引用格式:姜云龙,李娟,刘建,等.基于附加匹配控制的直驱风机并网系统宽频振荡分析与自适应抑制方法[J].电力科学与技术学报,2025,40(5):143-154.

Citation: JIANG Yunlong, LI Juan, LIU Jian, et al. Analysis of wideband oscillation of grid-connected PMSGs based on additional matching control and its adaptive suppression method[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2025,40(5):143-154.

基于附加匹配控制的直驱风机并网系统宽频振荡分析与自适应抑制方法

姜云龙,李　娟,刘　建,史明明,张宸宇

(国网江苏省电力有限公司电力科学研究院,江苏 南京 211103)

摘　要:直驱风机与交流系统相互作用引发的宽频功率振荡严重威胁系统安全稳定运行。针对现有的振荡抑制方法大多针对特定工况和振荡模态进行设计、频率适应能力不足的问题,提出一种基于附加匹配控制的直驱风机宽频振荡抑制方法。该方法首先识别系统主导序分量,然后将直流母线电压振荡分量通过附加匹配控制器产生附加相位信号,最后将锁相环(phase-locked loop,PLL)输出的相位与附加匹配控制器输出相位相加作为实际参考相位。所提的附加匹配控制器不依赖于特定风机模型、参数及工况,结构简单,能够适用于不同频段、不同模态下的振荡抑制。通过阻抗分析、特征值分析和时域仿真验证所提附加匹配控制方法的振荡抑制效果,结果表明,所提方法在不同工况下均能有效抑制振荡。

关　键　词:直驱风机;振荡抑制;匹配控制;自适应抑制

DOI:10.19781/j.issn.1673-9140.2025.05.014　　**中图分类号**:TM712　　**文章编号**:1673-9140(2025)05-0143-12

Analysis of wideband oscillation of grid-connected PMSGs based on additional matching control and its adaptive suppression method

JIANG Yunlong, LI Juan, LIU Jian, SHI Mingming, ZHANG Chenyu

(Electric Power Research Institute, State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 211103, China)

Abstract: The wideband power oscillation caused by the interaction between permanent magnet synchronous generators (PMSGs) and the AC system seriously threatens the safe and stable operation of the grid. In response to the problem that most existing oscillation suppression methods are designed for specific operating conditions and oscillation modes, and have insufficient wideband adaptability, this paper proposes a wideband oscillation suppression method for PMSGs based on additional matching control. This method first identifies the dominant sequence component of the system, and then generates an additional phase signal from the oscillation component of the DC bus voltage through an additional matching controller. Finally, the phase output by the phase-locked loop (PLL) is added to the output phase of the additional matching controller as the actual reference phase. The additional matching controller does not rely on specific models, parameters, and operating conditions. It has a simple structure and can be applied to oscillation suppression in different frequency bands and modes. Impedance analysis, eigenvalue analysis, and time-domain simulation have verified the oscillation suppression effect of the proposed method. The results show that the proposed additional matching control method can effectively suppress oscillations under different operating conditions.

Key words: PMSG; oscillation suppression; matching control; adaptive suppression

收稿日期:2024-10-08;**修回日期**:2024-12-22

基金项目:国网江苏省电力公司科技项目(J2023045)

通信作者:姜云龙(1994—),男,硕士,工程师,主要从事阻抗稳定性分析、大功率变流器的建模与仿真分析等方面的研究;E-mail:jyl_jsdky@163.com

随着新能源并网容量的快速增长，电力系统的电力电子化水平逐步提升，导致系统宽频振荡事件频繁发生[1-3]。风电并网系统引发的宽频振荡问题严重影响电能质量，制约风电消纳，威胁设备及电网安全，已引起学术界的广泛关注[4-5]。亟需采取有效措施抑制大规模风电场并网引发的宽频振荡[6]。

现有文献提出的风电并网系统宽频振荡抑制措施可从电网侧和风机侧2个角度进行。电网侧抑制措施主要是增设用于抑制振荡的电力电子装置[7-10]，在电力电子装置中加入次同步阻尼控制，通过这些装置实现系统阻抗的重塑，从而达到抑制振荡的效果。然而，电网侧的抑制措施成本高昂，且这些装置可能与系统其他设备耦合，产生新的振荡或稳定性问题[11]。风机侧的抑制措施因成本低、实现简便等优点，在实际系统中得到一定应用。风机侧抑制措施包括对风电机组控制器参数及环路的优化，以及在变流器控制中加入阻尼控制环节等。在优化控制器参数方面，文献[12-14]针对弱电网下锁相环引发的直驱风机振荡问题，综合考虑幅值裕度和相位裕度，提出了锁相环和电流环参数的设计方法。在优化控制环路方面，文献[15]提出基于数字滤波器的电网电压分频段前馈补偿策略，提升并网变流器对电网阻抗大范围变化的适应能力；文献[16]针对锁相环导致的频率耦合问题，提出一种对称锁相环控制结构，消除坐标变换引入的频率耦合，提升弱电网下的稳定性；文献[17]通过在锁相环控制中并联带通滤波及增益的方式，实现对相应次同步/超同步振荡模态的主动抑制。在附加阻尼控制方面，文献[18]针对直流电压环和电流环共同主导的振荡模态，提出以直流电压和d轴电流为输入的附加阻尼控制器；文献[19]针对输出功率与并网点电压耦合导致的失稳现象，提出以并网点电压和d轴电流为输入的附加阻尼控制器；文献[20]针对直驱风机的次同步/超同步振荡问题，提出基于有源阻尼与虚拟导纳相结合的附加阻尼控制策略，通过风机阻抗重塑实现振荡抑制。

然而，上述抑制措施大多针对特定振荡模态和频段设计。实际系统中，振荡模态高度依赖运行工况[21]，当运行工况显著变化时，针对特定场景的抑制策略难以适应。为了实现多种工况和振荡模态下的振荡抑制，已有文献提出了自适应振荡抑制方法[22-26]，但部分方法需通过机理建模或系统辨识获取模型，复杂度较高；另一些方法缺乏明确的物理意义，抑制机理不清晰，难以实际应用[27]。

为解决上述问题，实现多种运行条件和振荡模态下的风电并网系统宽频振荡抑制，本文提出了一种基于附加匹配控制的阻尼控制器，主要贡献如下。

1）通过阻抗建模与系统稳定性分析，说明了将基于匹配控制设计的附加阻尼控制器作用于锁相环（phase-locked loop，PLL）实现抑制振荡的原理。

2）该阻尼控制器利用直流电压的动态变化感知振荡频率，并相应调节变流器输出电压，实现振荡抑制；无需系统模型和参数，适用于多种运行工况和振荡频段。

3）在单机系统和多机复杂系统中验证了所提附加控制策略的振荡抑制效果，该方法结构简单，易于实现。

1 直驱风机并网系统建模

大规模风电场通常包含几十甚至上百台机组，为了简化分析，本文假设风电场内所有风机类型相同且运行条件一致，采用单机等值的方式对风电场进行建模[18-19]。在调制算法考虑直流母线电压动态时，直驱风机的机侧部分与网侧部分是解耦的，不参与网侧部分与交流电网的相互作用[28]。因此，可以将机侧部分等效为一具有恒功率特性的电流源，等效后的直驱风机并网系统的结构如图1所示。

