

基于矩阵的迹的弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度小扰动振荡稳定性分析

刘克权¹, 刘文飞², 刘 春¹, 郝如海², 陈仕彬², 高 振³, 王 洋³

(1. 国网甘肃省电力公司, 甘肃 兰州 730070; 2. 国网甘肃省电力公司电力科学研究院, 甘肃 兰州 730070;
3. 四川大学 电气工程学院, 四川 成都 610065)

摘要:弱电网下锁相环与直流电压环强交互作用给并网永磁直驱风电场稳定运行带来了安全隐患, 以往研究主要采用基于具体仿真算例的模式分析法研究弱电网下风电场系统的锁相环或直流电压环稳定性规律, 无法揭示所得稳定规律的内在机理。为此, 建立考虑直流电压环和锁相环动态的并网永磁直驱风电场降阶模型, 推导出系统状态矩阵的迹的数学表达式, 从理论分析的角度揭示了弱电网下永磁直驱风电场的直流电压时间尺度小扰动稳定性规律。分析结果表明在风机控制参数固定不变的条件下, 当系统运行参数如线路电抗、风电场无功出力或风机数量增大时矩阵的迹向正方向移动, 这表明考虑锁相环动态影响时由直流电压动态主导的永磁直驱风电场系统至少有一个模式的阻尼变弱。

关键词:永磁直驱风机; 弱电网; 锁相环; 直流电压环动态; 矩阵的迹

中图分类号:TM 614; TM 712

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202201022

0 引言

大规模风力发电并网的安全与稳定运行对加快推动实现“双碳”目标起到关键作用。风力发电系统的电气部分主要基于电力电子变流器的矢量控制实现功率和电压的解耦^[1]。随着风电并网容量占比的升高, 电力系统的电力电子化程度愈发明显, 由风机换流器控制环节引发的系统振荡失稳问题给电网安全稳定运行带来了极大的隐患^[2-5]。弱电网下永磁直驱风电场的并网稳定性问题主要受网侧换流器(GSC)动态的影响^[6-7], 永磁直驱风机(PMSG)换流器控制系统主要采用基于 dq 坐标系的电流矢量控制策略, 通过三相同步锁相环(PLL)定位 dq 坐标系与电网 xy 公共坐标系下的相角, 从而保证风机系统与外部电网同步运行^[8-10]。

文献[11]研究了电流时间尺度下由PLL与网侧换流器电流环的交互作用所引发的弱电网下PMSG系统小扰动稳定性问题。文献[12-13]研究结果表明, 在直流电压时间尺度下PMSG小扰动稳定性主要由直流电压动态所对应的二阶线性系统主导。然而, 以往研究表明PLL的带宽可以在较宽的频带范围内变化。弱电网下, 当PLL带宽与PMSG网侧换流器的直流电压环带宽相接近时, 二者强交互作用将引发直流电压环对应模式的阻尼进一步恶化甚至引发小扰动失稳^[14-16]。文献[14]通过建立PMSG的

状态空间模型, 利用特征值法研究线路电抗和有功功率变化对直流电压动态主导的PMSG次同步振荡的影响, 算例结果显示当线路电抗或风机有功出力增大时, 系统参数安全域面积越窄, 系统阻尼越差。文献[15]通过建立考虑网侧换流器直流电压、无功控制外环和PLL动态的降阶模型, 研究了弱电网下各控制环的交互作用, 研究结果表明在直流电压时间尺度下, PLL与直流电压环的动态交互作用是导致PMSG系统小扰动稳定性进一步恶化的主要原因。然而以上文献主要通过模式分析法分析PMSG系统小扰动稳定规律, 所得结论缺少理论依据。文献[16]通过建立直流电压时间尺度下永磁直驱风电场降阶模型, 结合Routh-Hurwitz稳定判据定量研究了弱电网下永磁直驱风电场在直流电压时间尺度下的小扰动稳定极限问题, 其研究的局限性在于所得稳定极限解析式过于复杂, 仍需借助计算机进行辅助分析。文献[17]分析了可对风电场进行单机等值的理论依据和成立条件, 并提出了可用于振荡分析的风电场动态等效模型。文献[18]利用风电场单机等效模型, 建立保留PLL和线路动态的二阶PMSG模型, 推导得到永磁直驱风电场小扰动稳定极限的解析式, 利用解析结果解释了弱电网下永磁直驱风电场由PLL动态主导的小扰动稳定性受风机有功出力和风机数量等因素影响的规律。

本文尝试从理论角度揭示弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度小扰动稳定性规律。首先建立考虑PLL和直流电压环动态的永磁直驱风电场等效降阶模型; 然后基于降阶模型状态矩阵的迹的解析式, 分析得到弱电网下永磁直驱风电场等效降阶

收稿日期: 2021-03-21; 修回日期: 2021-11-29

在线出版日期: 2022-01-26

基金项目: 国家电网有限公司科技项目(522722191009)

Project supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China(522722191009)

系统全部模式总阻尼受线路电抗、风机数量和风机无功出力等运行参数的影响规律;最后通过非线性时域仿真算例验证本文所得结论的正确性。

1 并网永磁直驱风电场的闭环模型

1.1 并网永磁直驱风电场模型

图1为含 N 台PMSG的永磁直驱风电场拓扑结构图,风电场整体呈现放射状拓扑结构,共含有 M 条汇流支路,各汇流支路将风机发电功率经母线汇集后通过远距离交流输电线路馈送至受端交流电网。图中, x_L 为交流线路电抗。

