

基于阻抗法的大规模风电场等值方法研究

苏晨博, 刘崇茹, 李志显, 李剑泽, 王瑾媛

(华北电力大学 新能源国家重点实验室, 北京 102206)

摘要:大规模风电场的馈入会导致电力系统出现新的振荡稳定性问题。目前,大多数研究都将风电场等效为单个风机进行振荡稳定性分析。然而,该方法忽略了风电场内部的动态交互作用,可能会造成不准确的分析结果。通过矩阵变换,将一个具有 M 台永磁同步发电机(PMSG)的风电场分解为一个对角矩阵,每个对角矩阵表示等效的PMSG子系统。在此基础上,利用矩阵摄动理论,建立了基于阻抗法的风电场降阶模型,充分考虑了风电场的拓扑结构和内部动态特性。所提出的风场等值方法能够在保证精度的同时很大程度降低解析建模的复杂程度,适用于大规模风电场并网的振荡稳定性分析。通过仿真验证了所提方法的有效性。

关键词:永磁直驱风机;降阶方法;振荡稳定性分析;阻抗模型

DOI:10.19753/j.issn1001-1390.2022.06.013

中图分类号:TM315

文献标识码:B

文章编号:1001-1390(2022)06-0090-08

Research on equivalent method of large-scale wind farm based on impedance method

Su Chenbo, Liu Chongru, Li Zhixian, Li Jianze, Wang Jinyuan

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, University of North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The integration of large-scale wind farms incurs new oscillation stability issues in the power systems. At present, the wind farm is always replaced with a single unit for the oscillation stability analysis in most literature. However, it ignores the dynamic interaction inside the wind farm and may lead to unreliable analysis results. This paper decomposes a wind farm with M coupled permanent magnetic synchronous generators (PMSGs) into a diagonal matrix with M blocks representing equivalent PMSG subsystems through the matrix transformation. On this basis, an impedance-based reduced-order model for the wind farm is derived by the matrix perturbation theory, which fully considers the topology and the dynamic characteristics inside the wind farm. Moreover, the proposed equivalent method can significantly reduce the complexity of analytical modelling while ensuring its accuracy, which is suitable for real-time oscillation stability analysis of large-scale grid-connected wind farm. The simulations results show the effectiveness of the proposed method.

Keywords: PMSG, reduced-order method, oscillation stability analysis, impedance model

0 引言

随着新时代能源战略发展的需求,构建以新能源为主体的新型电力系统是我国实现“双碳”目标的必然选择,风能作为新能源的重要组成部分,成为未来的主要发展对象^[1-2]。永磁直驱风机(Permanent Magnetic Synchronous Generator, PMSG)具有多对磁极,不需要依靠齿轮箱进行传动,减少了维修成本,被广泛应用于陆地及

海上风电场^[3]。现阶段,PMSG需经“背靠背”换流器并网,大量电力电子设备的馈入会降低电网“惯性”,引发一系列新的稳定性问题,例如宽频振荡。由于大规模风电机组的维度较高,很难求解其全阶状态空间矩阵,且容易出现“维数灾”的现象,因此需要对风场进行降阶,以便等效分析其并网引发的振荡稳定性问题。

目前,风场降阶方法主要有容量加权平均法(Capacity-weighted Mean Value, CMV)和参数识别法(Parameter Identification Method, PIM)。CMV因其简单方

基金项目:国家自然科学基金资助项目(U1866204);国家电网有限公司科技项目(SGXJJY00GHJS2000091)

便,且不需要考虑风场内部结构而被广泛应用于实际工程中。CMV方法将单个风机的额定容量与风电场总容量的比率作为权重^[4],进行等值计算。然而,CMV方法主要考虑发电机的容量,在计算时偏重于功率的等效性,忽略了风电场内部动态特性和拓扑结构对振荡稳定性的影响^[5-6]。CMV本质上是一个工程导向的等值方法,没有严格的理论基础。参数识别法则基于自适应参数对风电场内部动态特性和拓扑结构进行估计^[7-9]。但是,当风力发电机运行工况发生改变时,需要重新估计其参数。

鉴于此,有些文献将小信号模型应用于风场降阶。文献[10]提出了一种基于15阶PMSG动态模型的等效变换方法,实现风场内部不同风机之间的解耦,并用于风场规划。文献[11]通过时域小信号模型分析了单台发电机等效模型的适用性。但是,经过变换后的全阶模型依旧比较复杂,且状态空间分析方法依赖变流器及电网的详细模型和参数,难以适应于大规模的新能源并网分析。此外,文献[12]利用锁相环在风电场接入弱电网时的主导动态特性对风场进行降阶,重点分析了锁相环参数对系统振荡稳定性的影响。该方法忽略了PMSG的直流链路电压控制器,其控制带宽与锁相环控制带宽相近。

文献[13-14]采用了基于傅里叶级数展开的谐波线性化模型,将换流器输出的电流和电压之间的传递函数表示为阻抗形式。并以此为基础,推导了基于阻抗比的奈奎斯特稳定性判据,用于在频域判断互联系统的稳定性并预测其稳定裕度^[15-16]。但是,这些研究在处理风场时,都采用单台风机的阻抗替代风场的阻抗等效表示风场在PCC点的动态特性,不能反映出风电场中各个风机之间的交互特性,所以具备一定误差。

基于上述分析,文章提出了一种基于阻抗模型的风电场降阶方法,该方法充分考虑了风电机组内部动态特性对互联系统的影响。文章的主要创新点总结如下:

(1)文章充分考虑了PMSG的内、外环控制器、锁相环和交流侧LC滤波器,应用谐波线性化方法推导了PMSG的全频域精细阻抗模型,可用于多种情况下的振荡稳定性分析;