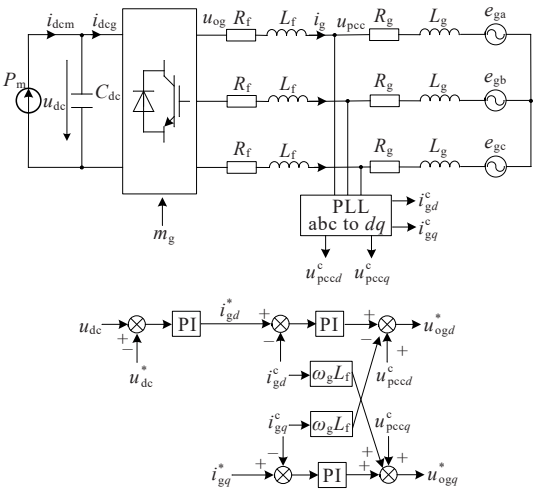

图1 直驱风机并网模型

Figure 1 Grid-connected PMSG model

图1中，P_m为机侧部分等效电流源的输出功率，C_{dc}为直流电容，i_{dcm}、i_{dcg}分别为机侧变流器（machine side converter，MSC）输出直流电流与网侧变流器（grid side converter，GSC）输入直流电流，u_{dc}为直流

母线电压，u_{og}为GSC输出三相交流电压，u_{pcc}为并网点PCC处三相交流电压，e_g为等效电网的三相交流电压，i_g为GSC输出三相交流电流，L_f、R_f分别为GSC滤波电感和滤波电感的等值电阻，L_g、R_g分别为等效电网的内电感和内电阻。由于PLL的动态作用，交流系统坐标下的变量与控制系统坐标下的相应变量并不完全相等，上标“c”表示控制系统坐标下的相应变量，上标“*”表示相应变量在控制系统坐标下的目标值。

直驱风机等效系统由直流母线、滤波电感以及控制环节构成，控制环节主要包括直流电压外环、电流内环和PLL。对以上各动态环节进行小信号线性化，以$-\Delta i_{gd}$、$-\Delta i_{gq}$为输入，Δu_{pccd}、Δu_{pccq}为输出，可以建立传统并网控制下直驱风机的阻抗模型：

$$\boldsymbol{Z}_{\mathrm{PMSG}}(s)=\begin{bmatrix} Z_{dd}(s) & Z_{dq}(s) \\ Z_{qd}(s) & Z_{qq}(s) \end{bmatrix} \tag{1}$$

其中，

$$Z_{dd}(s)=\frac{U_{dc}C_{dc}s(R_f+L_fs+G_{gi}(s))}{1.5I_{gd}G_{gi}(s)G_{dc}(s)}+\frac{(U_{pccd}+2I_{gd}R_f+I_{gd}L_fs)}{I_{gd}}$$

$$Z_{dq}(s)=\frac{I_{gq}}{I_{gd}^2}\frac{R_f+L_fs+G_{gi}(s)}{\left(R_f+G_{gi}(s)\right)G_{pll}(s)}+\frac{I_{gq}}{I_{gd}^2}\frac{U_{dc}C_{dc}s(R_f+G_{gi}(s))}{1.5G_{dc}(s)G_{gi}(s)}\frac{R_f+L_fs+G_{gi}(s)}{R_f+G_{gi}(s)}+\frac{G_{dc}(s)G_{gi}(s)(U_{pccq}+2R_fI_{gq}+I_{gq}L_fs)}{I_{gd}G_{dc}(s)G_{gi}(s)}$$

$$Z_{qd}(s)=0$$

$$Z_{qq}(s)=-\frac{R_f+L_fs+G_{gi}(s)}{I_{gd}\left(R_f+G_{gi}(s)\right)G_{pll}(s)}$$

在电网电压定向矢量控制下，$U_{pccq}\approx 0$，单位功率因数控制时，$I_{gq}\approx 0$，因此可近似认为$Z_{dq}(s)=0$。

电网阻抗模型为

$$\boldsymbol{Z}_g=\begin{bmatrix} R_g+L_gs & -\omega_gL_g \\ \omega_gL_g & R_g+L_gs \end{bmatrix} \tag{2}$$

系统总阻抗为

$$\boldsymbol{Z}_{\Sigma}(s)=\boldsymbol{Z}_{\mathrm{PMSG}}(s)+\boldsymbol{Z}_g(s) \tag{3}$$

可以通过系统总阻抗行列式$\det(\boldsymbol{Z}_{\Sigma}(s))$的零点判断系统稳定性。

2　基于附加匹配控制的振荡抑制方法

2.1　匹配控制原理概述

匹配控制也被称为惯性同步控制，其基本原理是利用并网变流器直流母线电容能量来模拟同步机转子能量，依靠直流母线电容的等效惯量实现构网型同步控制[29-30]。

同步发电机转子运动方程可表示为

$$2H_J\omega_m\frac{\mathrm{d}\omega_m}{\mathrm{d}t}=P_m-P_e \tag{4}$$

式中，P_m为原动机输入机械功率；P_e为同步机输出电磁功率；ω_m为转子转速；H_J为转子的惯性时间常数。

直驱风机直流母线电压动态方程可表示为

$$C_{dc}u_{dc}\frac{\mathrm{d}u_{dc}}{\mathrm{d}t}=P_m-P_g \tag{5}$$

式中，P_m为MSC输出功率，$P_m=u_{dc}=i_{dcm}$；P_g为GSC输入功率，$P_m=u_{dc}=i_{dcg}$。

对比式(5)、(4)可以看出，直流母线电容电压u_{dc}与同步发电机转子转速ω_m存在相似的动力学方程。于是，通过类比可以建立GSC直流母线电容电压u_{dc}与输出电压角频率ω_g之间的匹配关系，使得

$$\omega_{g\_pu}=u_{dc\_pu} \tag{6}$$

式中，下标pu表示对应变量的标幺值。

忽略GSC的功率损耗，其输出功率P_g为

$$P_g=\frac{U_{og}U_{pcc}\sin\delta_{GSC}}{X_f} \tag{7}$$

式中，δ_{GSC}为GSC输出电压与PCC处电压之间的相位差；X_f为滤波电抗。

由式(5)～(7)可知，MSC的输出功率增大时，直流母线电压增大，进而GSC输出电压的角频率增大，对应功角δ_{GSC}增大，使GSC的输出功率也同步增大，从而维持直流母线电压恒定；反之亦然。这种响应是正相关的。

图2给出了匹配控制方式的结构框图，直驱风机直流母线电压u_{dc}经过增益为η的积分后，输出GSC端口电压的相位θ。η通常取为ω_g/U_{dc}。

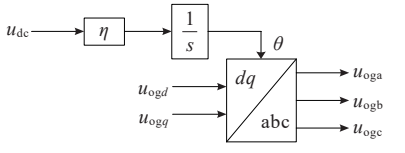

图2　匹配控制结构

Figure 2　Block diagram of matching control

2.2　基于附加匹配控制的振荡抑制方法

本文所提的基于附加匹配控制的直驱风机宽频同步振荡抑制方法结构如图3所示。该方法首先将直流母线电压动态值u_{dc}与稳态值u_{dc0}做差；然后经高通滤波、积分器和移相环节作用，产生附加

相位信号 θ_{dc}，相关移相环节参数由正负序振荡功率计算得出；最后将PLL输出的相位 θ_{pll} 与附加控制器输出相位 θ_{dc} 相加，得到GSC端口输出电压相位 θ。其表达式为

$$\theta=\theta_{pll}-\theta_{dc}=\int[(K_p+\frac{K_i}{s})u^c_{pccq}+\omega_0]+\eta K_{Pu}G_{HPF}(s)\int(u_{dc}-u_{dc0}) \tag{8}$$