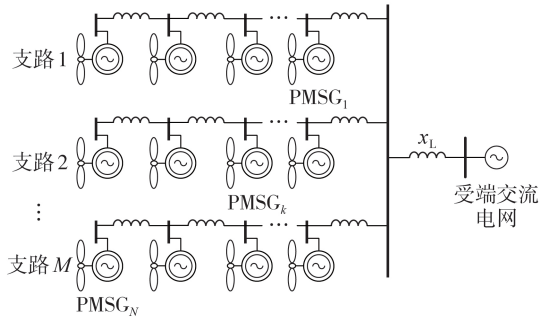


图1 含 N 台PMSG的并网永磁直驱风电场结构图

Fig.1 Structure diagram of grid-connected PMSG wind farm with N PMSGs

风电场中第 k 台($k=1, 2, \dots, N$)PMSG的 n 阶线性化状态空间模型可表示为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta X_k}{dt} = A_k \Delta X_k + B_k \Delta V_{xyk} \\ \Delta I_{xyk} = C_k \Delta X_k \end{cases} \quad (1)$$

式中: ΔX_k 为第 k 台PMSG的状态向量小扰动分量; ΔV_{xyk} 和 ΔI_{xyk} 分别为 xy 公共坐标系下第 k 台PMSG的端口电压和输出电流向量的小扰动分量; A_k 、 B_k 和 C_k 分别为第 k 台PMSG的系统状态矩阵、输入矩阵和输出矩阵。

若将受端交流电网视为理想电网,则各风机的端口电压与输出电流之间的网络关系可表示为^[16]:

$$\Delta V = X_E \Delta I \quad (2)$$

$$\Delta V = [\Delta V_{xy1}^T \ \Delta V_{xy2}^T \ \cdots \ \Delta V_{xyN}^T]^T$$

$$\Delta I = [\Delta I_{xy1}^T \ \Delta I_{xy2}^T \ \cdots \ \Delta I_{xyN}^T]^T$$

式中: X_E 为网络阻抗矩阵。

当研究直流电压时间尺度下系统稳定性时,可忽略线路电抗的动态影响^[16],则网络阻抗矩阵 X_E 可表示为:

$$X_E = \begin{bmatrix} x_{11}H & x_{12}H & \cdots & x_{1N}H \\ x_{21}H & x_{22}H & \cdots & x_{2N}H \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ x_{N1}H & x_{N2}H & \cdots & x_{NN}H \end{bmatrix}, \quad H = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

式中: x_{ij} ($i, j=1, 2, \dots, N$)为风电场网络矩阵 X_{net} 中的

元素, X_{net} 如式(4)所示。

$$X_{net} = \begin{bmatrix} x_{11} & x_{12} & \cdots & x_{1N} \\ x_{21} & x_{22} & \cdots & x_{2N} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ x_{N1} & x_{N2} & \cdots & x_{NN} \end{bmatrix} \quad (4)$$

风电场网络矩阵形成原则^[18]简述如下:自阻抗 x_{ii} 为第 i 台风机所发电流从PMSG的端口到受端理想电网所流经线路的阻抗之和;互阻抗 x_{ij} 为第 i 台风机和第 j 台风机所发电流公共流经线路的阻抗之和。

将各风机状态空间模型(式(1))与风电场网络矩阵模型(式(2))联立可得并网永磁直驱风电场的闭环模型为:

$$\frac{d\Delta X_R}{dt} = A_R \Delta X_R \quad (5)$$

$$\Delta X_R = [\Delta X_1^T \ \Delta X_2^T \ \cdots \ \Delta X_N^T]^T$$

$$A_R = d_i[A_k] + A_R = d_i[A_k] + d_i[B_k]X_E d_i[C_k]$$

式中: $k=1, 2, \dots, N$; $d_i[A_k]$ 、 $d_i[B_k]$ 和 $d_i[C_k]$ 分别为 A_k 、 B_k 和 C_k 的分块对角阵。

1.2 并网永磁直驱风电场等效子系统模型

当风电场规模不大,各风机由同一厂家生产时,风机参数和输出功率等基本相同。由于本文主要研究风机数量和交流输电线路电抗对系统稳定性的影响,不研究风电场汇集系统拓扑结构和汇集线路参数的影响,故有如下合理假设条件:

1)风电场内所有风机的线性动态方程相同;

2)忽略风电场汇集系统拓扑结构和汇集线路参数的影响。

关于上述2条假设对并网风电场系统小扰动稳定影响规律,文献^[17]已进行了详细的研究,本文不再赘述。

根据以上2条假设,可将原阶数为 $N \times n$ 的高阶风电场模型通过等效变换解耦为阶数等于单台并网风机的动态等效子系统模型(阶数为 n),并用其来研究原并网风电场的小干扰稳定性问题^[18]。由假设1)可知风机具有完全相同的线性化方程,此时有 $A_k = A_p$ 、 $B_k = B_p$ 、 $C_k = C_p$ ($k=1, 2, \dots, N$)。因此,可将式(5)所示的 $N \times n$ 阶并网风电场模型变换为如下 N 个独立的 n 阶等效子系统:

$$\frac{d\Delta Z_i}{dt} = A_{zi} \Delta Z_i \quad i=1, 2, \dots, N \quad (6)$$

$$A_{zi} = A_p + \eta_i B_p H C_p \quad (7)$$

式中: η_i 为风电场网络矩阵 X_{net} 的第 i 个特征值; ΔZ_i 为第 i 个等效子系统状态向量。由假设2)可知,此时风电场网络矩阵 X_{net} 的表达式可简化为:

$$X_{net} = \begin{bmatrix} x_L & x_L & \cdots & x_L \\ x_L & x_L & \cdots & x_L \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ x_L & x_L & \cdots & x_L \end{bmatrix} \quad (8)$$