(2)所提方法通过矩阵变换将包含多台PMSG的风场解耦为一系列等效PMSG子系统,并且利用阻抗模型等效反映了风电场内各风机的动态特性和网络拓扑,实现了风场等效降阶。

1 单机PMSG并网逆变器阻抗建模

1.1 PMSG并网系统的等效结构

PMSG需经背靠背换流器并网,其电机动态特性对电网影响较小,可以简化为图1的典型结构。

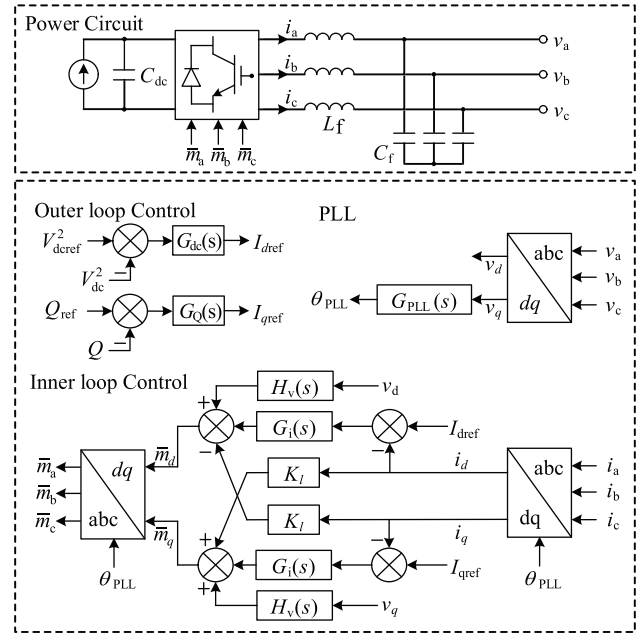


图1 PMSG等效结构图

Fig. 1 Equivalent structure diagram of PMSG

逆变器包含内、外环控制模块,以及并网滤波器等。调制方式采用经典的空间矢量脉宽调制方法(Space Vector Pulse Width Modulation, SVPWM)。其中, L_f 和 C_f 分别表示并网侧滤波器的电感和电容,CC表示内环电流控制,DVC表示外环电压控制,它们都采用比例积分控制器(Proportion Integration, PI);PLL表示锁相环结构(Phase Locked Loop, PLL)。逆变器端口相电压表示为: v_a 、 v_b 和 v_c ;出口电流表示为: i_a 、 i_b 和 i_c ; m_a 、 m_b 和 m_c 则表示调制波的参考信号。为了便于分析,文章中的调制信号均采用平均值模型,忽略联络线的电阻,根据图1可得并网逆变器端口电压和电流的关系为:

$$L_f \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m_a \\ m_b \\ m_c \end{bmatrix} \cdot m_f \cdot \frac{V_{dc}}{2} - \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \quad (1)$$

当系统发生扰动时,式(1)的小信号模型可以表示为:

$$L_f \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \tilde{i}_{p,a} \\ \tilde{i}_{p,b} \\ \tilde{i}_{p,c} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta m_a \\ \Delta m_b \\ \Delta m_c \end{bmatrix} \cdot m_f \cdot \frac{V_{dc}}{2} - \begin{bmatrix} \tilde{v}_{p,a} \\ \tilde{v}_{p,b} \\ \tilde{v}_{p,c} \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中 m_i 表示 PWM 的调制比; V_{dc} 表示直流侧电容电压; $\tilde{v}_{p,k}(k=a,b,c)$ 表示频率为 f_p 的小信号谐波电压分量; $\tilde{i}_{p,k}(k=a,b,c)$ 表示频率为 f_p 的小信号谐波电流分量; 后文中带上标“~”的符号均表示小扰动信号, 将不再赘述。 $\tilde{m}_a, \tilde{m}_b, \tilde{m}_c$ 表示调制信号的小扰动分量。PMSG 并网逆变器一般采用 $d-q$ 轴解耦控制方式, 需要通过 Park 变换将静止三相坐标系变换为动态 $d-q$ 坐标系, 其表达式如下:

$$T[\theta] = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2}{3}\pi) & \cos(\theta + \frac{2}{3}\pi) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta - \frac{2}{3}\pi) & -\sin(\theta + \frac{2}{3}\pi) \end{bmatrix} \quad (3)$$

当系统电压发生小扰动时, PLL 产生的相角 θ_{pll} 除了包含稳态相角 θ , 还会叠加一个偏差量 $\tilde{\theta}_p$, 即有: $\theta_{pll} = \theta + \tilde{\theta}_p$, 此时式(3)中的 Park 变换会产生一个相应的非线性分量:

$$T[\theta_{pll}] = \begin{bmatrix} \cos(\tilde{\theta}_p) & \sin(\tilde{\theta}_p) \\ -\sin(\tilde{\theta}_p) & \cos(\tilde{\theta}_p) \end{bmatrix} T[\theta] \quad (4)$$