式中，K_{Pu} 为移相环节的系数；$G_{HPF}(s)$ 为高通滤波器的传递函数。

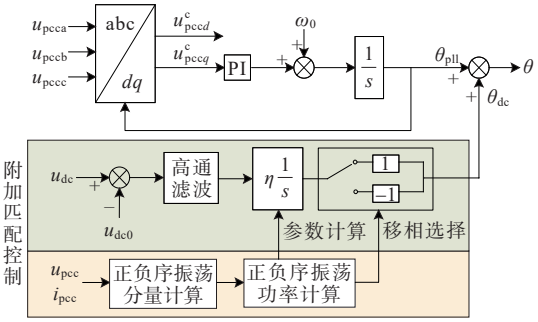

图3 基于附加匹配控制的振荡抑制方法结构

Figure 3 Structural diagram of the wideband oscillation suppression method based on additional matching control

由于并网逆变器的频率耦合效应[31]，在其输出相电压、相电流中会同时出现正序分量和负序分量。其中，正序分量角频率的旋转方向与GSC输出基波电压角频率 ω_g 旋转方向一致，而负序分量角频率的旋转方向却与GSC输出基波电压角频率 ω_g 旋转方向相反。因此，针对不同的振荡主导序分量需进行移相选择，若振荡主导序分量为正序分量，移相选择对应1；若主导序分量为负序分量，移相选择对应−1，移相180°。通过移相选择，保持直流母线电压振荡分量与输出振荡角频率之间的正相关，维持直流母线电压恒定，使得振荡角频率减小为零，从而抑制振荡。

本文根据正负序振荡功率幅值定义主导序分量，即正序振荡功率幅值大于负序振荡功率幅值时，认为振荡主导序分量为正序分量；当负序振荡功率幅值大于正序振荡功率幅值时，认为振荡主导序分量为负序分量。K_{Pu} 可表示为

$$K_{Pu}=\begin{cases}1, & P_p>P_n\\ -1, & P_p<P_n\end{cases} \tag{9}$$

η 的取值由振荡主导序分量的频率 ω_r 决定，并且 $\eta=\omega_r/U_{dc}$。

2.3 阻抗分析

对式(8)进行小信号线性化，可得基于匹配控制的附加控制器小信号模型为

$$\Delta\theta=\frac{1}{s}(K_p+\frac{K_i}{s})\Delta u^c_{pccq}+\eta K_{Pu}\frac{1}{s}G_{HPF}(s)\Delta u_{dc} \tag{10}$$

由传统锁相环小信号模型和式(10)可得锁相环输出相位扰动 $\Delta\theta$ 与输入信号 Δu_{pccq}、Δu_{dc} 的传递函数为

$$\Delta\theta=G_{pll}(s)\Delta u_{pccq}+G_{mc}(s)\Delta u_{dc} \tag{11}$$

式中，$G_{mc}(s)=\dfrac{\eta K_{Pu}sG_{HPF}(s)}{s^2+U_{pccd}(K_ps+K_i)}$。

如前文所述，所提基于附加匹配控制的次宽频同步振荡抑制方法的基本原理是利用直流母线电压 u_{dc} 与GSC功角 δ_{GSC} 之间的正反馈：当MSC的输出功率增大时，直流母线电压增大，进而GSC输出电压的角频率增大，对应功角 δ_{GSC} 增大，使GSC的输出功率也同步增大，直流母线输入输出功率平衡，从而维持直流母线电压恒定。

在匹配控制方式下，GSC功角 $\delta_{GSC}=\theta_{uog}-\theta_{upcc}$。考虑 θ_{upcc} 由大电网提供近似恒定，所以可以认为 $\Delta\delta_{GSC}\approx\Delta\theta_{uog}$，于是 $G_{mc}(s)$ 可近似表示为GSC功角 $\Delta\delta_{GSC}$ 与 Δu_{dc} 之间的传递函数。图4给出了 η 变化时 $G_{mc}(s)$ 的幅频和相频特性曲线。可知，随着频率的增大，传递函数的增益逐渐降低，这说明正反馈效果随频率的增大而减小。这意味着，随着系统振荡频率 ω_r 的增大，附加匹配控制器所提供的附加阻尼逐渐减小。为了提高所提方法在超同步频段的振荡抑制效果，当振荡频率增加时，可以考虑适当增大阻尼控制器增益 η。

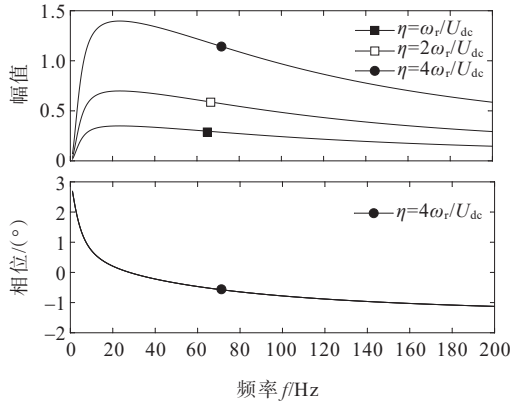

图4 $G_{mc}(s)$ 的幅频和相频特性曲线

Figure 4 Amplitude-frequency and phase-frequency characteristic curves of $G_{mc}(s)$

以 $-\Delta i_{gd}$、$-\Delta i_{gq}$ 为输入，Δu_{pccd}、Δu_{pccq} 为输出，可以建立基于匹配控制的振荡抑制方式下直驱风机的输入阻抗矩阵：

$$Z'_{\mathrm{PMSG}}(s)=\begin{bmatrix} Z'_{dd}(s) & Z'_{dq}(s) \\ Z'_{qd}(s) & Z'_{qq}(s) \end{bmatrix} \tag{12}$$

特别地，单位功率因数控制时，$I_{gq}\approx 0$，$Z'_{\mathrm{PMSG}}(s)$中各元素的表达式可以简化为

$$Z'_{dd}(s)=\frac{U_{\mathrm{dc}}C_{\mathrm{dc}}s(R_{\mathrm{f}}+L_{\mathrm{f}}s+G_{\mathrm{gi}}(s))}{1.5I_{gd}G_{\mathrm{gi}}(s)G_{\mathrm{dc}}(s)}+\frac{(U_{\mathrm{pcc}d}+2I_{gd}R_{\mathrm{f}}+I_{gd}L_{\mathrm{f}}s)}{I_{gd}}$$

$$Z'_{dq}(s)=0$$

$$Z'_{qd}(s)=\frac{G_{\mathrm{mc}}(s)\left(R_{\mathrm{f}}+L_{\mathrm{f}}s+G_{\mathrm{gi}}(s)\right)}{G_{\mathrm{dc}}(s)G_{\mathrm{gi}}(s)G_{\mathrm{pll}}(s)}$$

$$Z'_{qq}(s)=-\frac{R_{\mathrm{f}}+L_{\mathrm{f}}s+G_{\mathrm{gi}}(s)}{I_{gd}\left(R_{\mathrm{f}}+G_{\mathrm{gi}}(s)\right)G_{\mathrm{pll}}(s)}$$

