

DOI: 10.12158/j.2096-3203.2020.01.024

直驱风电机组阻抗建模及次同步振荡影响因素分析

王利超¹, 于永军¹, 张明远², 肖仕武², 田颖池²

(1. 国网新疆电力有限公司电力科学研究院, 乌鲁木齐 830011;

2. 新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京 102206)

摘要:弱电网条件下直驱风电机组与电网的交互影响得到了国内外的广泛关注。目前,阻抗分析法是研究风电机组并网系统稳定性分析的主要研究方法之一,传统的基于 dq 坐标系的阻抗建模过程中忽略了直流侧电压波动及直流电压环的影响,并且未分析风电机组控制参数对系统稳定特性的影响。因此,以直驱风电机组并网系统为例,计及锁相环动态特性、直流侧电压波动和直流电压环,建立风电机组在 dq 坐标系下的阻抗模型,并通过扫频实测阻抗特性验证了理论模型的正确性。结合基于系统总阻抗矩阵行列式的稳定判据分析系统稳定性的影响因素,为风电机组控制参数的优化奠定基础。时域仿真结果验证了理论分析的正确性和有效性。

关键词:直驱风电机组; dq 轴阻抗建模;次同步振荡;稳定判据;控制参数

中图分类号:TM721

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2020)01-0170-08

0 引言

近年来,以光伏和风电为代表的新能源发电得到了快速发展和应用。与传统发电机组不同的是,新能源机组多采用电力电子变流器接入电网,变流器与电网相互作用可能引发新的谐振或振荡问题^[1-3],例如美国Ercot、Buffalo Ridge以及我国河北沽源地区风电场多次出现由串补线路引发的双馈风电机组次同步振荡(subsynchronous oscillation, SSO)^[4-5]。2015年7月,我国新疆某地区大规模直驱风电机组(direct drive permanent magnet synchronous generator, D-PMSG)在附近电网没有串补的情况下也出现了次同步频率范围内的持续功率振荡,严重威胁电网运行安全^[6]。

频域下的阻抗分析法是目前针对直驱风电机组接入弱交流电网SSO问题的主要研究方法之一,因其具有物理概念清晰、可扩展性强的优点,被广泛应用于新能源并网稳定分析中。阻抗分析法通过建立风电机组和电网的小信号频域阻抗模型,然后采用基于阻抗特性的频域稳定判据判定系统稳定性^[7-8]。当前,获得风电机组小信号阻抗模型的方式主要有同步旋转坐标系(dq)建模^[9]和三相(abc)建模^[10]。

三相建模的正负序阻抗模型采用了谐波线性化的建模方式,是一维阻抗,具有物理含义明确、易于分析的优点。文献[11—15]建立了风电机组的正负序阻抗模型,并结合基于阻抗特性的奈奎斯特

判据分析系统稳定性。但是,由于锁相环动态特性、 dq 轴控制器结构和参数不对称等因素的影响,正负序阻抗往往难以解耦^[16]。耦合项的存在使得采用正负序阻抗模型分析系统稳定性的结果存在误差。文献[17]通过解析推导证明了正负序阻抗之间耦合项的存在。

dq 坐标系下的阻抗模型是建立在旋转坐标系下的二维矩阵模型。与正负序阻抗模型不同的是, dq 阻抗模型通过矩阵非对角元素来体现建模过程中存在的耦合问题,从而使稳定性分析的结果更精确。文献[18—19]建立了逆变器在 dq 坐标系下的阻抗模型,并结合广义奈奎斯特判据分析了接入电网强弱、锁相环带宽等因素对并网系统稳定性的影响。文献[20]建立了双馈风电机组在 dq 坐标系下的导纳模型,结合广义奈奎斯特判据分析了电流环、锁相环等因素对系统稳定性的影响。已有文献在 dq 坐标系下建立直驱风电机组阻抗模型的过程中假定直流侧输入电压恒定,并忽略了直流电压环对阻抗模型的影响^[18]。此外,采用基于阻抗特性的广义奈奎斯特稳定判据使用起来较为复杂,文献[21]提出了一种基于系统总阻抗矩阵行列式的稳定判据,采用等效降阶的方式简化了稳定性分析的过程。

有鉴于此,文中在计及锁相环特性、直流侧电压波动、直流电压环等因素,建立了直驱风电机组在 dq 坐标系下的阻抗矩阵模型,并通过仿真“扫频”验证了阻抗建模结果的正确性。然后,采用基于系统总阻抗矩阵行列式的稳定判据分析了接入电网强弱和风电机组控制器参数对SSO特性的影

收稿日期:2019-07-13;修回日期:2019-08-25

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2018YFB0904003)