根据式(8)可知矩阵 X_{net} 的 N 个特征值为:

$$\eta_N = Nx_L, \quad \eta_i = 0 \quad i=1, 2, \dots, N-1 \quad (9)$$

故考虑风电场与输电线路电抗交互作用的并网永磁直驱风电场模型可由第 N 个等效子系统表示为:

$$A_{zN} = A_p + Nx_L B_p H C_p \quad (10)$$

根据式(10)可知等效子系统模型可表示为单台PMSG经线路电抗 Nx_L 接入理想交流电网。

1.3 考虑PLL和直流电压动态的永磁直驱风电场等效子系统模型

由文献[15]可知,研究弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度的小扰动稳定性时,PLL与直流电压模式强交互作用对由直流电压动态主导的PMSG小扰动稳定性具有明显影响。故为降低模型阶数,简化推导过程的同时考虑PLL对直流电压环的交互作用,将阶数为 n 的全阶模型(式(10))降阶为考虑PLL动态和直流电压环动态的四阶模型。图2为 dq 坐标系下风电场中第 k 台PMSG的结构示意图。图中: V_k, θ_k 分别为第 k 台PMSG的机端电压幅值、相角; I_{dk}, I_{qk} 分别为第 k 台PMSG输出电流的 d, q 轴分量; P_{mk}, P_k 分别为第 k 台PMSG的直流电容输入侧、输出侧的有功功率; V_{dck} 为第 k 台PMSG直流电容电压; $C_{\text{dck}}, X_{\text{lk}}$ 分别为第 k 台PMSG的直流电容、滤波电抗; $\theta_{\text{pll}k}$ 为第 k 台PMSG的PLL输出相角。

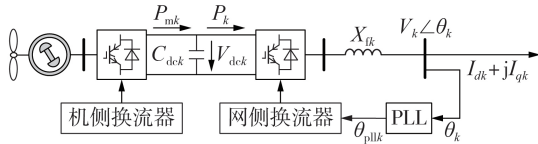


图2 第 k 台PMSG的结构示意图

Fig.2 Structure schematic diagram of PMSG_k

建立保留PLL和直流电压动态的PMSG降阶模型时,有如下合理假设条件^[16,18]:

- 1) 忽略脉宽调制(PWM)动态的影响;
- 2) 由于网侧换流器内环电流动态比外环电压的动态至少快10倍,故可以忽略内环电流动态的影响;

- 3) 忽略PMSG永磁机和机侧换流器的影响;
- 4) 忽略网侧换流器无功外环的动态过程;
- 5) 忽略不计换流器的内部功率损耗。

PLL采用目前广泛应用的三相同步PLL控制策略,其工作原理和小信号控制框图分别如图3(a)、(b)所示。图中: K_{p_pll} 和 K_{i_pll} 分别为第 k 台PMSG锁相环PI控制器的比例系数和积分系数; $\Delta\theta_k$ 和 $\Delta\theta_{\text{pll}k}$ 分别为第 k 台PMSG机端电压相角小扰动分量和PLL输出相角小扰动分量; $\Delta x_{\text{pll}k}$ 为第 k 台PMSG PLL积分状态变量小扰动分量; $F(s)$ 为低通滤波器传递函数; V_{k0} 为第 k 台PMSG机端电压幅值的稳态值。

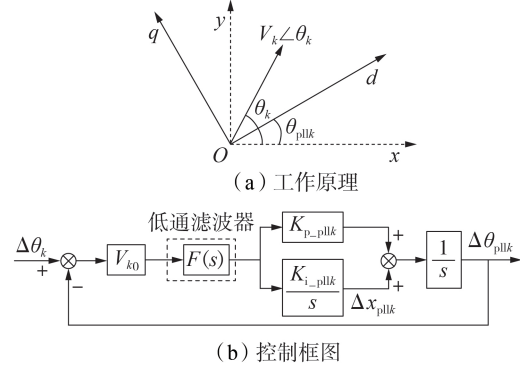


图3 PLL工作原理和小信号控制框图

Fig.3 Operating principle and small signal control block diagram of PLL

由图3(a)可得机端电压相角与 xy 公共坐标系下电压分量的关系为:

$$\Delta\theta_k = c_1^T \Delta V_{xyk} \quad (11)$$

$$c_1^T = \begin{bmatrix} -\frac{V_{yk0}}{V_{k0}^2} & \frac{V_{xk0}}{V_{k0}^2} \end{bmatrix}$$

式中: V_{xk0}, V_{yk0} 分别为第 k 台PMSG机端电压稳态值的 x, y 轴分量。

由图3(a)可得 xy 坐标系与 dq 坐标系的变换关系为:

$$\begin{cases} \Delta I_{xyk} = K_1 \Delta I_{dqk} + c_2 \Delta \theta_{\text{pll}k} \\ \Delta V_{dqk} = K_2 \Delta V_{xyk} + c_3 \Delta \theta_{\text{pll}k} \end{cases} \quad (12)$$

$$c_2 = \begin{bmatrix} -I_{yk0} \\ I_{xk0} \end{bmatrix}, \quad c_3 = \begin{bmatrix} V_{qk0} \\ -V_{dk0} \end{bmatrix}$$

$$K_1 = \begin{bmatrix} \cos \theta_{k0} & -\sin \theta_{k0} \\ \sin \theta_{k0} & \cos \theta_{k0} \end{bmatrix}, \quad K_2 = \begin{bmatrix} \cos \theta_{k0} & \sin \theta_{k0} \\ -\sin \theta_{k0} & \cos \theta_{k0} \end{bmatrix}$$

式中: $\Delta I_{dqk}, \Delta V_{dqk}$ 分别为 dq 坐标系下第 k 台PMSG输出电流、机端电压小扰动向量; θ_{k0} 为第 k 台PMSG机端电压相角稳态值; I_{xk0}, I_{yk0} 分别为第 k 台PMSG输出电流稳态值 x, y 轴分量; V_{dk0}, V_{qk0} 分别为第 k 台PMSG机端电压稳态值 d, q 轴分量。