此时系统总阻抗可表示为

$$Z'_{\Sigma}(s)=Z'_{\mathrm{PMSG}}(s)+Z_{\mathrm{g}}(s) \tag{13}$$

对比单位功率因数控制时的$Z_{\mathrm{PMSG}}(s)$表达式和$Z'_{\mathrm{PMSG}}(s)$表达式可以看出，二者在d-d位置、d-q位置、q-q位置元素的表达式均一致，只有q-d位置的元素表达式存在区别。附加匹配控制在单位功率因数下建立了Δi_{gd}与Δu_{gq}之间的联系，实现了直驱风机并网系统的阻抗重塑。

图 5 给出了负序分量主导下$Z'_{qd}(s)$的实部和虚部频率特性曲线。可知，$Z'_{qd}(s)$在 0～82.3 Hz 频率范围内实部大于零，呈现正电阻特性，在 82.3～100 Hz 频率范围内实部小于零，呈现负电阻特性；$Z'_{qd}(s)$在 0～8.4 Hz 范围内虚部大于零，呈感性，在 8.4～100 Hz 范围内虚部小于零，呈容性。

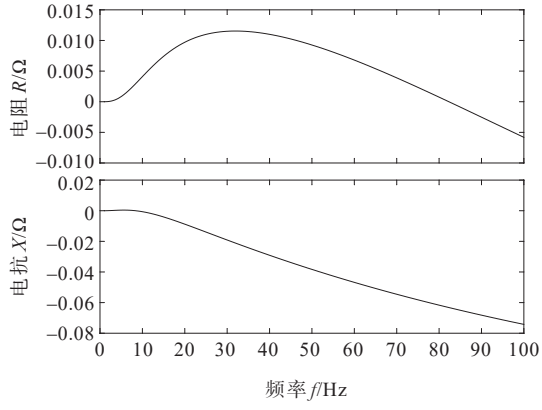

图 5　$Z'_{qd}(s)$的实部和虚部频率特性曲线

Figure 5　Frequency characteristic curves of the real and imaginary parts of $Z'_{qd}(s)$

图 6 给出了$\det(Z_{\Sigma}(s))$和$\det(Z'_{\Sigma}(s))$的实部和虚部频率特性曲线。可知，$\det(Z_{\Sigma}(s))$和$\det(Z'_{\Sigma}(s))$的虚部均是从负向正穿越过零点，$\det(Z_{\Sigma}(s))$的虚部过零点频率约为 30.6 Hz，$\det(Z'_{\Sigma}(s))$的虚部过零点频率约为 34.2 Hz。但$\mathrm{Re}[\det(Z_{\Sigma}(s))]<0$，系统是失稳的；而$\mathrm{Re}[\det(Z'_{\Sigma}(s))]>0$，系统是稳定的[32]。所提方法通过阻抗重塑，提高了系统的稳定性。

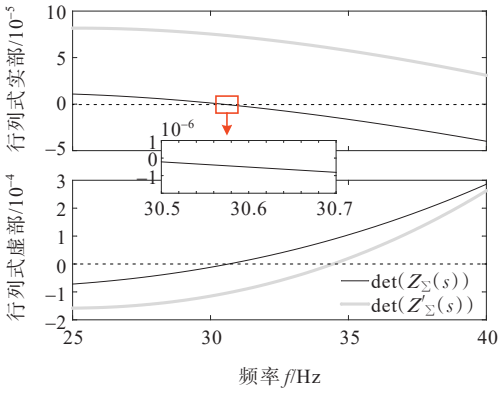

图 6　$\det(Z_{\Sigma}(s))$和$\det(Z'_{\Sigma}(s))$的实部和虚部频率特性曲线

Figure 6　Frequency characteristic curves of the real and imaginary parts of $\det(Z_{\Sigma}(s))$ and $\det(Z'_{\Sigma}(s))$

3　算例分析

为了验证所提方法的有效性，本节将分别针对单机系统仿真算例和多机系统仿真算例，利用特征值分析和时域仿真，对比系统采用附加匹配控制前后的稳定性。

3.1　单机系统算例分析

针对如图 1 所示的单机并网系统，在 MATLAB/Simulink 中建立其时域仿真模型，并在以下 3 种场景中验证所提方法在不同振荡频率下的自适应能力。

1）场景 1，v=12 m/s。

在t=0.5 s 时，增大电网电抗作为扰动激发系统振荡，系统输出功率曲线如图 7 中实线所示。可知，当不采用所提抑制方法时，系统存在一个不稳定的振荡模态，输出功率逐渐振荡发散，振荡频率约为 30.5 Hz。

对系统进行特征值分析，结果如表 1 所示，该振荡模态的振荡频率约为 30.56 Hz，阻尼为－0.06，由 PLL 主导。

由于 GSC 的频率耦合特性，对应的正序振荡频率约为 80.5Hz，负序振荡频率约为 29.5 Hz。进一步提取振荡期间的电压、电流正负序分量，计算振荡期间系统的正负序振荡功率幅值，其变化趋势如

图 8 所示。可知，振荡期间，负序振荡功率幅值始终大于正序振荡功率幅值，这说明振荡的主导序分量为负序分量，附加匹配控制的移相选择对应－1，移相 180°。

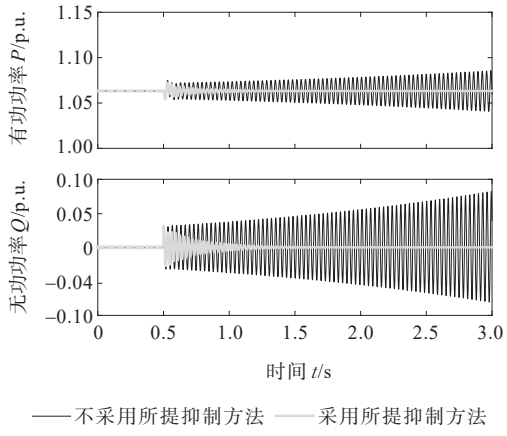

图 7 单机系统仿真算例功率振荡曲线（v=12 m/s）

Figure 7 Power oscillation curves of single-machine system simulation case（v=12 m/s）

表 1 单机系统算例特征值对比（v=12 m/s）

Table 1 Comparison of eigenvalues for single-machine system case（v=12 m/s）

方法	特征值	频率/Hz	阻尼
不含所提抑制方法	12.44±j192.04	30.56	－0.06
含有所提抑制方法	－3.57±j203.69	32.42	0.02

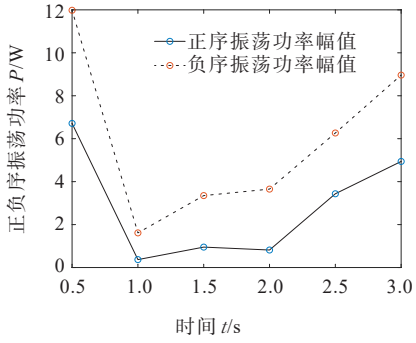

图 8 单机系统算例正负序功率振荡幅值（v=12 m/s）

Figure 8 Amplitude of positive and negative sequence power oscillation in single-machine system case（v=12 m/s）

加入附加匹配控制后，系统输出功率曲线如图 7 中虚线所示。系统在受到扰动后，输出功率发生振荡，频率约为 32.5 Hz，而后迅速恢复到稳定状态。特征值分析结果显示该模态的振荡频率约为 32.42 Hz，阻尼值提升为 0.02，系统是稳定的。时域仿真结果与特征值分析结果基本一致，证明所提基于附加匹配控制的振荡抑制方法可以有效增强系统的稳定性。