响,从理论上给出了风电机组控制参数优化调整方法。最后,通过时域仿真模型验证了理论分析结果的正确性和有效性。

1 直驱风电机组并网系统结构及阻抗模型

1.1 系统结构

直驱风电机组并网系统电路结构及内部控制示意如图 1 所示,采用脉冲宽度调制 (pulse width modulation, PWM) 逆变电路。

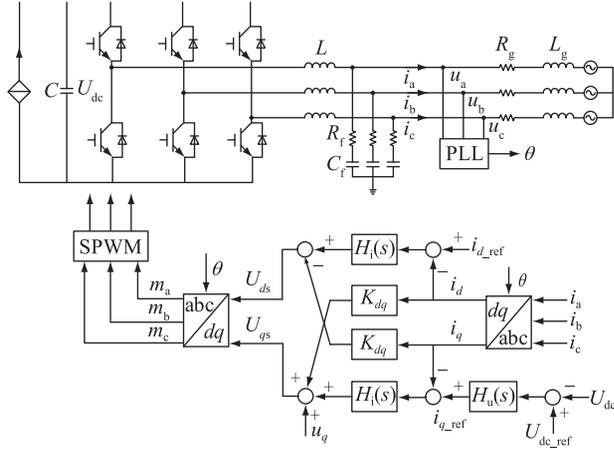


图 1 直驱风电机组并网系统电路结构及控制示意

Fig.1 Schematic diagram of the grid-connected D-PMSG system

图中 u_a, u_b, u_c 和 i_a, i_b, i_c 分别为并网点 (point of common coupling, PCC) 三相电压、电流; U_{dc} 为直流侧输入电压; C 为直流侧电容。电感 L 与 C_f, R_f 组成 LC 滤波电路,电阻 R_g 与电感 L_g 串联组成电网等值阻抗。 θ 为锁相环 (phase locked loop, PLL) 输出角度; $H_i(s)$ 为电流内环控制器传递函数; $H_u(s)$ 为直流电压外环传递函数; K_{dq} 为 dq 轴交叉解耦系数, $K_{dq} = \omega L$; U_{dc_ref} 为直流电压参考值; i_{d_ref} 为 d 轴电流参考值。文中采用阻抗分析法,推导了风电机组和电网在 dq 坐标系下的阻抗模型。

1.2 风电机组输出阻抗模型推导

为了建立风电机组在 dq 坐标系下的阻抗模型,在 PCC 点处注入小扰动的谐波电压,会在系统中产生一个电流响应,通过分析 PCC 点电压、电流获得风电机组在 dq 坐标系下的阻抗模型。

风电机组稳态运行时,系统坐标系与控制器坐标系重合。如果系统中存在一个小信号扰动,由于 PLL 的动态特性,两坐标系之间会存在角度差 $\hat{\theta}$,此时,系统坐标系向量到控制器坐标系向量的传递函数可用矩阵 T 表示^[18,22],如式(1)所示。

$$T = \begin{bmatrix} \cos \hat{\theta} & \sin \hat{\theta} \\ -\sin \hat{\theta} & \cos \hat{\theta} \end{bmatrix} \quad (1)$$

根据 PWM 逆变器的工作原理,可以获得风电机组在 dq 坐标系下的小信号交流模型^[23],如式(2)所示。

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} 0 & -\omega \\ \omega & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} - \frac{1}{L} \begin{bmatrix} \hat{u}_d^s \\ \hat{u}_q^s \end{bmatrix} + \\ \frac{1}{L} \begin{bmatrix} \hat{d}_d^s \\ \hat{d}_q^s \end{bmatrix} U_{dc} + \frac{1}{L} \begin{bmatrix} D_d^s \\ D_q^s \end{bmatrix} \hat{u}_{dc} \\ \hat{i}_{dc} = C \frac{d}{dt} \hat{u}_{dc} = [D_d^s \quad D_q^s] \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} + [\hat{d}_d^s \quad \hat{d}_q^s] \begin{bmatrix} I_d^s \\ I_q^s \end{bmatrix} \end{cases} \quad (2)$$

式中: \hat{i}_d^s, \hat{i}_q^s 分别为 PCC 点电流扰动量的 d, q 轴分量; \hat{u}_d^s, \hat{u}_q^s 分别为 PCC 点电压扰动量的 d, q 轴分量; \hat{d}_d^s, \hat{d}_q^s 分别为占空比扰动量的 d, q 轴分量; \hat{u}_{dc} 为直流侧电容电压扰动量; \hat{i}_{dc} 是直流侧电流扰动量; I_d^s, I_q^s 分别为稳态时 PCC 点电流的 d, q 轴分量; D_d^s, D_q^s 分别为稳态时占空比的 d, q 轴分量。

对式(2)进行拉普拉斯变换,且令 $\hat{u}^s = 0$ 后整理得到结果如式(3)所示。

$$\begin{bmatrix} sL & -\omega L & -D_d^s \\ \omega L & sL & -D_q^s \\ -D_d^s & -D_q^s & -sC \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \\ \hat{u}_{dc}^s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{dc} & 0 \\ 0 & U_{dc} \\ I_d^s & I_q^s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{d}_d^s \\ \hat{d}_q^s \end{bmatrix} \quad (3)$$

记:

$$A = \begin{bmatrix} sL & -\omega L & -D_d^s \\ \omega L & sL & -D_q^s \\ -D_d^s & -D_q^s & -sC \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} U_{dc} & 0 \\ 0 & U_{dc} \\ I_d^s & I_q^s \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$D = [0 \quad 0 \quad 1] \quad (7)$$