根据谐波平衡理论^[17], 二端口网络谐波电压和电流之间的传递函数可以视为子系统的等效阻抗。将式(4)带入式(2), 并对等式两边求偏导可得 $d-q$ 坐标系下系统小信号模型:

$$L(x, \theta) = \frac{\partial F(x, \theta)}{\partial x} \bigg|_{\theta=\theta_1} x_p + \frac{\partial F(x, \theta)}{\partial \theta} \bigg|_{x=x_0} \tilde{\theta}_p = L_f \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \tilde{i}_d \\ \tilde{i}_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sin\tilde{\theta}_p \tilde{i}_q \\ \sin\tilde{\theta}_p \tilde{i}_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p i_{q0} \\ -\tilde{\theta}_p i_{d0} \end{bmatrix} \right) - \begin{bmatrix} 0 & -K_l \\ K_l & 0 \end{bmatrix} - \left(\begin{bmatrix} \Delta m_d \\ \Delta m_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sin\tilde{\theta} \Delta m_q \\ \sin\tilde{\theta} \Delta m_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p m_q \\ -\tilde{\theta}_p m_d \end{bmatrix} \right) K_f + \begin{bmatrix} \tilde{v}_d \\ \tilde{v}_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sin\tilde{\theta}_p \tilde{v}_q \\ \sin\tilde{\theta}_p \tilde{v}_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p & v_{q0} \\ -\tilde{\theta}_p & v_{d0} \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中 $K_l = \omega_p L_f$ 表示耦合电压项, $K_f = m_i V_{dc}/2$ 表示调制增益, $x_p = [\tilde{i}_p, \tilde{v}_p]^T$, 且谐波分量 $\sin\tilde{\theta}_p \tilde{i}_p$ 和 $\sin\tilde{\theta}_p \tilde{v}_p$ 的值很小约等于 0, 因此可以简化为:

$$L_f \frac{d}{dt} \left(\begin{bmatrix} \tilde{i}_d \\ \tilde{i}_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p i_{q0} \\ -\tilde{\theta}_p i_{d0} \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} 0 & -K_l \\ K_l & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{i}_d \\ \tilde{i}_q \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} \Delta m_d \\ \Delta m_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p m_q \\ -\tilde{\theta}_p m_d \end{bmatrix} \right) K_f - \begin{bmatrix} \tilde{v}_d \\ \tilde{v}_q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \tilde{\theta}_p v_{q0} \\ -\tilde{\theta}_p v_{d0} \end{bmatrix} \quad (6)$$

根据图 1 中 PMSG 并网逆变器的控制模块可知, 调制信号的小扰动模型可由谐波电压、电流等效表示, 这部分内容将在下一节详细讨论。

1.2 PMSG 并网逆变器的精确阻抗建模

1.2.1 内环电流控制小信号建模

由于系统中存在谐波电流分量, 因此会导致内环电流控制生成的电压调制信号衍生相应的小扰动分量 m_d 和 m_q , 其表达式可通过内环电流控制的小信号模型求得:

$$\begin{bmatrix} \Delta m_d(s) \\ \Delta m_q(s) \end{bmatrix} = G_1 \begin{bmatrix} \tilde{i}_{dref}(s) \\ \tilde{i}_{qref}(s) \end{bmatrix} - G_2 \begin{bmatrix} \tilde{i}_d(s) \\ \tilde{i}_q(s) \end{bmatrix} + H_{vs} \begin{bmatrix} \tilde{v}_d(s) \\ \tilde{v}_q(s) \end{bmatrix} \quad (7)$$

其中:

$$G_1 = \begin{bmatrix} G_i(s) & 0 \\ 0 & G_i(s) \end{bmatrix}, G_2 = \begin{bmatrix} G_i(s) & K_l \\ -K_l & G_i(s) \end{bmatrix} \quad (8)$$

式(7)中, $G_i(s) = k_{pc} + k_{ic}/s$ 表示内环电流控制的传递函数, k_{pc} 表示增益系数, k_{ic} 表示积分系数。 $H_v(s) = 1/(sT_v + 1)$ 表示信号采集环节的低通滤波器, T_v 表示滤波环节的时间常数, 控制其带宽。内环电流参考值的小扰动分量由电压外环控制产生, 详细模型见下一小节。

1.2.2 电压外环控制小信号建模

根据图 1 的控制框图可知, d 轴电流的参考值可由直流电压生成, 表达式为:

$$i_{dref}(s) = G_{dc}(s) \cdot (V_{dc}^2 - V_{dc}^2) \quad (9)$$

式中 i_{dref} 表示内环控制器 d 轴电流参考值, V_{dc} 表示直流电压参考值; $G_{dc}(s) = k_{pdc} + k_{idc}/s$, 表示直流电压控制的传递函数; k_{pdc} 表示增益系数; k_{idc} 表示积分系数。对上式微分可得:

$$\tilde{i}_d(s) = -2V_{dc0} \tilde{V}_{dc} G_{dc}(s) \quad (10)$$

式中 $\tilde{v}_{dc}$ 表示根据交流侧电压谐波 $\tilde{v}_p$ 产生的直流电压波动, 忽略 IGBT 的开关损耗, 直流侧电压波动和瞬时功率的关系为:

$$C_{dc} V_{dc0} \frac{d\tilde{V}_{dc}}{dt} = -\Delta P_g \quad (11)$$

式中 V_{dc0} 表示直流电压的稳态值; ΔP_g 表示电机向电网传输功率的变化量; 由于 $P_g = v_d i_d + v_q i_q$, 因此 ΔP_g 可以表示为:

$$\Delta P_g = i_{d0} \tilde{v}_d + \tilde{i}_d v_{d0} \quad (12)$$

将式(12)带入式(11)并且化简可得:

$$\tilde{i}_{dref}(s) = X_1(s) \tilde{v}_d(s) + X_2(s) \tilde{i}_d(s) \quad (13)$$

其中:

$$\begin{cases} X_1(s) = \frac{2i_{d0}}{sC_{dc}}G_{dc}(s) \\ X_2(s) = \frac{2v_{d0}}{sC_{dc}}G_{dc}(s) \end{cases} \quad (14)$$