2）场景 1，v=10 m/s。

在 t=0.5 s 时，增大电网电抗作为扰动激发系统振荡，系统输出功率曲线如图 9 实线所示。可知，当不采用所提抑制方法时，系统存在一个不稳定的振荡模态，输出功率逐渐振荡发散，振荡频率约为 91 Hz。

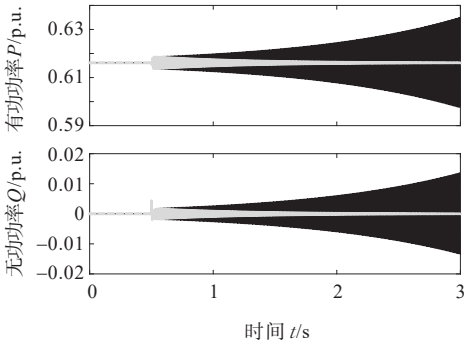

图 9 单机系统仿真算例功率振荡曲线（v=10 m/s）

Figure 9 Power oscillation curves of single-machine system simulation case（v=10 m/s）

对系统进行特征值分析，结果如表 2 所示，该振荡模态的振荡频率约为 90.93 Hz，阻尼为－0.002，由直流电压外环和电流内环主导。

表 2 单机系统算例特征值对比（v=10 m/s）

Table 2 Comparison of eigenvalues for single-machine system case（v=10 m/s）

方法	特征值	频率/Hz	阻尼
不含所提抑制方法	0.81±j571.33	90.93	－0.002
含有所提抑制方法	－1.26±j569.07	90.57	0.002

由于 GSC 的频率耦合特性，对应的正序振荡频率约为 140.9 Hz，负序振荡频率约为 40.9 Hz。进一步提取振荡期间的电压、电流正负序分量，计算振荡期间系统的正负序振荡功率幅值，其变化趋势如图 10 所示。可知，振荡期间，正序振荡功率幅值始终大于负序振荡功率幅值，这说明振荡的主导序分量为正序分量，附加匹配控制的移相选择对应 1。

加入附加匹配控制后，系统输出功率曲线如图 9 中虚线所示。系统在受到扰动后输出功率发生振荡，频率约为 90.6 Hz，而后逐渐恢复到稳定状态。特征值分析结果显示该模态的振荡频率约为 90.57 Hz，阻尼提升为 0.002，系统是稳定的。时域仿真结果与特征值分析结果基本一致，证明所提基于附加匹配控制的振荡抑制方法可以有效增强系统的稳定性。

3）场景 1，v=8 m/s。

在 t=0.5 s 时，增大电网电抗作为扰动激发系统振荡，系统输出功率曲线如图 11 中实线所示。可知，当不采用所提抑制方法时，系统存在一个不稳定的振荡模态，输出功率逐渐振荡发散，振荡频率约为 161 Hz。

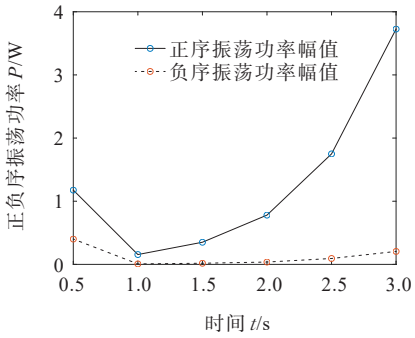

图 10　单机系统算例正负序功率振荡幅值（v=10 m/s）

Figure 10　Amplitude of positive and negative sequence power oscillation in single-machine system case (v=10 m/s)

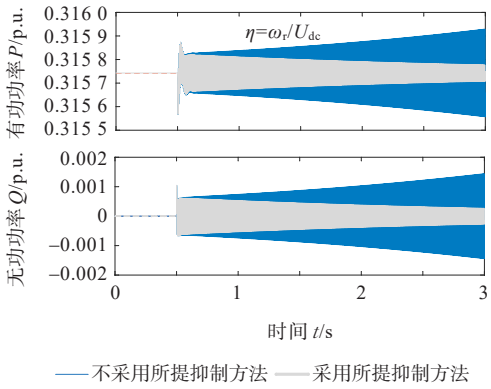

图 11　单机系统仿真算例功率振荡曲线（v=8 m/s）

Figure 11　Power oscillation curves of single-machine system simulation case (v=8 m/s)

对系统进行特征值分析，结果如表 3 所示，该振荡模态的振荡频率约为 159.47 Hz，阻尼为 −0.001，由电流内环主导。

表 3　单机系统算例特征值对比（v=8 m/s）

Table 3　Comparison of eigenvalues for single-machine system case (v=8 m/s)

方法	η	特征值	频率/Hz	阻尼
不含所提抑制方法		1.05±j1 001.98	159.47	−0.001 0
含有所提抑制方法	ω_r/U_{dc}	−1.07±j1 002.23	159.51	0.001 0
	$2\omega_r/U_{dc}$	−1.60±j1 002.23	159.57	0.001 6
	$4\omega_r/U_{dc}$	−2.40±j1 003.17	159.66	0.002 5

由于 GSC 的频率耦合特性，对应的正序振荡频率约为 209.5 Hz，负序振荡频率约为 109.5 Hz。进一步提取振荡期间的电压、电流正负分量，计算振荡期间系统的正负序振荡功率幅值，其变化趋势如图 12 所示。可知，振荡期间，负序振荡功率幅值始终大于正序振荡功率幅值，这说明振荡的主导序分量为负序分量，附加匹配控制的移相选择对应 −1，移相 180°。

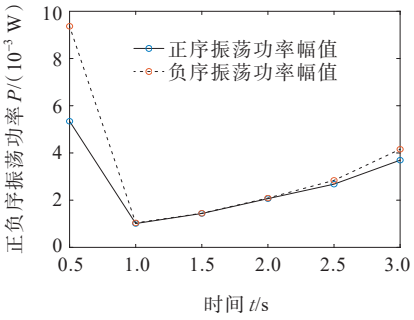

图 12　单机系统算例正负序功率振荡幅值（v=8 m/s）

Figure 12　Amplitude of positive and negative sequence power oscillation in single-machine system case (v=8 m/s)

加入附加匹配控制后，系统输出功率曲线如图 11 中虚线所示。系统在受到扰动后输出功率发生振荡，频率约为 160 Hz，而后振荡幅值逐渐减小。特征值分析结果显示该模态的振荡频率约为 159.51 Hz，阻尼提升为 0.001，系统是稳定的。时域仿真结果与特征值分析结果基本一致，证明所提基于附加匹配控制的振荡抑制方法可以有效增强系统的稳定性。考虑到图 11 采用所提附加匹配控制方法时振荡衰减较慢，考虑适当增大阻尼控制器增益 η 以提升阻尼抑制效果。图 13、14 分别给出了 η 取 $2\omega_r/U_{dc}$、$4\omega_r/U_{dc}$ 时的振荡抑制效果，2 种 η 取值时的特征值分析结果如表 3 所示。

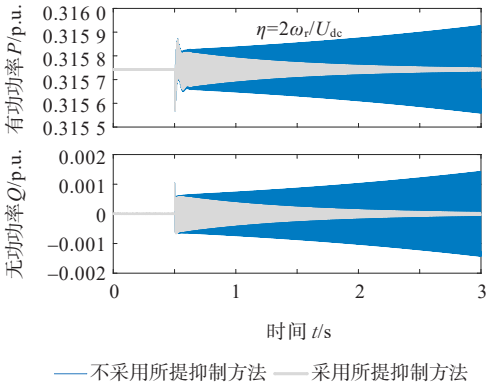

图 13　单机系统仿真算例功率振荡曲线（v=8 m/s）

Figure 13　Power oscillation curves of single-machine system simulation case (v=8 m/s)