联立式(3)一式(6)得:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} = C \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \\ \hat{u}_{dc}^s \end{bmatrix} = CA^{-1} B_1 \begin{bmatrix} \hat{d}_d^s \\ \hat{d}_q^s \end{bmatrix} \quad (8)$$

联立式(3)一式(5)和式(7)得:

$$\hat{u}_{dc}^s = \mathbf{D} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \\ \hat{u}_{dc}^s \end{bmatrix} = \mathbf{D}\mathbf{A}^{-1}\mathbf{B}_1 \begin{bmatrix} \hat{d}_d^s \\ \hat{d}_q^s \end{bmatrix} \quad (9)$$

令矩阵:

$$\mathbf{G}_{id} = \mathbf{C}\mathbf{A}^{-1}\mathbf{B}_1 \quad (10)$$

$$\mathbf{G}_{vd} = \mathbf{D}\mathbf{A}^{-1}\mathbf{B}_1 \quad (11)$$

记:

$$\mathbf{B}_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (12)$$

对式(2)作拉普拉斯变换,且令 $\hat{d}^s=0$,同上可得相应传递函数矩阵为:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \\ \hat{u}_{dc}^s \end{bmatrix} = \mathbf{C} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \\ \hat{u}_{dc}^s \end{bmatrix} = \mathbf{C}(-\mathbf{A})^{-1}\mathbf{B}_2 \begin{bmatrix} \hat{u}_d^s \\ \hat{u}_q^s \end{bmatrix} \quad (13)$$

令矩阵:

$$\mathbf{Z}_{out}^{-1} = \mathbf{C}(-\mathbf{A})^{-1}\mathbf{B}_2 \quad (14)$$

$$\mathbf{G}_{ve} = \mathbf{D}(-\mathbf{A})^{-1}\mathbf{B}_2 \quad (15)$$

系统坐标系与控制器坐标系下电流关系为:

$$\begin{bmatrix} I_d^c + \hat{i}_d^c \\ I_q^c + \hat{i}_q^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_0 + \hat{\theta}) & \sin(\theta_0 + \hat{\theta}) \\ -\sin(\theta_0 + \hat{\theta}) & \cos(\theta_0 + \hat{\theta}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d^s + \hat{i}_d^s \\ I_q^s + \hat{i}_q^s \end{bmatrix} \quad (16)$$

式中: $I_d^c, I_q^c, I_d^s, I_q^s$ 分别为控制器坐标系、系统坐标系下PCC点电流稳态量 d, q 轴分量; $\hat{i}_d^c, \hat{i}_q^c, \hat{i}_d^s, \hat{i}_q^s$ 分别是控制器坐标系、系统坐标系下PCC点电流扰动量的 d, q 轴分量; θ_0 为稳态时PCC点的角度。

系统稳态时 $\hat{\theta}=0$,所以, $I_d^c = I_d^s, I_q^c = I_q^s$ 。扰动时 $\hat{\theta}$ 很小,为了简化推导过程,令: $\cos\hat{\theta}=1, \sin\hat{\theta}=\hat{\theta}$ 。对式(16)进行线性化处理并相应简化,得到:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_d^c \\ \hat{i}_q^c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & \frac{I_q^s H_{PLL}}{1 + U_0 H_{PLL}} \\ 0 & -\frac{I_d^s H_{PLL}}{1 + U_0 H_{PLL}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{u}_d^s \\ \hat{u}_q^s \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中: U_0 为PCC点基频电压分量幅值; H_{PLL} 为锁相环PLL的传递函数。国内外已有文献描述PLL阻抗建模过程,不再赘述,直接引用其建模结果^[24]。

令矩阵:

$$\mathbf{G}_{PLL,i} = \begin{bmatrix} 0 & I_q^s H_{PLL} / (1 + U_0 H_{PLL}) \\ 0 & -I_d^s H_{PLL} / (1 + U_0 H_{PLL}) \end{bmatrix} \quad (18)$$

同理,依据系统坐标系和控制器坐标系下占空比向量之间、电压向量之间的联系,可以求得相应矩阵 $\mathbf{G}_{PLL,d}$ 和 $\mathbf{G}_{PLL,u}$ 。电流内环控制器和直流电压外环控制器都采用比例积分(proportional integral, PI)控制,传递函数分别用 $\mathbf{G}_{ci}, \mathbf{G}_{cv}$ 表示。 dq 轴交叉解耦矩阵用 \mathbf{G}_{Kdq} 表示。