研究永磁直驱风电场直流电压时间尺度小扰动稳定性时,图3(b)中低通滤波器的动态可忽略不计,从而得到PLL动态方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta x_{\text{pll}k}}{dt} = K_{i_pll} V_{k0} (\Delta\theta_k - \Delta\theta_{\text{pll}k}) \\ \frac{d\Delta\theta_{\text{pll}k}}{dt} = K_{p_pll} V_{k0} (\Delta\theta_k - \Delta\theta_{\text{pll}k}) + \Delta x_{\text{pll}k} \end{cases} \quad (13)$$

图4为PMSG网侧换流器矢量控制框图。忽略电流内环和无功环动态可得:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta x_{\text{vdck}}}{dt} = K_{i_vdck} \Delta V_{\text{dck}} \\ \Delta I_{dk} = \Delta I_{dk}^{\text{ref}} = K_{p_vdck} \Delta V_{\text{dck}} + \Delta x_{\text{vdck}} \\ \Delta I_{qk} = \Delta I_{qk}^{\text{ref}} = 0 \end{cases} \quad (14)$$

式中: K_{p_vdck}, K_{i_vdck} 分别为第 k 台PMSG直流电压环PI

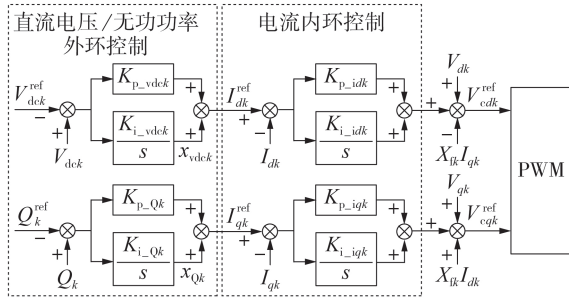


图4 PMSG网侧换流器矢量控制模型

Fig.4 Vector control model of GSC for PMSG

控制器的比例系数、积分系数; \$\Delta x_{vdc}\$ 为第 \$k\$ 台 PMSG 直流电压环 PI 控制器积分状态变量小扰动分量; \$\Delta V_{dck}\$ 为第 \$k\$ 台 PMSG 直流电压小扰动分量; \$\Delta I_{dk}\$、\$\Delta I_{qk}\$ 分别为第 \$k\$ 台 PMSG 输出电流 \$d\$、\$q\$ 轴小扰动分量; \$\Delta I_{dk}^{ref}\$、\$\Delta I_{qk}^{ref}\$ 分别为第 \$k\$ 台 PMSG 输出电流参考值小扰动分量的 \$d\$、\$q\$ 轴分量。

PMSG 直流电容电压动态方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta V_{dck}}{dt} = \frac{-1}{C_{dck} V_{dck0}} \Delta P_k = K_{dck} \Delta P_k \\ \Delta P_k = I_{dk0} \Delta V_{dk} + I_{qk0} \Delta V_{qk} + V_{dk0} \Delta I_{dk} + V_{qk0} \Delta I_{qk} \end{cases} \quad (15)$$

式中: \$\Delta P_k\$ 为第 \$k\$ 台 PMSG 有功功率小扰动分量; \$V_{dck0}\$ 为第 \$k\$ 台 PMSG 直流电压稳态值; \$I_{dk0}\$、\$I_{qk0}\$ 分别为第 \$k\$ 台 PMSG 输出电流稳态值 \$d\$、\$q\$ 轴分量。

在 1.2 节的假设条件下, 风电场 \$N\$ 台风机线性化状态空间方程完全相同, 故可以将式 (11)~(15) 中相关变量下角标 \$k\$ 去掉, 得到 PMSG 的开环状态空间模型为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta X_p}{dt} = A_p \Delta X_p + B_p \Delta V_{xy} \\ \Delta I_{xy} = C_p \Delta X_p \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \Delta X_p &= [\Delta V_{dc} \quad \Delta x_{vdc} \quad \Delta x_{pll} \quad \Delta \theta_{pll}]^T \\ \Delta V_{xy} &= [\Delta V_x \quad \Delta V_y]^T, \quad \Delta I_{xy} = [\Delta I_x \quad \Delta I_y]^T \\ A_p &= \begin{bmatrix} K_{dc} V_{d0} K_{p_vdc} & K_{dc} V_{d0} & 0 & K_{dc} Q_0 \\ K_{i_vdc} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -K_{i_pll} V_0 \\ 0 & 0 & 1 & -K_{p_pll} V_0 \end{bmatrix} \\ B_p &= \begin{bmatrix} K_{dc} I_{x0} & K_{dc} I_{y0} \\ 0 & 0 \\ -K_{i_pll} \frac{V_{y0}}{V_0} & K_{i_pll} \frac{V_{x0}}{V_0} \\ -K_{p_pll} \frac{V_{y0}}{V_0} & K_{p_pll} \frac{V_{x0}}{V_0} \end{bmatrix} \\ C_p &= \begin{bmatrix} K_{p_vdc} \cos \theta_0 & \cos \theta_0 & 0 & -I_{y0} \\ K_{p_vdc} \sin \theta_0 & \sin \theta_0 & 0 & I_{x0} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

