1)：269-275.
MA Y L，YANG H，QU Z S，et al. Design method for improving damping characteristics of virtual synchronous generator [J]. Power System Technology，2021，45(1)：269-275.

[4] 万书亭，程侃如，绳晓玲，等. 基于等效风速的风电机组参数对输出功率波动和功率损失特性的影响[J]. 太阳能学报，2022，43(1)：125-131.
WAN S T，CHENG K R，SHENG X L，et al. Effects of wind turbines parameters on output power fluctuation and power loss characteristics based on equivalent wind speed [J]. Acta Energiae Solaris Sinica，2022，43(1)：125-131.

[5] 曹娜，万珂，于群. 考虑风速变化的双馈风电机组暂态能量函数及振荡分析[J]. 电力系统自动化，2022，46(20)：92-99.
CAO N，WAN K，YU Q. Transient energy function and oscillation analysis of doubly-fed wind turbines considering variation of wind speed [J].

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

Automation of Electric Power Systems，2022，46(20)：92-99.

[6] THIRINGER T，DAHLBERG J A. Periodic pulsations from a three-bladed wind turbine [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion，2001，16(2)：128-133.

[7] 侍乔明，王刚，马伟明，等. 直驱永磁风电机组虚拟惯量控制的实验方法研究[J]. 中国电机工程学报，2015，35(8)：2033-2042.
SHI Q M，WANG G，MA W M，et al. An experimental study method of D-PMSG with virtual inertia control [J]. Proceedings of the CSEE，2015，35(8)：2033-2042.

[8] 陈宇航，王刚，侍乔明，等. 一种新型风电场虚拟惯量协同控制策略[J]. 电力系统自动化，2015，39(5)：27-33.
CHEN Y H，WANG G，SHI Q M，et al. A new coordinated virtual inertia control strategy for wind farms [J]. Automation of Electric Power Systems，2015，39(5)：27-33.

[9] LIN P，WU Z，LIU K Z，et al. A class of linear-nonlinear switching active disturbance rejection speed and current controllers for PMSM [J]. IEEE Transactions on Power Electronics，2021，36(12)：14366-14382.

[10] 朱良红，张国强，李宇欣，等. 基于级联扩张观测器的永磁电机无传感器自抗扰控制策略[J]. 电工技术学报，2022，37(18)：4614-4624.
ZHU L H，ZHANG G Q，LI Y X，et al. Active disturbance rejection control for position sensorless permanent magnet synchronous motor drives based on cascade extended state observer [J]. Transactions of China Electrotechnical Society，2022，37(18)：4614-4624.

[11] 张宁，徐传芳，李延帅. 基于自抗扰的单相 PWM 整流器直接功率控制[J]. 电机与控制应用，2023，50(12)：83-91.
ZHANG N，XU C F，LI Y S. Single-phase PWM rectifier power feedforward decoupling control based on active disturbance rejection [J]. Electric Machines & Control Application，2023，50(12)：83-91.

[12] 吕涛，黄焕袍，汪朝晖，等. 基于奈奎斯特曲线的振荡对象自抗扰控制参数整定[J]. 控制与决策，2024：1-7.
LV T，HUANG H P，WANG Z H，et al. Parameter tuning of active disturbance rejection control for oscillating system based on Nyquist curve [J]. Control and Decision，2024：1-7.

[13] 武晓冬. 风电并网系统中低频振荡抑制与闪变检测的方法研究[D]. 太原：太原理工大学，2019.
WU X D. Method of low-frequency oscillation suppression and flicker detection in wind power integrated system [D]. Taiyuan：Taiyuan University of Technology，2019.

[14] DOLAN D S L，LEHN P W. Simulation model of wind turbine 3p torque oscillations due to wind shear and tower shadow [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion，2006，21(3)：717-724.

[15] 杨德健，许益恩，金朝阳，等. 基于转矩极限的改进风电机组虚拟惯量控制策略[J]. 太阳能学报，2023，44(2)：80-86.
YANG D J，XU Y E，JIN Z Y，et al. Improved virtual inertia control strategy of wind turbine generators based on torque limit [J]. Acta Energiae Solaris Sinica，2023，44(2)：80-86.

[16] 马毓敏，赵南南，刘金颂，等. 永磁直驱风力发电机非奇异终端滑模控制[J]. 电机与控制应用，2024，51(3)：86-94.
MA Y M，ZHAO N N，LIU J S，et al. Permanent magnet direct drive wind generator control based on non-singular terminal sliding mode [J]. Electric Machines & Control Application，2024，51(3)：86-94.

[17] HUANG Z，WU R，CHEN J，et al. Study of torsional vibration bifurcation characteristics of direct-drive wind turbine shaft system [J]. Processes，2022，10(9)：1700.

[18] 王刚，高本锋，王晓，等. 基于滑模控制的直驱风电场次同步振荡抑制策略[J]. 太阳能学报，2023，44(4)：163-172.
WANG G，GAO B F，WANG X，et al. Sub-synchronous oscillation suppression strategy for direct drive wind farm based on sliding mode control [J]. Acta Energiae Solaris Sinica，2023，44(4)：163-172.