考虑电流环、直流电压环、锁相环、电压前馈及直流侧电压扰动,得到风电机组在 dq 坐标系下的阻抗模型框图如图2所示。

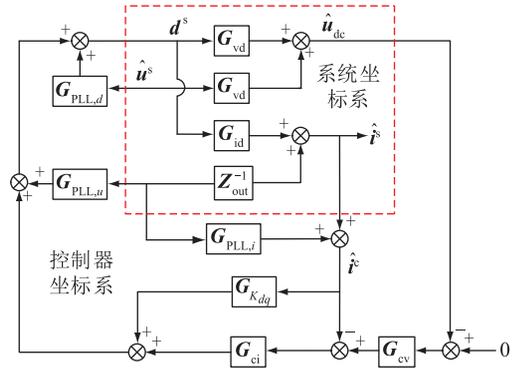


图2 风电机组阻抗模型

Fig.2 Block diagram of D-PMSG output impedance model

风电机组输出阻抗 \mathbf{Z}_s 可以由PCC点电压向量 \hat{u}^s ,电流向量 \hat{i}^s 计算得到:

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_d^s \\ \hat{u}_q^s \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} Z_{sdd} & Z_{sdq} \\ Z_{sqd} & Z_{sqq} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{i}_d^s \\ \hat{i}_q^s \end{bmatrix} \quad (19)$$

依据图2所示风电机组阻抗模型框图和式(19)所示风电机组输出阻抗定义,可获得风电机组在旋转 dq 坐标系下的输出阻抗,如式(20)所示:

$$\mathbf{Z}_s = [\mathbf{Z}_{out}^{-1} - \mathbf{G}_{id}(\mathbf{I} + \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{cv}\mathbf{G}_{vd}) - \mathbf{1} \times (\mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{cv}\mathbf{G}_{ve} + \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{PLL,i} - \mathbf{G}_{PLL,d} - \mathbf{G}_{PLL,u} - \mathbf{G}_{Kdq}\mathbf{G}_{PLL,i})]^{-1} \times [\mathbf{I} - \mathbf{G}_{id}(\mathbf{I} + \mathbf{G}_{ci}\mathbf{G}_{cv}\mathbf{G}_{vd})^{-1}(\mathbf{G}_{Kdq} - \mathbf{G}_{ci})] \quad (20)$$

1.3 电网阻抗建模

电网阻抗形式简单,通常呈阻感性,以电阻和电感串联来模拟电网阻抗,如式(21)所示。

$$\mathbf{Z}_g = \begin{bmatrix} R_g + sL_g & -\omega L_g \\ \omega L_g & R_g + sL_g \end{bmatrix} \quad (21)$$

式中: R_g, L_g 分别为电网侧等值电阻、电感。

1.4 风电机组输出阻抗模型的验证

直驱风电机组运行控制参数如表1所示,将表1所示数据代入式(20)即可获得风电机组在 dq 坐标系下的阻抗解析曲线。

为验证风电机组输出阻抗模型正确性,在时域仿真模型中向风电机组并网点注入电压谐波,连续

表 1 直驱风电机组控制参数
Table 1 Control parameters of D-PMSG

参数	数值
电压控制器比例增益 K_{pu}	10
电压控制器积分增益 K_{iu}	1 000
电流控制器比例增益 K_{pi}	1
电流控制器积分增益 K_{ii}	50
锁相环比例增益 K_{pp}	200
锁相环积分增益 K_{ip}	1 800
额定直流电压 U_{dc0}/kV	1.15
滤波电感 L/H	0.000 15
额定功率 P_N/MW	1.5

改变电压谐波的频率,可以“扫描”出风电机组在 dq 坐标系下 $1\sim 1\ 000$ Hz 范围内的阻抗^[18,20]。图 3、图 4 将风电机组 d 轴自阻抗 Z_{sdd} , q 轴自阻抗 Z_{sqq} 的解析曲线与仿真“扫描”结果进行对比。结果表明,计及直流侧电压波动、直流电压环及锁相环特性等因素,理论推导阻抗特性解析曲线与时域仿真“扫描”实测曲线基本吻合,验证了所得风电机组 dq 阻抗模型的正确性。

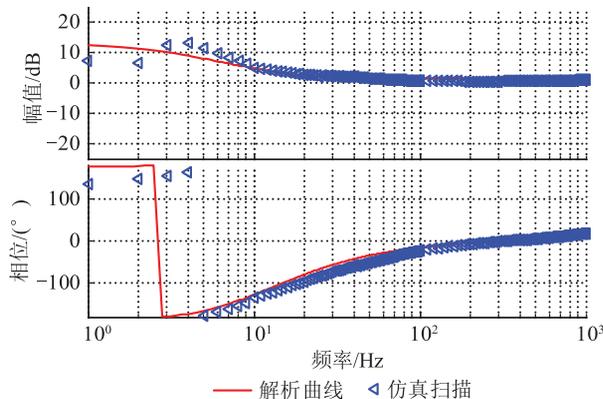


图 3 风电机组 d 轴阻抗解析曲线与仿真对比

Fig.3 Comparison of theory curve and simulation of D-PMSG d axis impedance

2 风电机组并网系统 SSO 影响因素分析

2.1 基于 dq 阻抗模型的稳定判据

文献[15]指出,采用广义奈奎斯特判据对回报率矩阵 Z_g/Z_s 的特征值轨迹进行分析,可以判断系统稳定性。但是,这种判别方式使用起来较复杂。

文中采用文献[17]提出的基于系统总阻抗行列式判断系统稳定性。 dq 坐标系下风电机组并网系统总阻抗如式(22)所示。

$$\mathbf{Z}_T = \begin{bmatrix} Z_{sdd}(s) & Z_{sdq}(s) \\ Z_{sqd}(s) & Z_{sqq}(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_g + sL_g & -\omega L_g \\ \omega L_g & R_g + sL_g \end{bmatrix} \quad (22)$$