同理可知, q 轴电流参考值的动态模型可以由无功计算得出, 其表达式为:

$$i_{qref}(s) = (Q_{gref} - Q_g)G_Q(s) \quad (15)$$

式中 $G_Q(s) = k_{pq} + k_{iq}/s$ 表示无功控制的传递函数; k_{pq} 表示增益系数; k_{iq} 表示积分系数; 对式(15)求导可得:

$$\tilde{i}_{qref}(s) = -G_Q(s)\Delta Q_g \quad (16)$$

逆变器输出的无功变化量 ΔQ_g 可以表示为:

$$\Delta Q_g = -(i_{q0}\tilde{v}_d + \tilde{i}_q v_{d0}) \quad (17)$$

将式(17)带入式(16)并化简可得:

$$\tilde{i}_{qref}(s) = X_3(s)\tilde{v}_d(s) + X_4(s)\tilde{i}_q(s) \quad (18)$$

其中:

$$X_3(s) = G_Q(s)i_{q0}, X_4(s) = G_Q(s)v_{d0} \quad (19)$$

结合式(13)和式(18)可得:

$$\begin{bmatrix} \tilde{i}_{dref}(s) \\ \tilde{i}_{qref}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_2(s) & 0 \\ 0 & X_4(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{i}_d(s) \\ \tilde{i}_q(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_1(s) & 0 \\ X_3(s) & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{v}_d(s) \\ \tilde{v}_q(s) \end{bmatrix} \quad (20)$$

1.2.3 锁相环小信号建模

锁相环的主要作用是跟踪 PCC 点的电压相角, 而将三相静止坐标系转为动态坐标系^[18]。其动态特性和传递函数可以表示为:

$$\theta(s) = H_{PLL}(s) \cdot v_q(s), H_{PLL}(s) = \frac{1}{s} \left(k_{pl} + \frac{k_{il}}{s} \right) \quad (21)$$

式中 k_{pl} 和 k_{il} 表示锁相环的增益系数和积分系数。根据前文分析可知, 锁相环产生的相角偏差量 $\tilde{\theta}_p$ 源于系统中的电压谐波分量 $\tilde{v}_p$, 并且当 PMSG 接入电网时, d 轴电压的初始值等于相电压基频分量的幅值, 即有 $v_{d0} = V_1$ 。因此, 可以得到扰动相角与 q 轴谐波电压分量之间的传递函数:

$$\tilde{\theta}_p = \frac{H_{PLL}(s)\tilde{v}_q}{1 + v_{d0}H_{PLL}(s)} = T_{PLL}(s)\tilde{v}_q \quad (22)$$

将式(22)、式(20)带入式(7)可得 PMSG 并网逆变器精确阻抗模型:

$$\begin{bmatrix} I_d(s) \\ I_q(s) \end{bmatrix} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} Z_{dd}(s) & Z_{dq}(s) \\ Z_{qd}(s) & Z_{qq}(s) \end{bmatrix}}_{Z_{widq}} = \begin{bmatrix} U_d(s) \\ U_q(s) \end{bmatrix} \quad (23)$$

其中:

$$\begin{cases} Z_{dd} = \frac{sL_f - G_2(s)}{G_1(s)} \\ Z_{dq} = \frac{C_p}{G_3(s)} + \frac{(G_2(s) - sL_f)(K_f m_q - sL_f i_{q0})T_{PLL}}{G_1(s)G_3(s)} \\ Z_{qd} = -\frac{C_p}{G_1(s)} \\ Z_{qq} = -\frac{G_4(s)}{G_3(s)} + \frac{sL_f G_1(s) + C_p T_{PLL}(K_f m_q - sL_f i_{q0})}{G_1(s)G_3(s)} \\ G_1(s) = K_f(H_v(s) + X_1(s)G_i(s)) - 1 \\ G_2(s) = G_i(s)K_f(X_2(s) - 1) \\ G_3(s) = T_{PLL}(s)(V_1 + sL_f i_{d0} - K_f m_d) - 1 \\ G_4(s) = G_i(s)K_f(X_4(s) - 1) \\ C_p = K_f(1 - K_f) \end{cases} \quad (24)$$

上述推导基于 $d-q$ 坐标系, 为了便于仿真验证, 并赋予端口阻抗物理意义, 将其转化为 2 阶序阻抗模型^[19]:

$$\begin{cases} Z_{wi}(s) = AZ_{widq}(s)A^{-1} = \begin{bmatrix} Z_{pp}(s) & Z_{pn}(s) \\ Z_{np}(s) & Z_{nn}(s) \end{bmatrix}_i \\ A = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{j}{\sqrt{2}} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{j}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (25)$$

当 $d-q$ 轴控制回路参数选取对称时, 有 $Z_{imp} = Z_{inp} \approx 0$, 即有:

$$Z_{wi} = \begin{bmatrix} Z_{pp}(s) & 0 \\ 0 & Z_{nn}(s) \end{bmatrix}_i \quad (26)$$

2 基于阻抗法的风场等值建模方法

2.1 考虑风场联络线的等效子系统传递函数模型

风场接入电网的动态稳定性可由风场和电网的阻抗特性等效分析。因此如何由单机阻抗拓展至风场等值阻抗是本章的重点研究内容。假设风场有 M 台机组, 每台机组的编号为 i ($i=1, 2, 3, \dots, M$), 电机端口电压和电流分别为 $V_i = [V_{ix}, V_{iy}]^T$ 和 $I_i = [I_{ix}, I_{iy}]^T$, 等效阻抗为 Z_{wi} , 根据式(23)可以得出:

$$\begin{bmatrix} I_{ix}(s) \\ I_{iy}(s) \end{bmatrix} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} Z_{pp}(s) & 0 \\ 0 & Z_{nn}(s) \end{bmatrix}}_{Z_{wi}} = \begin{bmatrix} V_{ix}(s) \\ V_{iy}(s) \end{bmatrix} \quad (27)$$