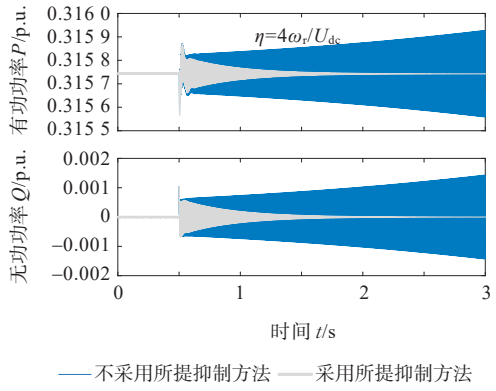

图 14 单机系统仿真算例功率振荡曲线(v=8 m/s)

Figure 14 Power oscillation curves of single-machine system simulation case (v=8 m/s)

由图 13、14 可知,随着 η 取值的增大,所提附加匹配控制提供的阻尼越大,振荡抑制效果越明显,与前述分析结果一致。

3.2 与附加比例移相控制器的对比

将本文所提的附加匹配控制策略与文献[18]所提的附加比例移相控制策略进行对比,并选择 i_{gd} 作为附加比例移相控制器的输入变量。在单机系统算例场景 2 下对附加比例移相控制器参数进行整定,附加比例移相控制策略能够达到与本文所提附加匹配控制策略相同的振荡抑制效果。但当切换到单机系统算例场景 3 时,由于振荡模态发生了变化,场景 2 下的比例移相控制器参数并不能实现场景 3 下的补偿效果,其时域仿真波形如图 15 所示。此时需要根据振荡场景重新计算控制器输入输出变量之间的传递关系,进而得到附加控制器的比例移相参数。附加比例移相控制方法在不同振荡模态情况下的自适应振荡抑制方面存在不足,而本文提出的附加匹配控制策略在不同振荡模态情况下均可实现良好的振荡抑制效果。

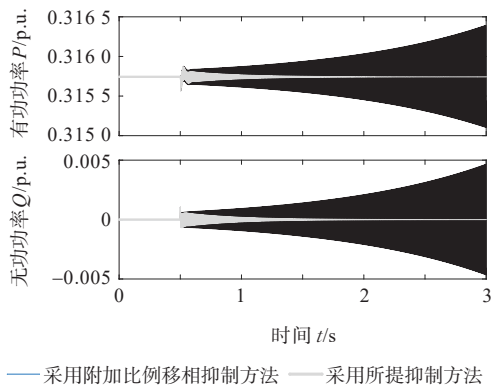

图 15 附加比例移相控制策略与附加匹配控制策略单机系统仿真算例功率振荡曲线对比(v=8 m/s)

Figure 15 Comparison of power oscillation curves between additional proportional phase-shift control strategy and additional matching control strategy (v=8 m/s)

3.3 多机系统仿真算例

多机系统仿真算例采用的系统结构如图 16 所示。4 个 PMSG 风电场首先通过电缆线路汇集到升压变电站,然后通过 220 kV 送出线路及升压变与 500 kV 交流电网相连。4 个 PMSG 风电场采用单机等效模型,其参数均不相同。针对如图 16 所示的多机并网系统,在 MATLAB/Simulink 中建立其时域仿真模型,并在表 4 所示 2 种场景中验证所提方法的频率自适应能力。

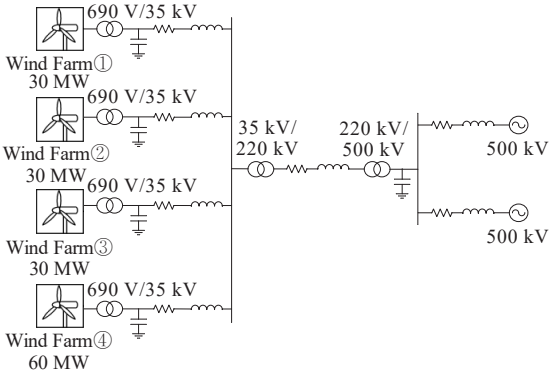

图 16 多机系统算例结构图

Figure 16 Configuration of multi-machine system case

表 4 多机系统算例仿真场景

Table 4 Simulation scenarios of multi-machine system case

风电场编号	风机台数	风速/(m·s^{-1})	
		场景 1	场景 2
①	20	12	7
②	20	10	7
③	20	8	8
④	40	6	8

1) 场景 1。

在 t=0.2 s 时,增大 220 kV 线路电感作为扰动激发系统振荡,系统输出功率曲线如图 17 中实线曲线所示。可知,当不采用所提抑制方法时,系统存在一个不稳定的振荡模态,输出功率逐渐振荡发散,振荡频率约为 140 Hz。

对系统进行特征值分析,结果如表 5 所示,该振荡模态的振荡频率约为 140.1 Hz,阻尼为 −0.003,由 1 号风电场 PLL 主导。

由于 GSC 的频率耦合特性,对应的正序振荡频率约为 190 Hz,负序振荡频率约为 90 Hz。进一步计算振荡期间系统的正负序振荡功率幅值,其变化

趋势如图 18 所示。可知，振荡期间，正序振荡功率幅值始终大于负序振荡功率幅值，这说明振荡的主导序分量为正序分量，附加匹配控制的移相选择对应 1。

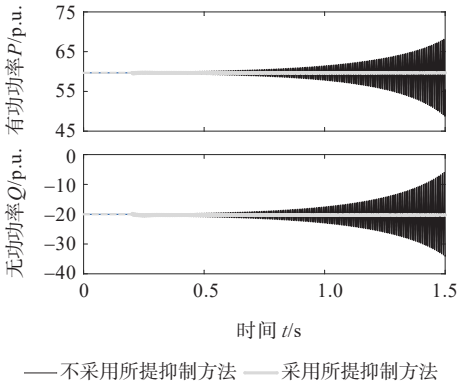

图 17　多机系统算例功率振荡曲线（场景 1）

Figure 17　Power oscillation curves of multi-machine system case（scenario 1）

表 5　多机系统算例特征值对比（场景 1）

Table 5　Comparison of eigenvalues for multi-machine system case（scenario 1）

方法	特征值	频率/Hz	阻尼
不含所提抑制方法	2.95±j880.25	140.1	−0.003
含有所提抑制方法	−2.03±j886.22	141.0	0.002

加入附加匹配控制后，系统输出功率曲线如图 17 中虚线所示。系统在受到扰动后输出功率小幅振荡，频率约为 143 Hz，而后迅速恢复到稳定状态。特征值分析结果显示该模态的振荡频率约为 141.0 Hz，阻尼提升为 0.002，系统是稳定的。时域仿真结果与特征值分析结果基本一致，再次证明所提基于附加匹配控制的振荡抑制方法可以有效增强系统的稳定性。

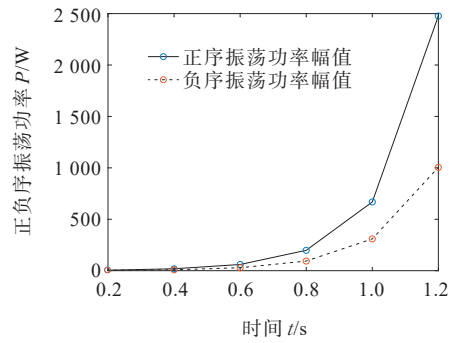

图 18　多机系统算例正负序功率振荡幅值（场景 1）

Figure 18　Amplitude of positive and negative sequence power oscillation in multi-machine system case（scenario 1）