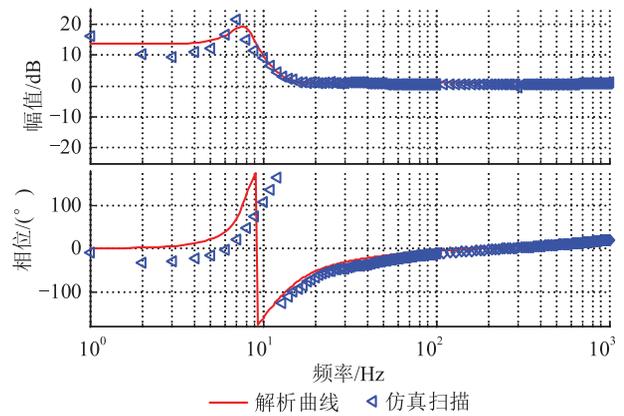


图 4 风电机组 q 轴阻抗解析曲线与仿真对比

Fig.4 Comparison of theory curve and simulation of D-PMSG q axis impedance

系统总阻抗行列式 $D(s) = \det(\mathbf{Z}_T)$ 。

基于系统总阻抗行列式的稳定判据如下^[17]:根据 $D(s)$ 虚部曲线过零点频率 ω_r 处 $D(s)$ 实部的正负判断系统 SSO 稳定性。

(1) 当 $D(s)$ 虚部曲线由负向正过零点时,若 $\text{Re}\{D(j\omega_r)\} > 0$, 则系统 SSO 稳定;反之,系统 SSO 不稳定。

(2) 当 $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点时,若 $\text{Re}\{D(j\omega_r)\} < 0$, 则系统 SSO 稳定;反之,系统 SSO 不稳定。

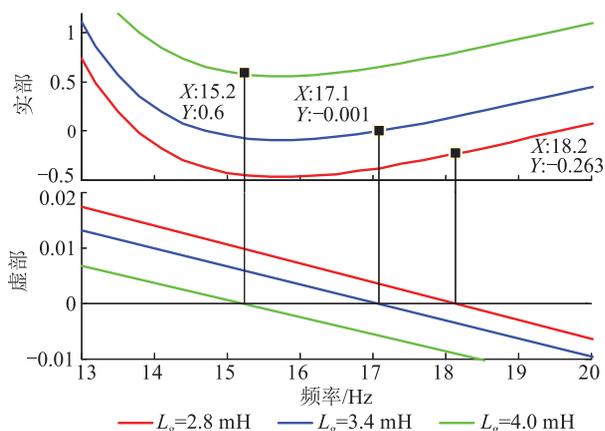
文献[17]给出了基于总阻抗行列式的稳定判据的证明过程,不再赘述,直接引用其结果。

2.2 接入电网强弱的影响

风电机组接入电网的强弱常用电网等值电抗来表征,等值电抗越大,表明电网强度越弱。风电机组控制器参数与表 1 所示一致,图 5 所示是电网等值电阻 $R_g = 0$, 等值电感 L_g 分别为 2.8 mH, 3.4 mH, 4.0 mH 时,系统总阻抗行列式 $D(s)$ 的实部、虚部曲线。

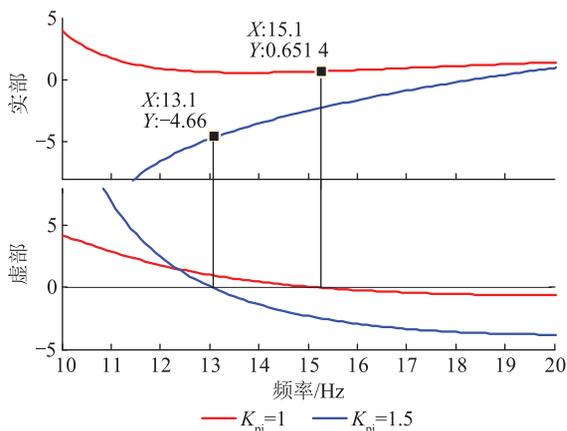
图中结果表明,当 $L_g = 2.8$ mH 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r = 18.2$ Hz, 对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\} = -0.263$, 实部为负,系统 SSO 稳定。 $L_g = 3.4$ mH 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r = 17.1$ Hz, 对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\} = -0.001$, 实部为负,系统在该工况下 SSO 稳定。 $L_g = 4.0$ mH 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r = 15.2$ Hz, 对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\} = 0.29$, 实部为正,系统 SSO 不稳定。