式中: \$Q_0\$ 为风机输出的无功功率稳态值。

将式 (16) 代入式 (10), 可得考虑 PLL 和直流电压动态的永磁直驱风电场等效子系统的四阶状态矩

阵的详细表达式如式 (17) 所示。

$$A_{zN} = \begin{bmatrix} a_1 & K_{dc} V_{d0} + N x_L K_{dc} I_{q0} & 0 & K_{dc} Q_0 - N x_L K_{dc} I_0^2 \\ K_{i_vdc} & 0 & 0 & 0 \\ a_2 & N x_L K_{i_pll} \frac{V_{d0}}{V_0} & 0 & \frac{N x_L Q_0 K_{i_pll}}{V_0} - K_{i_pll} V_0 \\ a_3 & N x_L K_{p_pll} \frac{V_{d0}}{V_0} & 1 & \frac{N x_L Q_0 K_{p_pll}}{V_0} - K_{p_pll} V_0 \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$a_1 = K_{dc} V_{d0} K_{p_vdc} + N x_L K_{dc} K_{p_vdc} I_{q0} \\ a_2 = \frac{N x_L K_{i_pll} K_{p_vdc} V_{d0}}{V_0}, \quad a_3 = \frac{N x_L K_{p_pll} K_{p_vdc} V_{d0}}{V_0}$$

式中: \$I_0\$ 为风机输出电流幅值的稳态值。

2 保留 PLL 和直流电压环动态的永磁直驱风电场小扰动稳定性规律

根据矩阵论中相关理论可知, \$m \times m\$ 阶矩阵的迹定义为矩阵主对角元素之和, 其值等于矩阵全部特征值之和。设 PLL 和直流电压环模式分别为 \$\lambda_{PLL} = \xi_{PLL} \pm j\omega_{PLL}\$ 和 \$\lambda_{dc} = \xi_{dc} \pm j\omega_{dc0}\$ 则四阶状态空间矩阵 \$A_{zN}\$ 的迹为:

$$T_r(A_{zN}) = 2(\xi_{PLL} + \xi_{dc}) \quad (18)$$

式中: \$T_r(\cdot)\$ 表示矩阵 \$(\cdot)\$ 的迹。

由式 (18) 可知, 矩阵 \$A_{zN}\$ 的迹等于 PLL 和直流电压环模式实部之和的 2 倍。根据式 (17), 可以得到矩阵 \$A_{zN}\$ 的迹的解析式为:

$$T_r(A_{zN}) = K_{dc} V_{d0} K_{p_vdc} + N x_L K_{dc} K_{p_vdc} I_{q0} + \frac{N x_L Q_0 K_{p_pll}}{V_0} - K_{p_pll} V_0 \quad (19)$$

稳态时 PMSG 端电压处在 \$d\$ 轴上, 则 \$V_{q0} = 0\$, \$V_{d0} = V_0\$, 故 \$I_{q0}\$ 与 \$Q_0\$ 之间的关系可表示为:

$$I_{q0} = -\frac{Q_0}{V_0} \quad (20)$$

将式 (20) 代入式 (19) 并合并同类项可得:

$$T_r(A_{zN}) = V_0 (-K_{p_vdc} K_{dc} + K_{p_pll}) \left(\frac{N x_L Q_0}{V_0^2} - 1 \right) \quad (21)$$

由式 (15) 可知 \$K_{dc} = \frac{-1}{C_{dc} V_{dc0}}\$, 将其代入式 (21) 可

最终得到矩阵 \$A_{zN}\$ 的迹的解析式为:

$$T_r(A_{zN}) = V_0 \left(\frac{K_{p_vdc}}{C_{dc} V_{dc0}} + K_{p_pll} \right) \left(\frac{N x_L Q_0}{V_0^2} - 1 \right) \quad (22)$$

由式 (22) 可知, 当风机控制参数、直流电容和直流电压参考值固定不变时, 风机数量 \$N\$、线路电抗 \$x_L\$、风机无功出力 \$Q_0\$ 对并网永磁直驱风电场等效子系统状态空间矩阵的迹的影响规律为:

1) 当其他参数不变, 线路电抗 \$x_L\$ 增大时, \$T_r(A_{zN})\$ 向正方向移动, 说明 PLL 和直流电压环二者至少有 1 个模式的阻尼降低;

2)当其他参数不变,风机无功出力 Q_0 增大时, $T_r(\mathbf{A}_{zN})$ 向正方向移动,说明PLL和直流电压环二者至少有1个模式的阻尼降低;

3)当其他参数不变,风机数量 N 增大时, $T_r(\mathbf{A}_{zN})$ 向正方向移动,说明PLL和直流电压环二者至少有1个模式的阻尼降低。

实际上根据以往研究成果可知,弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度小扰动稳定性主要由直流电压动态主导^[12-13]。故由以上3条规律并结合以往研究成果可进一步推理出如下结论:考虑PLL和直流电压动态交互作用时,系统运行参数(x_L 、 Q_0 或 N)增大,弱电网下永磁直驱风电场的直流电压环这一主导模式阻尼减弱。关于该结论的正确性可进一步通过阻尼转矩分析法进行论证,详见附录A。

3 算例分析

本文算例系统用10台PMSG并联结构的并网永磁直驱风电场,其中PMSG用文献[16]给出的十五阶模型和参数,单台风机默认有功出力 $P_0=0.25$ p.u.,无功出力 $Q_0=0.05$ p.u.,线路电抗 $x_L=0.07$ p.u.。在此基础上研究风机无功出力 Q_0 、线路电抗 x_L 和风机数量 N 的变化对并网风电场稳定性的影响规律。仿真平台采用的是MATLAB 2014a。

3.1 降阶模型的仿真验证

以风机无功出力 Q_0 变化为例,对比用全阶模型与降阶模型时PLL和直流电压环模式的差异,以验证本文所推导的降阶模型(即式(17))的合理性。当单台风机有功出力 $P_0=0.25$ p.u.,线路电抗 $x_L=0.05$ p.u.,风机数量 $N=10$,无功出力 Q_0 从0.04 p.u.增大到0.12 p.u.时,全阶模型和降阶模型下2种模式的计算结果如图5所示。