2）场景 2。

在 t=0.2 s 时，增大 220 kV 线路电感作为扰动激发系统振荡，系统输出功率曲线如图 19 中实线所示。可知，当不采用所提抑制方法时，系统存在一个不稳定的振荡模态，输出功率逐渐振荡发散，振荡频率约为 23 Hz。

对系统进行特征值分析，结果如表 6 所示，该振荡模态的振荡频率约为 22.75 Hz，阻尼为 −0.005，由 4 号风电场电压外环和电流内环主导。

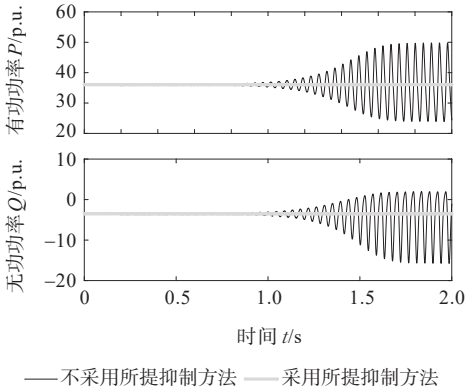

图 19　多机系统算例功率振荡曲线（场景 2）

Figure 19　Power oscillation curves of multi-machine system case（scenario 2）

表 6　多机系统算例特征值对比（场景 2）

Table 6　Comparison of eigenvalues for multi-machine system case（scenario 2）

方法	特征值	频率/Hz	阻尼
不含所提抑制方法	0.70±j142.94	22.75	−0.005
含有所提抑制方法	−1.27±j152.68	24.30	0.008

由于 GSC 的频率耦合特性，对应的正序振荡频率约为 73 Hz，负序振荡频率约为 27 Hz。进一步计算振荡期间系统的正负序振荡功率幅值，其变化趋势如图 20 所示。可知，振荡期间，负序振荡功率幅值始终大于正序振荡功率幅值，这说明振荡的主导序分量为正序分量，附加匹配控制的移相选择对应 −1，移相 180°。

加入附加匹配控制后，系统输出功率曲线如图 19 中虚线所示。系统在受到扰动后输出功率小幅振荡，频率约为 24 Hz，而后迅速恢复到稳定状态。特征值分析结果显示该模态的振荡频率约为 24.30 Hz，阻尼提升为 0.008，系统是稳定的。时域仿真结果与特征值分析结果基本一致，再次证明所提基于附加匹配控制的振荡抑制方法可以有效增强系统的稳定性。

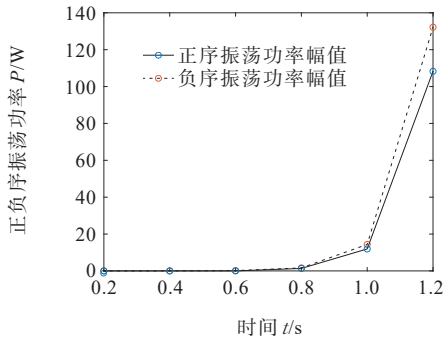

图 20 多机系统算例正负序功率振荡幅值(场景 2)

Figure 20 Amplitude of positive and negative sequence power oscillation in multi-machine system case(scenario 2)

4 结语

本文针对直驱风机与交流电网之间的宽频振荡抑制问题,提出了一种基于附加匹配控制的直驱风机宽频振荡抑制方法。主要结论如下。

1) 所提方法首先将直流母线电压动态值与稳态值做差,然后经高通滤波、积分器和移相环节作用,产生附加相位信号,最后将 PLL 输出的相位与附加控制器输出相位相加作为实际参考相位。通过直流电压的动态变化感知振荡频率的变化,从而调整 GSC 输出电压,达到振荡抑制的目的。

2) 所提抑制方法的移相环节参数取决于正负序振荡功率的大小,准确识别主导序分量是实现振荡抑制的关键。

3) 基于特征值分析和时域仿真,验证了所提方法在单机系统、多机系统中多种工况下的有效性和适应性。结果表明,本文所提控制策略能够在多种工况下有效抑制次宽频同步振荡,不依赖系统模型和参数,结构简单,也可适用于光伏并网系统,具有一定的工程实用价值。

参考文献:

[1] 陈国平,李明节,许涛,等.关于新能源发展的技术瓶颈研究[J].中国电机工程学报,2017,37(1):20-27.
CHEN Guoping, LI Mingjie, XU Tao, et al. Study on technical bottleneck of new energy development[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(1):20-27.

[2] 卓振宇,张宁,谢小荣,等.高比例可再生能源电力系统关键技术及发展挑战[J].电力系统自动化,2021,45(9):171-191.
ZHUO Zhenyu, ZHANG Ning, XIE Xiaorong, et al. Key technologies and developing challenges of power system with high proportion of renewable energy[J]. Automation of Electric Power Systems,2021,45(9):171-191.

[3] 袁梦瞳,薄耀龙,夏杨红,等.并网变流器小信号稳定性解析解[J].电力科学与技术学报,2024,39(4):234-244.
YUAN Mengtong, BO Yaolong, XIA Yanghong, et al. Analytical solution for small signal stability of grid-connected converter[J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2024,39(4):234-244.

[4] 任军辉,张艳梅,李小鹏,等.高压直流换流阀无源宽频等效电路模型的建模[J].高压电器,2024,60(5):179-188.
REN Junhui, ZHANG Yanmei, LI Xiaopeng, et al. Modeling of passive broadband equivalent circuit model for high voltage DC converter valve[J]. High Voltage Apparatus,2024,60(5):179-188.

[5] 郑小革,王春凤,王境彪,等.含直驱风电场的交直流混合系统非强阻尼低频振荡特性分析[J].电力科学与技术学报,2020,35(3):148-154.
ZHENG Xiaoge,WANG Chunfeng,WANG Jingbiao,et al. Analysis of the weak or negative damp low-frequency oscillation characteristics in AC/DC system integrated by PSMG-based wind farms[J].Journal of Electric Power Science and Technology,2020,35(3):148-154.

[6] 张东辉,陈新.基于阻抗视角的新能源发电系统宽频振荡抑制技术综述[J].中国电机工程学报,2024,44(24):9672-9691.
ZHANG Donghui, CHEN Xin. Overview of broadband oscillation mitigation of new energy generation power system based on impedance perspective[J]. Proceedings of the CSEE,2024,44(24):9672-9691.

[7] 张鑫宇,薛峰,李碧君,等.双馈风场串补系统次同步振荡紧急控制策略[J].电力工程技术,2023,42(5):108-116.
ZHANG Xinyu, XUE Feng, LI Bijun, et al. Emergency control strategy for subsynchronous oscillation of DFIG-based wind farms with a series-compensated line[J]. Electric Power Engineering Technology, 2023, 42(5):108-116.

[8] 张旭,谢小荣,刘辉,等.网侧次同步阻尼控制器的设计及其 RTDS 测试[J].中国电机工程学报,2018,38(22):6503-6511.
ZHANG Xu, XIE Xiaorong, LIU Hui, et al. Design and RTDS test of the grid-side subsynchronous damping controller[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(22):6503-6511.