对比后发现,随着电网等值电抗增加,系统由稳定状态过渡到不稳定状态。因此,随着电网强度的减弱,系统发生不稳定 SSO 的风险升高。

图5 系统电抗对总阻抗行列式 $D(s)$ 阻抗-频率特性影响Fig.5 Impedance-frequency curves of determinant $D(s)$ varying with system impedance

2.3 电流内环控制参数的影响

电流内环控制参数的不同会影响风电机组输出阻抗模型,进而影响风电机组并网系统稳定分析的结果。因此分析电网参数 $R_g=0, L_g=3.8$ mH 时,电流内环比例增益 K_{pi} 的不同对 $D(s)$ 阻抗-频率特性的影响,如图6所示。结果表明, $K_{pi}=1$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=15.1$ Hz,对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=0.6514$,实部为正,系统 SSO 不稳定。 $K_{pi}=1.5$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=13.1$ Hz, $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=-4.66$,实部为负,系统 SSO 稳定。

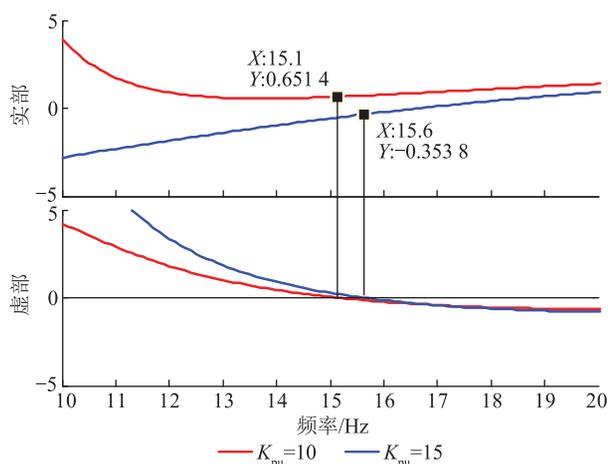
图6 电流内环比例增益 K_{pi} 对 $D(s)$ 阻抗-频率特性的影响Fig.6 Impedance-frequency curves of determinant $D(s)$ varying with K_{pi}

对比发现,随着电流内环比例增益增加,系统稳定性提高,系统发生不稳定 SSO 的风险降低。

2.4 直流电压外环控制参数的影响

与电流内环相似,直流电压外环控制参数的不同会影响风电机组输出阻抗模型,进而影响风电机组并网系统稳定分析的结果。因此分析了电网参数 $R_g=0, L_g=3.8$ mH 时,直流电压外环比例增益

K_{pu} 的不同对 $D(s)$ 阻抗-频率特性的影响,如图7所示。结果表明, $K_{pu}=10$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=15.1$ Hz,对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=0.6514$,实部为正,系统在该工况下 SSO 不稳定。 $K_{pu}=15$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=15.6$ Hz,对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=-0.3538$,实部为负,系统 SSO 稳定。

图7 直流电压外环 K_{pu} 对 $D(s)$ 阻抗-频率特性的影响Fig.7 Impedance-frequency curves of determinant $D(s)$ varying with K_{pu}

通过对比不同 K_{pu} 取值下系统稳定性分析的结果发现,随着直流电压外环比例增益增加,系统稳定性提高,发生不稳定 SSO 的风险降低。

2.5 锁相环参数的影响

PLL 频率特性与风电机组输出阻抗密切相关,因而 PLL 参数取值会影响系统稳定分析结果。文中分析电网参数 $R_g=0, L_g=3.8$ mH 时,PLL 比例增益 K_{pp} 不同对 $D(s)$ 阻抗-频率特性的影响。

结果表明, $K_{pp}=200$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=15.8$ Hz,对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=0.1964$,实部为正,系统在该工况下 SSO 不稳定。 $K_{pp}=50$ 时, $D(s)$ 虚部曲线由正向负过零点,零点频率 $f_r=12.1$ Hz,对应的 $\text{Re}\{D(j2\pi f_r)\}=-0.09551$,实部为负,系统在该工况下 SSO 稳定。

通过对比不同 K_{pp} 取值下系统稳定性分析的结果不难发现,随着 PLL 比例增益的增加,系统稳定性减弱,系统发生不稳定 SSO 的风险升高。

3 时域仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 仿真平台依照图1所示的直驱风电机组控制策略及表1所示的风电机组运行控制参数搭建风电机组并网系统的时域仿真模型。在仿真时间 1 s 时刻,系统加入一个增加风电机组

出力指令的小扰动。

图 8 是电网等值电抗变化时,风电机组输出有功功率波形。仿真结果表明,随着电网等值电抗的增大,风电机组输出有功功率波形由收敛到发散,系统由稳定状态过渡到不稳定状态。这一结论与采用阻抗模型理论分析的结果一致。对风电机组输出有功功率进行 DFT 分析得到, $L_g = 2.8 \text{ mH}$, $L_g = 3.4 \text{ mH}$, $L_g = 4.0 \text{ mH}$ 时功率振荡频率分别为 18.26 Hz, 17.59 Hz, 16.25 Hz。