[19] 王同森，张峰，丁磊. 考虑最优运行点的超速风电机组调频控制策略[J]. 电力自动化设备，2021，41(6)：22-28.
WANG T S，ZHANG F，DING L. Frequency regulation control strategy of over-speed wind turbines considering optimal operation point [J].

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(6): 22-28.

[20] 韩京清. 从PID技术到"自抗扰控制"技术[J]. 控制工程, 2002, (3): 13-18.
HAN J Q. From PID technique to active disturbances rejection control technique [J]. Control Engineering of China, 2002, (3): 13-18.

[21] 王义, 江汉红, 邢鹏翔. 风电机组虚拟惯量一阶自抗扰控制研究[J]. 太阳能学报, 2020, 41(4): 153-163.
WANG Y, JIANG H H, XING P X. Research of wind turbine virtual inertia first-order active disturbance rejection control [J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2020, 41(4): 153-163.

[22] HAN J. From PID to active disturbance rejection control [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2009, 56(3): 900-906.

[23] SHI Q, WANG G, FU L, et al. Virtual inertia control of D-PMSG based on the principle of active disturbance rejection control [J]. Journal of Electrical Engineering and Technology, 2015, 10: 1969-1982.

[24] 武晓冬, 田慕琴, 朱燕芳, 等. 风剪切和塔影效应作用下直驱式风电并网系统虚拟惯量控制[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(18): 93-99.
WU X D, TIAN M Q, ZHU Y F, et al. Direct-drive wind power integrated system with virtual inertia control considering wind shear and tower shadow effect [J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(18): 93-99.

收稿日期：2024-01-10
收到修改稿日期：2024-05-23

作者简介：

武晓冬(1978—)，男，博士，副教授，研究方向为能源运行与控制，wuxiaodong@sxu.edu.cn；

*通信作者：温婉宁(1998—)，女，硕士研究生，研究方向为风力发电并网低频振荡抑制，15903590041@163.com。

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.

 DOI: 10.12177/emca.2024.078

Study on Forced Oscillation Suppression of Direct-Drive Wind Turbines Based on Active Disturbance Rejection Control

WU Xiaodong[1], WEN Wanning[1*], WANG Zheng[2], WANG Linbin[1], XI Penghui[1]

(1. School of Electric Power, Civil Engineering and Architecture, Shanxi University, Taiyuan 030031, China;
2. Economic and Technological Research Institute State Grid Shanxi Electric Power Company, Taiyuan 030021, China)

Key words: active disturbance rejection control; virtual inertia control; direct drive wind power grid connected system; forced power oscillation

With the increase of new energy power generation, the harm of low-frequency oscillation of power system can not be ignored, and many scholars have carried out a lot of research on this, and low-frequency oscillation is divided into two categories: forced oscillation and negative damping oscillation. Among them, the forced power oscillation caused by wind shear and tower shadow effect is a serious threat to the safe and stable operation of the system, because of the low frequency, long duration and large amplitude of oscillation due to the interference signal close to the intrinsic frequency of the system.

In order to suppress the forced power oscillation caused by wind shear and tower shadow effect, a virtual inertia control (VIC) method based on active disturbance rejection control (ADRC) is proposed at the paper, which optimizes the control power of wind turbine by observing and estimating the system disturbance through the extended state observer. And at the same time, adjusting the reference value of the system frequency by using the tracking differentiator. The structure of the n-order ADRC includs three parts: arranged the transition process, extended state observer and state error feedback control law.

The VIC model of the wind turbine grid-connected system is shown as Fig.1, which includes synchronous generator set, direct-drive wind turbine, control system and load. Its simulation model is built in Matlab/Simulink, and the simulation results show that:

(1) Compared with PD-VIC, ADRC-VIC can increase the system damping and improve the system stability. From the perspective of amplitude-frequency characteristics, the third-order ADRC-VIC is equivalent to adding a band resistance of 0.25 Hz～1.25 Hz to the original amplitude-frequency characteristics, which effectively suppresses the forced oscillation.

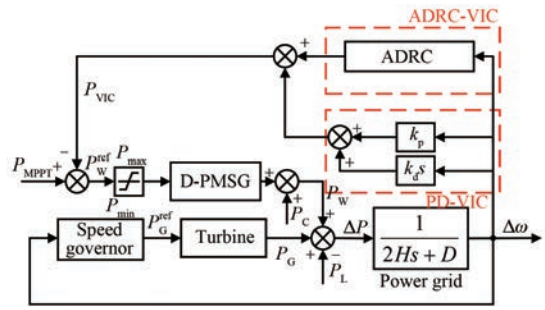


Fig. 1 Virtual inertia control for wind turbine grid-connected systems

(2) In the case of wind speed perturbation or load perturbation, both PD-VIC and ADRC-VIC can provide inertia and frequency support for the system. Since ADRC-VIC participates in the frequency regulation through the observation estimation and compensation of perturbations in the system, it can better suppress the frequency fluctuation compared to PD-VIC.

© Editorial Office of Electric Machines & Control Application. This is an open access article under the CC BY-NC-ND 4.0 license.