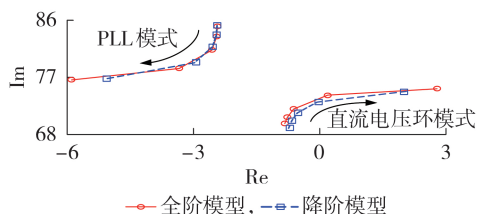


图5 2种模式的计算结果

Fig.5 Calculative results of two modals

由图5所示的模式对比结果可知,当直流电压环与PLL带宽接近时,在弱电网下随着无功出力的增大二者发生近似强模式谐振,导致直流电压环模式下的阻尼减弱甚至发生失稳现象。由图5可知,本文所推导的降阶模型与全阶模型的模式轨迹变化趋势基本一致,可以用来研究弱电网下永磁直驱风电场的小扰动稳定性问题。

3.2 输电线路电抗 x_L 对风电场小干扰稳定性的影响

根据第2节所得影响规律1),输电线路电抗 x_L 增大会导致并网永磁直驱风电场PLL或直流电压环模式下的阻尼降低。在 x_L 从0.05 p.u.增大到0.11 p.u.的过程中,计算并网永磁直驱风电场矩阵 $\mathbf{A}_{zN}$ 的特征值,根据参与因子得到PLL和直流电压环模式变化规律,如表1所示,表中 x_L 为标么值。根据表1可知,随着 x_L 增大,直流电压环模式下的阻尼逐渐变弱直到失稳,矩阵的迹随着 x_L 的增大不断向正方向移动,这与第2节所描述的规律是一致的。

表1 x_L 变化时2种模式的计算结果

Table 1 Calculative results of two modals with variation of x_L

x_L	PLL模式	直流电压环模式	$T_r(\mathbf{A}_{zN})$
0.05	-2.43+j84.24	-0.81+j70.18	-6.48
0.07	-2.46+j81.30	-0.67+j71.00	-6.26
0.09	-3.70+j76.25	0.71+j73.27	-5.89
0.11	-7.70+j73.17	4.89+j72.65	-5.62

0.5 s时,风机有功出力发生小扰动,并在0.55 s时切除扰动,得到非线性仿真结果如图6所示,图中永磁直驱风电场输出有功功率为标么值。由图6可知,当 $x_L=0.09$ p.u.时,永磁直驱风电场有功出力发散失稳,这与表1所示的结果一致。

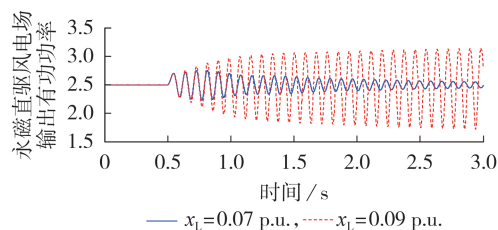


图6 非线性仿真结果

Fig.6 Nonlinear simulative results

3.3 PMSG无功出力 Q_0 对风电场小干扰稳定性的影响

根据第2节所得影响规律2),风机无功出力 Q_0 增大会导致并网永磁直驱风电场PLL或直流电压环模式下的阻尼降低。在 Q_0 从0.03 p.u.增大到0.09 p.u.的过程中,计算并网永磁直驱风电场矩阵 $\mathbf{A}_{zN}$ 的特征值,根据参与因子得到PLL和直流电压环模式下的变化规律见附录B表B1。根据表B1可知,随着 Q_0 增大,直流电压环模式下的阻尼逐渐变弱直到失稳,矩阵的迹随着 Q_0 的增大不断向正方向移动,这与第2节所描述的规律是一致的。

扰动设置与3.3节一致,得到非线性仿真结果见附录B图B1。由图可知,当 $Q_0=0.07$ p.u.时,永磁直驱风电场有功出力波形发散失稳,并网永磁直驱风电场小扰动失稳,这与附录B表B1所示的结果相吻合。

3.4 风机数量 N 对风电场小干扰稳定性的影响

根据第2节所得影响规律3), 风机数量 N 增大, 会导致并网永磁直驱风电场PLL或直流电压环模式下的阻尼降低。在 N 从7增大到16的过程中, 计算并网永磁直驱风电场矩阵 A_{Σ} 的特征值, 根据参与因子得到PLL和直流电压环模式下的变化规律, 见附录B表B2。根据表B2可知, 随着 N 增大, 直流电压环模式下的阻尼逐渐变弱直到失稳, 矩阵的迹随着 N 的增大不断向正方向移动, 这与第2节所描述的规律是一致的。

扰动设置与3.3节一致, 得到非线性仿真结果见附录B图B2。由图可知, 当 $N=13$ 时, 永磁直驱风电场有功出力波形发散失稳, 并网永磁直驱风电场小扰动失稳, 这与附录B表B2所示的结果相吻合。

4 结语

本文主要通过矩阵的迹分析了弱电网下永磁直驱风电场直流电压时间尺度的小扰动稳定性规律, 从理论上揭示了线路电抗 x_L 、风电场无功出力 Q_0 和风机数量 N 与风电场系统稳定性之间的内在规律, 即 x_L 、 Q_0 或 N 的增大会导致直流电压环或者PLL模式下的阻尼降低, 从而使风电场系统稳定性变差甚至发生小扰动失稳。

本文的主要贡献有以下2点:

1) 利用矩阵的迹从理论公式的角度揭示了弱电网下永磁直驱风电场系统受线路电抗、风电场无功出力、风机数量等因素的影响规律, 从理论上解释了以往通过特征值法所得并网风电场稳定性结论的合理性;