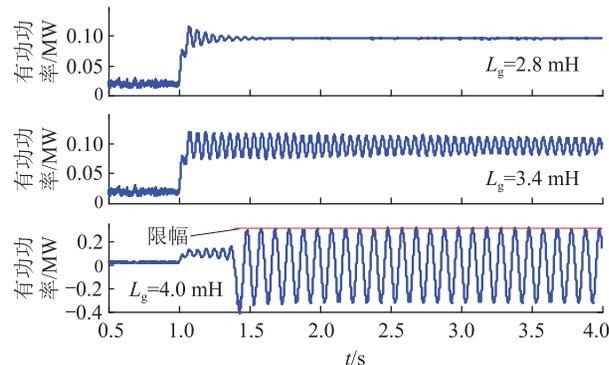


图 8 风电机组输出有功功率波形

Fig.8 D-PMSCG output active power with grid reactance

同理分析电网参数 $R_g = 0$, $L_g = 3.8 \text{ mH}$, 风电机组控制器中电流内环比例增益变化时,风电机组输出有功功率波形,如图 9 所示。仿真结果表明,随着电流内环比例增益的增大,风电机组输出有功功率波形由发散到收敛,系统由不稳定状态过渡到稳定状态,与采用阻抗模型理论分析的结果一致。

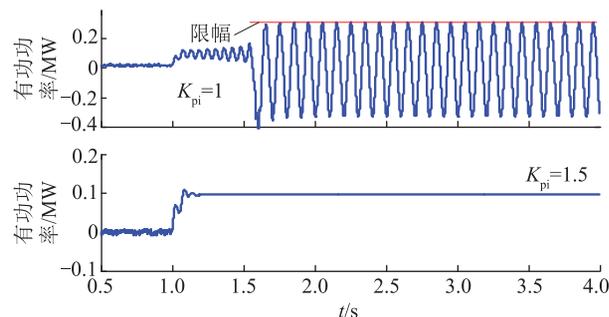


图 9 电流内环 K_{pi} 不同时风电机组输出有功功率波形

Fig.9 Output active power with current loop K_{pi}

同理分析电网参数 $R_g = 0$, $L_g = 3.8 \text{ mH}$, 风电机组控制器中直流电压外环比例增益变化时,风电机组输出有功功率波形,如图 10 所示。仿真结果表明,随着直流电压外环比例增益增大,风电机组输出有功功率波形由发散到收敛,系统由不稳定状态过渡到稳定状态,与采用阻抗模型理论分析的结果一致。

综上,通过时域仿真结果验证了采用 dq 坐标系下阻抗模型理论分析系统稳定结果的正确性。

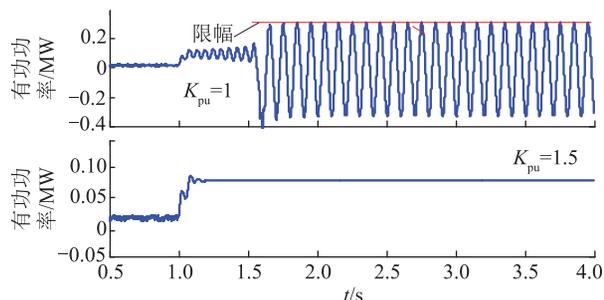


图 10 直流电压 K_{pu} 不同时风电机组输出有功功率波形

Fig.10 Output active power with voltage loop K_{pu}

4 结语

文中采用阻抗分析法分析直驱风电机组并网系统的 SSO 问题,建立了风电机组和电网在 dq 坐标系下的阻抗模型,并结合阻抗稳定判据分析了风电机组并网系统 SSO 特性的影响因素。

(1) 考虑锁相环、电流环、直流电压环、电压前馈、直流侧电压扰动的影响,通过解析推导获得了风电机组输出阻抗模型和电网输入阻抗模型,并且通过仿真“扫描”验证了风电机组阻抗模型的正确性。

(2) 依据基于 dq 坐标系下的阻抗稳定判据对风电机组并网系统 SSO 特性的影响因素进行分析,获得了电网强度、风电机组控制器参数等对系统 SSO 稳定性影响的一般规律,对参数的优化调整具有重要的借鉴意义。

(3) 将理论分析系统稳定性结果与时域仿真结果对比,验证了理论分析的正确性。

本文得到国网新疆电力有限公司科技项目(SGXJDK00DJJS1800169)资助,谨此致谢!

参考文献:

- [1] 周孝信,鲁宗相,刘应梅,等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报,2014, 34(29):4999-5008. ZHOU Xiaoxin, LU Zongxiang, LIU Yingmei, et al. Development models and key technologies of future grid in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(29):4999-5008.
- [2] 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):20-26. CHEN Guoping, LI Mingjie, XU Tao, et al. Study on technical bottleneck of new energy development [J]. Proceedings of CSEE, 2017, 37(1):20-26.
- [3] 李明节,于钊,许涛,等. 新能源并网系统引发的复杂振荡问题及其对策研究[J]. 电网技术,2017, 41(4):1035-1042. LI Mingjie, YU Zhao, XU Tao, et al. Study of complex oscillation caused by renewable energy integration and its solution [J]. Power System Technology, 2017, 41(4):1035-1042.
- [4] ADAMS J, CARTER C, HUANG S H. ERCOT experience with