风场接入电网的等效结构图如图 2 所示, PCC 为公共连接点, 根据图 2 可以得出互联系统等效电路方程。

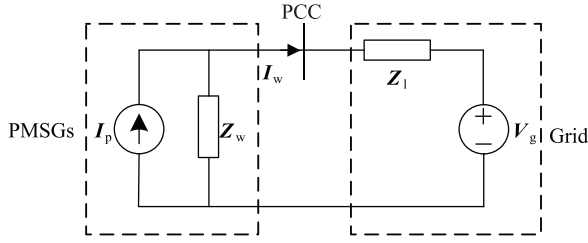


图2 风场并网等效电路图

Fig. 2 Equivalent circuit diagram of grid-connected wind farm

如式(28)所示:

$$Z_L(s)I_C(s) + V(s) = V_G(s) \quad (28)$$

式中 Z_L 为风场联络线等值阻抗^[20], 其表达式如下:

$$\begin{cases} Z_L = \begin{bmatrix} z_{11} & z_{12} & \cdots & z_{1M} \\ z_{21} & z_{22} & \cdots & z_{2M} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_{M1} & z_{M2} & \cdots & z_{MM} \end{bmatrix} \otimes P, \\ P = \begin{bmatrix} s - j\omega_1 & 0 \\ 0 & s + j\omega_1 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (29)$$

式中 s 为拉普拉斯算子; Z_L 表示克罗内克积, 将式(25)代入式(26)可得考虑风场内部联络线的等效回路方程:

$$\underbrace{(Z_{wi}(s) \otimes E_M + Z_L(s) \otimes P)}_{Z_i} I_C(s) = V_G(s) \quad (30)$$

式中 E_M 表示 M 维的单位对角矩阵。根据文献[4]可知, 互联系统的稳定性可由系数矩阵 $1/(Z_w(s) + Z_L(s))$ 是否满足奈奎斯特判据进行判定, 因此可以等效分析矩阵 $Z_w(s) + Z_L(s)$ 特征根的实部值, 即:

$$\det(Z_{wi}(s) \otimes E_M + Z_L(s) \otimes P) = 0 \quad (31)$$

直接求式(31)中矩阵的特征值比较困难, 因此先进行化简, 由于 Z_L 为满秩, 可以对角化为:

$$TZ_L(s)U = \Lambda \quad (32)$$

式中 $\Lambda = \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_M)$ 表示线路等效阻抗 Z_L 的对角矩阵, $T = [T_1, T_2, \dots, T_M]^T$ 和 $U = [U_1, U_2, \dots, U_M]^T$ 分别表示 Z_L 的左右特征向量, 且有, $T \cdot U = E_M$ 。将式(30)乘以 $T \otimes E_2$ 和 $U \otimes E_2$ 可得:

$$\det[(TU \otimes E_2(Z_{wi}(s) \otimes E_M)) + (TZ_L(s)U) \otimes P] = 0 \quad (33)$$

化简上式可得:

$$\det[Z_{wi} \otimes E_M + \Lambda \otimes P] = \det[Z_e(s)] = 0 \quad (34)$$

式(34)中的等效风场阻抗矩阵由 M 个 2×2 的对角模块构成, 因此可以表示为:

$$\prod_{i=1}^M |z_i(s)| = 0, z_i(s) = [Z_{wi}(s) + \lambda_i P] \quad (35)$$

式中 $z_i(s)$ 表示包含联络线的等效单机子系统传递函数。值得注意的是, 式(32)中矩阵的阶数与式(28)中矩阵的阶数相同, 因此风场等值阻抗的特征值可由式(33)中所有等效风机子系统计算得到, 且当所有等效子系统传递函数特征值的实部都为负时, 风场接入电网是稳定的。

2.2 基于风场等效阻抗的降阶方法

通过上述分析可知, 风场接入电网的动态稳定性取决于等效风机子系统的特征值; 同时高阶系统的动态特性由其主导特征值的根轨迹决定^[21], 所以通过研究等效子系统传递函数的主导特征根轨迹可以等效分析系统的动态特性, 由此可得系统降阶的基本思路, 下面介绍该方法的详细过程:

(1) 首先根据型号, 风速, 线路距离等条件运用 k-means 方法^[22]或者概率潮流^[23]对风场进行划区, 然后根据分区结果将风场等值阻抗矩阵 $Z_e(s)$ 划分为几个子模块, 如下:

$$Z_e(s) = \begin{bmatrix} Z_{Ae}(s) & & & \\ & Z_{Be}(s) & & \\ & & \ddots & \\ & & & Z_{Ne}(s) \end{bmatrix} \quad (36)$$

式中 $Z_{Ae}(s)$, $Z_{Be}(s)$, $\dots$, and $Z_{Ne}(s)$ 表示不同区域的风场阻抗;

(2) 然后根据式(33)计算每个等效风机子系统的主导特征根, 计算方法如下:

$$\begin{aligned} [u_{i1}^T(s) \quad u_{i2}^T(s)] z_i(s) \begin{bmatrix} \eta_{i1}(s) \\ \eta_{i2}(s) \end{bmatrix}^T &= [u_{i1}^T(s) \quad u_{i2}^T(s)] \\ [Z_{wi}(s) + \lambda_i P] [\eta_{i1}(s) \quad \eta_{i2}(s)]^T &\Rightarrow \begin{bmatrix} \alpha_i(s) & 0 \\ 0 & \beta_i(s) \end{bmatrix} \triangleq \gamma_i(s) \end{aligned} \quad (37)$$