2) 基于矩阵的迹首次从理论上得出当线路电抗、无功出力或风机数量增大时, 直流电压环模式和PLL模式二者之中必定有1个模式阻尼会变差。

下一步研究将围绕如何利用矩阵的迹给出系统稳定判据和控制参数协调整定工作而展开。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] LI Y, FAN L, MIAO Z. Wind in weak grids: low-frequency oscillations, sub-synchronous oscillations and torsional interactions[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(1): 109-118.
- [2] 张广学, 张雅阁, 方冉, 等. 弱电网下双馈风电机组电网电压扰动补偿控制策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(6): 146-159. ZHANG Guangxue, ZHANG Yage, FANG Ran, et al. Control strategy of disturbance compensation for grid voltage of DFIG based wind turbine in weak grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(6): 146-159.
- [3] 张明远, 肖仕武, 田恬, 等. 基于阻抗灵敏度的直驱风电场并网次同步振荡影响因素及参数调整分析[J]. 电网技术, 2018, 42(9): 2768-2777. ZHANG Mingyuan, XIAO Shiwu, TIAN Tian, et al. Analysis of SSO influencing factors and parameter adjustment for grid-connected full converter wind farm based on impedance sensitivity[J]. Power System Technology, 2018, 42(9): 2768-2777.
- [4] 汪海蛟, 何国庆, 刘纯, 等. 计及频率耦合和汇集网络的风电场序阻抗模型等值方法[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(15): 87-92. WANG Haijiao, HE Guoqing, LIU Chun, et al. Equivalent method for sequence impedance model of wind farms considering frequency coupling and collecting network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(15): 87-92.
- [5] 王伟胜, 张冲, 何国庆, 等. 大规模风电场并网系统次同步振荡研究综述[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1050-1060. WANG Weisheng, ZHANG Chong, HE Guoqing, et al. Overview of research on subsynchronous oscillations in large-scale wind farm integrated system[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1050-1060.
- [6] 曹娜, 辛贵峰, 于群. 计及锁相环的直驱风电机组间相互作用模型及机理分析[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(8): 89-98. CAO Na, XIN Guifeng, YU Qun. Interaction model and mechanism analysis of direct-drive wind turbines considering PLL[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(8): 89-98.
- [7] NICHOLAS P, JOVICIC J. Stability of a variable speed permanent magnet wind generator with weak AC grids[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2010, 25(4): 2779-2788.
- [8] 吴广禄, 周孝信, 王姗姗, 等. 柔性直流输电接入弱交流电网时锁相环和电流环交互作用机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(9): 2622-2633. WU Guanglu, ZHOU Xiaoxin, WANG Shanshan, et al. Analytical research on the mechanism of the interaction between PLL and inner current loop when VSC-HVDC connected to weak grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(9): 2622-2633.
- [9] WEN B, BOROEYEVICH D, BURGOS R, et al. Analysis of D-Q small signal impedance of grid tied inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2016, 31(1): 675-687.
- [10] 李景一, 毕天姝, 于钊, 等. 直驱风机变流控制系统对次同步频率分量的响应机理研究[J]. 电网技术, 2017, 41(6): 1734-1740. LI Jingyi, BI Tianshu, YU Zhao, et al. Study on response characteristics of grid converter control system of permanent magnet synchronous generators to subsynchronous frequency component[J]. Power System Technology, 2017, 41(6): 1734-1740.
- [11] MIDTSUND T, SUUL J A, UNDELAND T. Evaluation of current controller performance and stability for voltage source converters connected to a weak grid[C]//the 2nd International Symposium on Power Electronic Distribution Generation Systems. Hefei, China: IEEE, 2010: 382-388.
- [12] YUAN X, WANG F, BOROEYEVICH D, et al. DC-link voltage control of a full power converter for wind generator operating in weak-grid systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24(9): 2178-2192.
- [13] YUAN H, YUAN X, HU J. Modeling of grid-connected VSCs for power system small-signal stability analysis in DC-link voltage control timescale[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(5): 3981-3991.
- [14] 任必兴, 杜文娟, 王海风, 等. 锁相环控制对永磁直驱风机并网次同步振荡稳定性的影响: 控制参数安全域[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(9): 142-149. REN Bixing, DU Wenjuan, WANG Haifeng, et al. Influence of PLL control on sub-synchronous oscillation stability of grid-connected PMSG: control parameter safety region[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(9): 142-149.
- [15] HUANG Y, YUAN X, HU J, et al. Modeling of VSC connected to weak grid for stability analysis of DC-link voltage control[J]. IEEE Journal of Emerging & Selected Topics in

Power Electronics, 2015, 3(4):1193-1204.

- [16] DU W J, WANG Y J, WANG H F. Small-disturbance stability limit of a grid-connected wind farm with PMSGs in the timescale of DC voltage dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3):2366-2379.
- [17] 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模型[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(1):75-88.
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, 2021, 41(1):75-88.
- [18] 董文凯, 杜文娟, 王海风. 弱连接条件下锁相环动态主导的并网直驱风电场小干扰稳定性研究[J]. 电工技术学报, 2021, 36(3):609-622.
DONG Wenkai, DU Wenjuan, WANG Haifeng. Small-signal sta-

bility of a grid connected PMSG wind farm dominated by dynamics of PLLs under weak grid connection[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(3):609-622.