[9] ZHANG Y, WANG Y Q, ZHANG D H, et al. Broadband impedance shaping control scheme of MMC-based STATCOM for improving the stability of the wind farm [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(9):10278-10292.

[10] WANG L T, LIU P. Universal SSO stabilization of renewable energy power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2024,39(4):6036-6051.

[11] 吴琛,刘威,张丹,等.基于宽频振荡稳定约束的风电接入容量分析[J].电力建设,2023,44(2):83-91.

WU Chen, LIU Wei, ZHANG Dan, et al. Wind power penetration capacity analysis based on wide-band oscillation constraint[J]. Electric Power Construction, 2023,44(2):83-91.

[12] ZHOU S Y, ZOU X D, ZHU D H, et al. An improved design of current controller for LCL-type grid-connected converter to reduce negative effect of PLL in weak grid [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics,2017,6(2):648-663.

[13] ZHU D H, ZHOU S Y, ZOU X D, et al. Improved design of PLL controller for LCL-type grid-connected converter in weak grid[J].IEEE Transactions on Power Electronics, 2020,35(5):4715-4727.

[14] 张冲，王伟胜，何国庆，等．基于序阻抗的直驱风电场次同步振荡分析与锁相环参数优化设计[J]. 中国电机工程学报，2017,37(23):6757-6767+7067.
ZHANG Chong, WANG Weisheng, HE Guoqing, et al. Analysis of sub-synchronous oscillation of full-converter wind farm based on sequence impedance and an optimized design method for PLL parameters[J]. Proceedings of the CSEE,2017,37(23):6757-6767+7067.

[15] 曹建伟，张磊，钱强，等．基于分频段前馈补偿的并网变流器输出阻抗校正[J]. 电气工程学报，2021, 16(4): 135-142.
CAO Jianwei,ZHANG Lei,QIAN Qiang,et al.Frequency-dependent feedforward compensation for reshaping the output impedance of grid-connected converter[J].Journal of Electrical Engineering,2021,16(4):135-142.

[16] YANG D S, WANG X F, LIU F C, et al. Symmetrical PLL for SISO impedance modeling and enhanced stability in weak grids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020,35(2):1473-1483.

[17] YANG S H, SHEN R X, SHU J, et al. PLL based sub-/super-synchronous resonance damping controller for D-PMSG wind farm integrated power systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(4): 2370-2384.

[18] LIU H K, XIE X R, HE J B, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2017,32(6):4708-4720.

[19] LI Y, FAN L L, MIAO Z X. Stability control for wind in weak grids[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019,10(4):2094-2103.

[20] 李光辉，王伟胜，刘纯，等．直驱风电场接入弱电网宽频带振荡机理与抑制方法(二)：基于阻抗重塑的宽频带振荡抑制方法[J]. 中国电机工程学报，2019,39(23):6908-6920+7104.
LI Guanghui, WANG Weisheng, LIU Chun, et al. Mechanism analysis and suppression method of wideband oscillation of PMSG wind farms connected to weak grid(part II): suppression method of wideband oscillation based on impedance reshaping[J].Proceedings of the CSEE,2019,39(23):6908-6920+7104.

[21] 姜齐荣，王玉芝．电力电子设备高占比电力系统电磁振荡分析与抑制综述[J]. 中国电机工程学报，2020,40(22): 7185-7201.
JIANG Qirong, WANG Yuzhi. Overview of the analysis and mitigation methods of electromagnetic oscillations in power systems with high proportion of power electronic equipment[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(22):7185-7201.

[22] 吕健勇，陈骁，杜文娟．并网双馈风电场直流电压时间尺度小干扰稳定性分析[J]. 电网与清洁能源，2024,40(12): 111-119.
LYU Jianyong, CHEN Xiao, DU Wenjuan. A stability analysis of small disturbances in grid-connected doubly-fed wind farms with DC voltage time scales[J]. Power System and Clean Energy,2024,40(12):111-119.

[23] 孙东阳，申文强，孟繁易，等．基于自适应准谐振控制的DFIG-GSC次同步振荡抑制策略研究[J]. 电机与控制学报，2022,26(12):63-73.
SUN Dongyang, SHEN Wenqiang, MENG Fanyi, et al. Research on sub-synchronous oscillation suppression strategy of DFIG-GSC based on adaptive quasi-resonant control[J]. Electric Machines and Control, 2022, 26(12): 63-73.

[24] 屈兴武，王栋，马天诚，等．支撑电网频率稳定的双馈风机一次调频控制需求分析[J]. 智慧电力，2023,51(10): 38-46.
QU Xingwu, WANG Dong, MA Tiancheng, et al. Requirement analysis of DFIG primary frequency regulation control supporting grid frequency stability[J]. Smart Power,2023,51(10):38-46.

[25] PRAKASH A, EL MOURSI M S, PARIDA S K, et al. Design of adaptive damping controller with wide-area measurements considering unknown power system dynamics[J].IEEE Transactions on Power Systems,2024, 39(3):5150-5162.

[26] HE G Q, WANG W S, WANG H J. Coordination control method for preventing sub/super synchronous oscillations of multi-wind farm systems[J].CSEE Journal of Power and Energy Systems,2023,9(5):1655-1665.

[27] 程启明，周伟成，程尹曼，等．基于线性自抗扰控制的双馈风机次同步振荡抑制研究[J]. 电力建设，2024,45(4): 134-146.
CHENG Qiming, ZHOU Weicheng, CHENG Yinman, et al. Research on suppressing sub-synchronous oscillation of doubly-fed induction generator based on linear active disturbance rejection control[J]. Electric Power Construction,2024,45(4):134-146.

[28] FENG S, WANG K, LEI J X, et al. Influences of DC bus

voltage dynamics in modulation algorithm on power oscillations in PMSG-based wind farms[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems,2021,124:106387.

[29] 高本锋,邓鹏程,孙大卫,等.基于匹配控制的构网型直驱风电场次同步振荡机理与特性研究[J].电工技术学报,2024,39(9):2755-2770.
GAO Benfeng, DENG Pengcheng, SUN Dawei, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation of grid-forming direct-drive wind farm based on matching control[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2024,39(9):2755-2770.

[30] 桑顺,张琛,蔡旭,等.全功率变换风电机组的电压源控制(一):控制架构与弱电网运行稳定性分析[J].中国电机工程学报,2021,41(16):5604-5616.
SANG Shun,ZHANG Chen,CAI Xu,et al.Voltage source control of wind turbines with full-scale converters(part I):control architecture and stability analysis under weak grid conditions[J].Proceedings of the CSEE,2021,41(16):5604-5616.

[31] 武相强,王赟程,陈新,等.考虑频率耦合效应的三相并网逆变器序阻抗模型及其交互稳定性研究[J].中国电机工程学报,2020,40(5):1605-1617.
WU Xiangqiang, WANG Yuncheng, CHEN Xin, et al. Sequence impedance model and interaction stability research of three-phase grid-connected inverters with considering coupling effects[J].Proceedings of the CSEE, 2020,40(5):1605-1617.

[32] 刘华坤,谢小荣,何国庆,等.新能源发电并网系统的同步参考坐标系阻抗模型及其稳定性判别方法[J].中国电机工程学报,2017,37(14):4002-4007+4278.
LIU Huakun, XIE Xiaorong, HE Guoqing, et al. Synchronous reference frame based impedance model and stability criterion for grid-connected renewable energy generation systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2017,37(14):4002-4007+4278.