式中 $u_i^T(s)$ 和 $\eta_i^T(s)$ 表示子系统 $z_i(s)$ 的左右特征向量; $\gamma_i(s)$ 表示子系统的主导根轨迹, 它包含两个主导特征根 $\alpha_i(s)$ 和 $\beta_i(s)$ 。如果初始系统是稳定的, 则 $\gamma_i(s)$ 是双曲的^[24]。根据 Hartman-Grobman 理论, 具有双曲特性的系统在其邻域内衍生的子系统与其动态特性一致, 经过分区的风场满足上述条件, 因此可以用片区内所有风机子系统中主导特征根实部最大的风机作

为主导风机(记为 $\gamma_{\max}(s)$),等效表示该片区内所有风机的动态特性,它与风场内剩余风机子系统主导根轨迹的关系为:

$$\tilde{\gamma}_{\max} + o(\|\gamma_{\max} - \tilde{\gamma}_{\max}\|) = \gamma_{\max} \tag{38}$$

式中 $o(\cdot)$ 表示高级数; $\|\cdot\|$ 表示矩阵的秩。上式进一步表明,同一片区内其他风机子系统可以等效视为主导风机子系统的摄动^[25],由此可以建立风场的动态降阶模型,如图 3 所示。

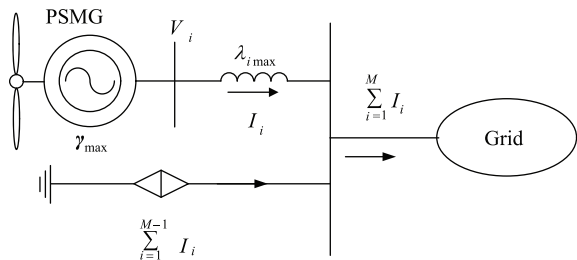


图 3 考虑风场内部联络线的风场降阶模型
Fig. 3 Reduced-order model of wind farm considering the internal branch impedance

从图 3 中可以看出,为了保证降阶前后风场向系统注入的功率一致,将其余风机子系统化简为受控电流源模型。值得注意的是,如果忽略风场内部联络线,并假设所有风机等效阻抗相同,则 $Z_e(s)$ 可以表示为:

$$Z_e(s) = \begin{bmatrix} Z_{wi} & & \\ & Z_{wi} & \\ & & \ddots \\ & & & Z_{wi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} M\lambda_i P & & \\ & 0 & \\ & & \ddots \\ & & & 0 \end{bmatrix} \tag{39}$$

根据式(39)可以得到风场的降阶模型结构如图 4 所示,即为工程常用的单机等值模型。由上述分析可知,工程常用的等效方法为文章所提方法在特定条件下的简化,进一步说明该方法的通用性和有效性。

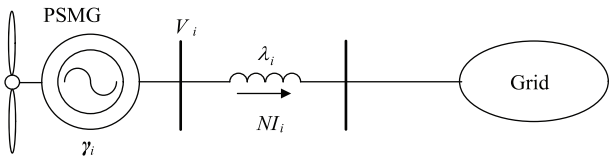


图 4 忽略风场内部联络线的风场降阶模型
Fig. 4 Reduced-order model of wind farm without considering the internal branch impedance

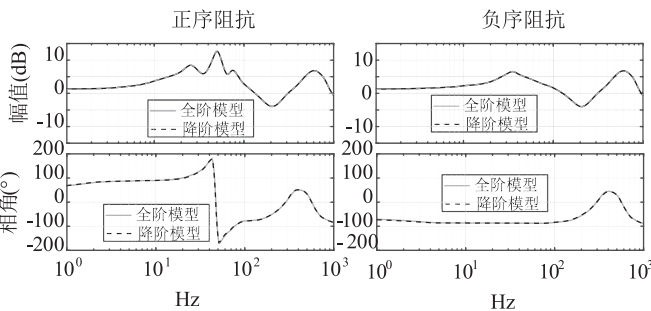
3 算例分析

为了验证所提方法的准确性和有效性,文章基于

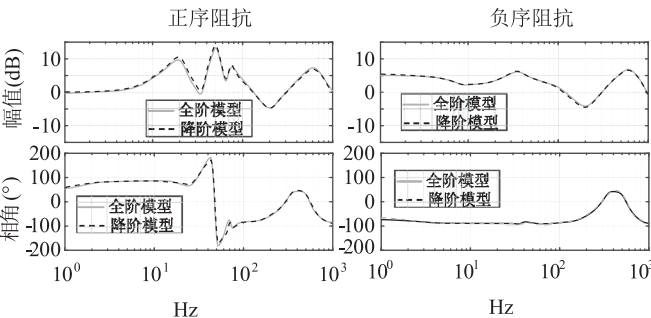
PSCAD/EMTDC 搭建风场的全阶模型和降阶模型,进行对比分析。风场一共包含 60 台 PMSG,其主要参数如表 1 所示,将风场风机分为 3 组,每组风机之间的稳态初值和内、外环控制参数差值大于 10%,而每组内风机之间的控制参数差值小于 5%。在 PCC 点分别注入正序和负序小信号电压谐波,频段为 1 Hz ~ 1 000 Hz,间隔为 1Hz,然后提取风场侧生成的电压、电流谐波信号,分别测量全阶模型和降阶模型风场等值阻抗的幅值和相角,进行对比,结果如图 5 所示,实线为全阶模型,虚线为降阶模型;A、B、C 分别表示不同区的机群。结果表明不同区域机组的全阶模型和等值模型吻合度较高,验证了该降阶方法的有效性和正确性。

表 1 永磁直驱同步发电机参数
Tab. 1 Parameters of the PMSG

型号	2.5 MW, 690 V, 9.75 Hz
额定功率	2.5 MW
额定线电压	690 V (RMS)
额定相电压	398.4 V (RMS)
额定定子电流	1 867.76 A (RMS)
额定功率因数	0.933 2
LC 滤波器电感	3.588 8 mH
LC 滤波器电容	96 456.87 μF