作者简介:



刘克权

刘克权(1981—),男,高级工程师,硕士研究生,主要研究方向为电力系统调度运行与优化控制(E-mail: 13893110868@163.com);

高 振(1991—),男,博士研究生,通信作者,主要研究方向为新能源电力系统稳定分析与控制(E-mail: 1548132919@qq.com)。

(编辑 李玮)

Small disturbance oscillation stability analysis of permanent magnet synchronous generator wind farm under weak grid in DC voltage timescale based on matrix trace

LIU Kequan¹, LIU Wenfei², LIU Chun¹, HAO Ruhai², CHEN Shibin², GAO Zhen³, WANG Yang³

(1. State Grid Gansu Electric Power Company, Lanzhou 730070, China;

2. State Grid Gansu Electric Power Research Institute, Lanzhou 730070, China;

3. School of Electric Engineering, Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: The strong interaction between PLL (Phase-Locked Loop) and DC voltage loop brings safety hazard to the stable operation of grid-connected permanent magnet synchronous generator wind farm under weak grid. In previous researches, the modal analysis method based on detailed simulation cases is mainly used to study the stability law of the wind farm system induced by PLL or DC voltage loop under weak grid, while the internal mechanism of stability law obtained by this method cannot be revealed. For that, the reduced order model considering the dynamics of DC voltage loop and PLL is built, and the mathematic expression of matrix trace is deduced. The small disturbance stability law of the permanent magnet synchronous generator wind farm under weak grid in DC voltage time scale is revealed theoretically. Analysis results show that under the condition of the control parameters for wind turbine are fixed, when the system operating parameters such as the line reactance, the reactive power output of wind farm or the number of wind turbine increase, the matrix trace moves toward the positive direction, which shows that when considering the dynamic influence of PLL, the damping of at least one mode for the permanent magnet synchronous generator wind farm system dominated by DC voltage loop dynamic is weakened.

Key words: permanent magnet synchronous generator; weak grid; phase locked loops; DC voltage loop dynamic; matrix trace

附录 A

由式 (17) 可得弱电网下永磁直驱风电场直流电压振荡回路二阶微分方程为：

$$\Delta \ddot{x}_{dc} - a_{11} \Delta \dot{x}_{dc} - a_{21} a_{12} \Delta x_{dc} - a_{21} a_{14} \Delta \theta_{pll} = 0 \quad (A1)$$

由式 (A1) 可知，当忽略 PLL 动态即 $\Delta \theta_{pll}=0$ 时直流电压模式的实部 $\zeta_{dc}=0.5a_{11}$ 。故系统运行参数增大时， ζ_{dc} 向复平面右侧移动，弱电网下永磁直驱风电场小扰动稳定性降低。下面利用阻尼转矩法分析 PLL 动态对直流电压模式阻尼的影响。

PLL 到直流电压二阶振荡回路的阻尼通道为：

$$\Delta \theta_{pll} = F_{\theta}(s) \Delta V_{dc} \quad (A2)$$

式中： a_{ij} 为状态矩阵 $\mathbf{A}_{zN}$ 第 i 行第 j 列元素。

$$F_{\theta}(s) = \frac{a_{41}s^2 + (a_{31} + a_{42}a_{21})s + a_{32}a_{21}}{s(s^2 - a_{44}s - a_{34})} \quad (A3)$$

PLL 动态对直流电压模式提供的阻尼分量为：

$$R_e[F_{\theta}(\lambda_{dc})] \approx \frac{-\omega_{dc}^2}{\left(\omega_{dc}^3 + a_{34}\omega_{dc}\right)^2 + a_{44}^2\omega_{dc}^4} S_{dc} \quad (A4)$$

$$S_{dc} = (a_{31} + a_{42}a_{21} + a_{44}a_{41})\omega_{dc}^2 + a_{31}a_{34} + a_{42}a_{21}a_{34} - a_{32}a_{21}a_{44} \quad (A5)$$

通过代入实际控制参数可确定 $S_{dc}>0$ ， $a_{21}a_{14}<0$ ，则 PLL 动态对直流电压振荡回路提供阻尼分量为：

$$0.5a_{21}a_{14} R_e[F_{\theta}(\lambda_{dc})] > 0 \quad (A6)$$

由式 (A6) 可知，弱电网下在直流电压时间尺度 PLL 动态对直流电压振荡回路提供负阻尼，导致直流电压模式进一步向复平面右侧移动。

附录 B

表 B1 Q_0 变化时模式计算结果

Table B1 Modal calculative results with variation of Q_0

Q_0	PLL 模式	V_{dc} 模式	$T_i(\mathbf{A}_{zN})$
0.03	-2.38+j83.95	-0.81+j69.39	-6.38
0.05	-2.46+j81.30	-0.67+j71.00	-6.26
0.07	-3.65+j77.24	0.58+j73.97	-6.14
0.09	-7.02+j75.44	4.01+j74.61	-6.02

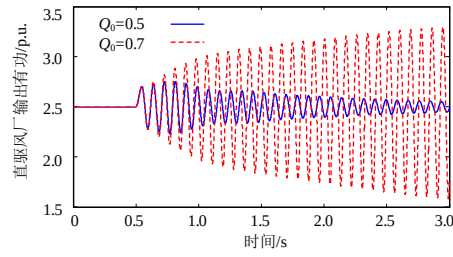


图 B1 非线性仿真结果($Q_0=0.5, Q_0=0.7$)

Fig.B1 Non-linear simulative results($Q_0=0.5, Q_0=0.7$)

表 B2 N 变化时模式计算结果

Table B2 Modal calculative results with variation of N

N	PLL 模式	V_{dc} 模式	$T_i(\mathbf{A}_{zN})$
7	-2.43+j84.40	-0.82+j70.13	-6.50
10	-2.46+j81.30	-0.67+j71.00	-6.26
13	-4.10+j75.85	1.10+j73.41	-6.00
16	-8.25+j72.75	5.44+j72.37	-5.62

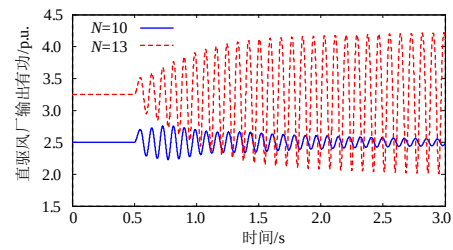


图 B2 非线性仿真结果($N=10, N=13$)

Fig.B2 Non-linear simulative results($N=10, N=13$)