(a) A 区风电机组阻抗建模分析



(b) B 区风电机组阻抗建模分析

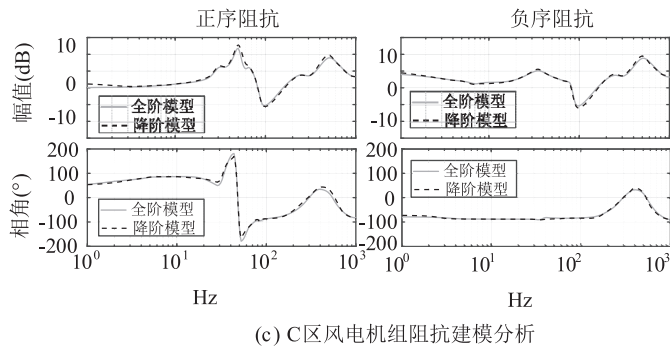


图5 降阶模型准确性分析

Fig. 5 Accuracy analysis of the reduced-order model

除此之外,文章所提出的降阶方法还能应用于风场并网稳定性分析。假设风场并网前是稳定的,风场并网后的稳定性可由互联系统的闭环传递函数是否有不稳定的极点判定,即式(40)中的阻抗比在正序和负序系统中都满足奈奎斯特判据。

$$rate = \frac{1}{1 + Z_g(s)/Z_{wf}(s)} \quad (40)$$

式中 $Z_g(s)$ 表示电网等值阻抗。通过式(24)的风机等效阻抗表达式可知,不同的出力情况会改变系统的稳定性,如图6所示,当出场由0.3(p.u.)升至0.9(p.u.)时, $Z_g(s)/Z_{wf}(s)$ 的幅频特性曲线向左移动靠近 $(-1, j0)$ 点,系统的稳定裕度降低。图7则反映了锁相环带宽对互联系统稳定性的影响,从图7中可以看出,当锁相环带宽从5 Hz增大至40 Hz时, $Z_g(s)/Z_{wf}(s)$ 的幅频特性曲线向左移动,接近 $(-1, j0)$ 点,系统趋向不稳定运行状态,表明随着锁相环带宽增大,系统的稳定裕度降低。同时从图6中可以看出,锁相环主要作用于系统的中频段,其控制作用对互联系统的低频和高频段特性影响较小。

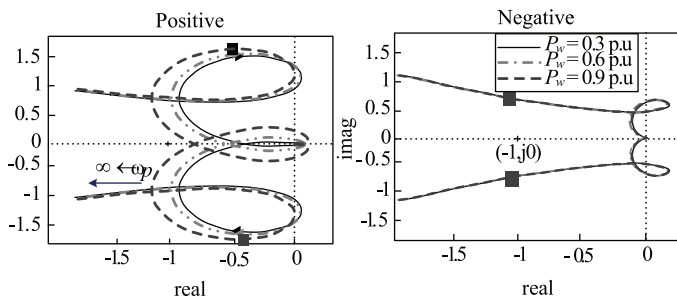


图6 风场出力对并网系统稳定性的影响

Fig. 6 Impact of wind farm power on grid-connected system stability

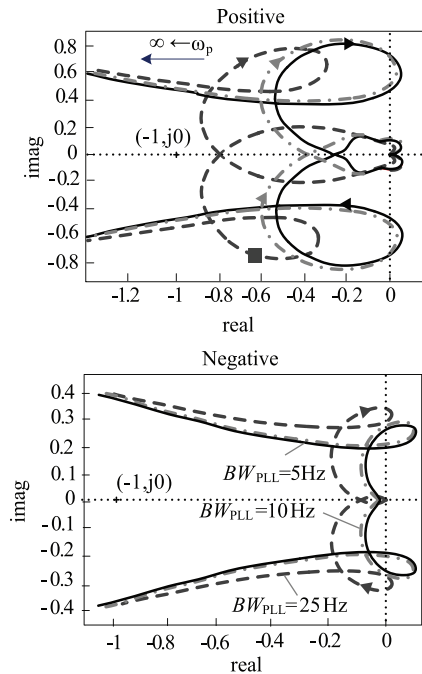


图7 锁相环带宽对并网系统稳定性的影响

Fig. 7 Impact of PLL bandwidth on grid-connected system stability

4 结束语

提出了一种基于谐波线性化的风场降阶方法。该方法充分考虑了风电场内部的动态特性及链路结构,将含 M 个 PMSG 的风电场分解为一系列等效的 PMSG 子系统。然后,通过采用特征值分解技术和矩阵摄动理论推导了降阶模型。最后文章利用 PSCAD/EMTDC 仿真平台将所提方法与风场全阶模型进行对比验证,得到以下结论:

(1) 文章充分考虑了 PMSG 的控制器模型、锁相环和 LC 滤波器,并利用小信号阻抗法推导了 PMSG 的全频域精细阻抗模型,可用于多种情况下的振荡稳定性分析;

(2) 所提方法可以根据不同的情况将复杂风电场简化为一个或多个并联受控电流源的 PMSG 降阶子系统,并且能够保留风场的主导动态特性,保证模型精度的同时,还能够显著减少计算负担;

(3) 仿真结果表明,采用所提方法得到的风场降阶模型等值阻抗与扫频得到的风场全阶模型等值阻抗的幅值和相角吻合度较高,表明了该方法的有效性和准确性。

参考文献

- [1] 张欣, 黄永章. 大规模风电接入对系统功角稳定性影响的研究[J]. 电测与仪表, 2021, 58(5): 119-124.

- Zhang Xin, Huang Yongzhang. Research on the effect of large-scale wind power integration on the power angle stability[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2021, 58(5): 119-124.
- [2] 王杰, 彭志伟, 田宇, 等. 双馈风电机组故障穿越对系统暂态稳定的影响[J]. 电测与仪表, 2021, 58(5): 112-118.
- Wang Jie, Peng Zhiwei, Tian Yu, et al. Influence of fault ride-through of doubly-fed induction generators on transient stability of power systems[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2021, 58(5): 112-118.
- [3] 周孝信, 陈树勇, 鲁宗相, 等. 能源转型中我国新一代电力系统的技术特征[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 1893-1904.
- Zhou Xiaoxin, Chen Shuyong, Lu Zongxiang, et al. Technology features of the new generation power system in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 1893-1904.
- [4] D. Kim and M. A. El-Sharkawi. Dynamic equivalent model of wind power plant using an aggregation technique[J]. IEEE Trans. Energy Convers., 2015, 30(4): 1639-1649.
- [5] W. Li, P. Chao, X. Liang, D. Xu, and X. Jin. An improved single-machine equivalent method of wind power plants by calibrating power recovery behaviors[J]. IEEE Trans. Power Syst., 2018, 33(4): 4371-4381.
- [6] Y. Wang, C. Lu, L. Zhu, G. Zhang, X. Li, and Y. Chen. Comprehensive modeling and parameter identification of wind farms based on wide-area measurement systems[J]. J. Mod. Power Syst. Clean Energy, vol. 4, no. 3, pp. 383-393, Jul. 2016.
- [7] D. Kim and M. A. El-Sharkawi. Dynamic Equivalent Model of Wind Power Plant Using Parameter Identification[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2016, 31(1): 37-45.
- [8] P. Wang, Z. Zhang, Q. Huang, et al. Improved wind farm aggregated modeling method for large-scale power system stability studies[J]. IEEE Trans. Power Syst., 2018, 33(6): 6332-6342.
- [9] I. Erlich et al. Determination of dynamic wind farm equivalents using heuristic optimization[C]. San Diego, CA: IEEE, 2012: 1-8.
- [10] W. Du, W. Dong and H. Wang. A Method of Reduced-Order Modal Computation for Planning Grid Connection of a Large-Scale Wind Farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(3): 1185-1198.
- [11] B. Shao, S. Zhao, B. Gao, Y. Yang and F. Blaabjerg. Adequacy of the Single-Generator Equivalent Model for Stability Analysis in Wind Farms With VSC-HVDC Systems[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2021, 36(2): 907-918.
- [12] W. Du, W. Dong and H. F. Wang. Small-Signal Stability Limit of a Grid-Connected PMSG Wind Farm Dominated by the Dynamics of PLLs[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(3): 2093-2107.
- [13] Y. Qiu, M. Xu, J. Sun, and F. C. Lee. A generic high-frequency model for the nonlinearities in buck converters[J]. IEEE Trans. Power Electron., 2007, 22(5): 1970-1977.
- [14] J. Sun and K. J. Karimi. Small-signal input impedance modeling of line frequency rectifiers[J]. IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst., 2008, 44(4): 1489-1497.
- [15] X. Yue, X. Wang and F. Blaabjerg. Review of Small-Signal Modeling Methods Including Frequency-Coupling Dynamics of Power Converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(4): 3313-3328.
- [16] J. Lyu, X. Cai, and M. Molinas. Frequency domain stability analysis of MMC-based HVDC for wind farm integration[J]. IEEE J. Emerg. Sel. Top. Power Electron., 2016, 4(1): 141-151.
- [17] L. Jian. Current-Mode control: Modeling and its digital application[J]. Ph. D. dissertation, Dept. Elect. Eng, Virginia Tech, Blacksburg, VA, USA, 2009.
- [18] J. Sun. Impedance-Based Stability Criterion for Grid-Connected Inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.
- [19] A. Rygg, M. Molinas, C. Zhang and X. Cai. A Modified Sequence-Domain Impedance Definition and Its Equivalence to the dq-Domain Impedance Definition for the Stability Analysis of AC Power Electronic Systems[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(4): 1383-1396.
- [20] 董文凯, 杜文娟, 王海风. 用于振荡稳定性分析的并网风电场动态等效模型[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(1): 75-87.
- Dong Wenkai, Du Wenjuan, Wang Haifeng. Research on Dynamic Equivalent Model of a Grid-connected Wind Farm for Oscillation Stability Analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(5): 1421-1432.
- [21] 胡松涛. 自动控制理论[M]. 科学出版社, 2016, 第七版.
- [22] 刘永光, 孙超亮, 牛贞贞, 等. 改进型模糊C均值聚类算法的电力负荷特性分类技术研究[J]. 电测与仪表, 2014, 51(18): 5-9.
- Liu Yongguang, Sun Chaoliang, Niu Zhenzhen, et al. Research on the Improved Fuzzy C-Means Clustering Algorithm Based Power Load Characteristic Classification Technology[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2014, 51(18): 5-9.
- [23] C. Su, C. Liu, et al. Probabilistic power flow for multiple wind farms based on RVM and holomorphic embedding method[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2021: 130.
- [24] Hassan K. Khalil. Nonlinear system[M]. Prentice Hall Prentice-Hall, nc, 1996.
- [25] Stewart G W, SunJiguang. Matrix perturbation theory[M]. Boston: Academic Press, 1990.

作者简介:



苏晨博(1991—),男,博士研究生,研究方向为风电场规划、风力发电系统并网及其控制。
Email: sch2636@foxmail.com

刘崇茹(1977—),女,通信作者,教授,博士生导师,主要从事交直流混合系统分析与仿真、运行与控制的科研和教学工作。
Email: chongru.liu@ncepu.edu.cn

收稿日期:2022-02-12;修回日期:2022-03-17

(王克祥 编发)