- sub-synchronous control interaction and proposed remediation [C]//Proceedings of 2012 PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, IEEE, 2012:1-5.
- [5] LIU H, XIE X, ZHANG C, et al. Quantitative SSR analysis of series-compensated DFIG-based wind farms using aggregated RLC circuit model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 32(1):474-483.
- [6] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风电场与交流电网相互作用引发次同步振荡的机理与特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(9):2365-2371.
- XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation caused by the interaction between full-converter wind turbines and AC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(9):2366-2372.
- [7] 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 oscillation in large-scale wind farm integrated system[J]. Power System Technology, 2017, 41(4):1050-1060.
- [8] SUN J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11):3075-3078.
- [9] WEN B, BOROYEVICH D, BURGOS R, et al. Small-signal stability analysis of three-phase AC systems in the presence of constant power loads based on measured d-q frame impedances[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(10):5952-5963.
- [10] CESPEDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 29(3):1254-1261.
- [11] 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.
- 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.
- [12] 唐冰婕, 迟永宁, 田新首, 等. 基于阻抗频域灵敏度的双馈风电机组次同步振荡抑制措施[J]. 供用电, 2019, 36(10):73-79.
- TANG Bingjie, CHI Yongning, TIAN Xinshou, et al. Sub-synchronous oscillation mitigation schemes of DFIG wind turbine based on impedance frequency-domain sensitivity[J]. Distribution & Utilization, 2019, 36(10):73-79.
- [13] 王永强, 喻俊志, 冯静安, 等. 永磁直驱风电机组低/高电压穿越研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(9):34-42.
- WANG Yongqiang, YU Junzhi, FENG Jingan, et al. Research on low/high voltage ride through of permanent magnet synchronous wind turbine[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(9):34-42.
- [14] 王宇晨, 成斌. 基于风电机组常见故障的模糊 FMECA 评价研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(1):143-149.
- WANG Yuchen, CHENG Bin. Fuzzy FMECA based on common faults of wind turbine generator[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(1):143-149.
- [15] 陈新, 张畅, 王赞程. 基于阻抗分析法研究光伏并网风机与电网的动态交互影响[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(27):4559-4567.
- CHEN Xin, ZHANG Yang, WANG Yuncheng. A study of dynamic interaction between PV grid-connected inverters and grid based on the impedance analysis method[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(27):4559-4567.
- [16] 辛焕海, 李子恒, 董炜, 等. 三相变流器并网系统的广义阻抗及稳定判据[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5):1277-1292.
- XIN Huanhai, LI Ziheng, DONG Wei, et al. Generalized-impedance and stability criterion for grid-connected converters [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5):1277-1292.
- [17] RYGG A, MOLINAS M, ZHANG C, et al. 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 & Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(4):1383-1396.
- [18] 桑顺, 高宁, 蔡旭, 等. 功率-电压控制型并网风机及其弱电网适应性研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(8):2339-2350.
- SANG Shun, GAO Ning, CAI Xu, et al. A power-voltage controlled grid-connected inverter and its adaptability research under weak grid conditions[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(8):2339-2350.
- [19] 蒋永梅, 张谦, 金武杰, 等. 一种利用超级电容储能系统实现直驱风电机组高电压穿越的新方案[J]. 浙江电力, 2018, 37(8):54-58.
- JIANG Yongmei, ZHANG Qian, JIN Wujie, et al. A new HVRT scheme of direct-driven wind turbine generating units based on super capacitor energy storage system [J]. Zhejiang Electric Power, 2018, 37(8):54-58.
- [20] 张学广, 马彦, 王天一, 等. 弱电网下双馈发电机输入导纳建模及稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(5):1507-1515.
- ZHANG Xueguang, MA Yan, WANG Tianyi, et al. Input admittance modeling and stability analysis of DFIG under weak grid condition [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(5):1507-1515.
- [21] 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.
- 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.
- [22] WEN B, DONG D, BOROYEVICH D, et al. Impedance-based

analysis of grid-synchronization stability for three-phase parallel converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015,31(1):26-38.

[23] 徐德鸿. 电力电子系统建模及控制[M]. 北京:机械工业出版社,2005.

XU Dehong. Model and control of power electronics system [M]. Beijing:China Machine Press,2006.

[24] WEN B,BOROYEVICH 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.

作者简介:



王利超

王利超(1987),男,硕士,工程师,从事新能源发电并网、电力系统分析与控制方面的科研与调试工作(2667581630@qq.com);

于永军(1967),男,学士,高级工程师,从事新能源发电并网、电力系统分析与控制方面的科研与调试工作;

张明远(1995),男,硕士在读,研究方向为新能源并网稳定分析。

Impedance model and analysis of subsynchronous oscillation influence factors for grid-connected full-converter wind turbines

WANG Lichao¹, YU Yongjun¹, ZHANG Mingyuan², XIAO Shiwu², TIAN Yingchi²

(1. State Grid Xinjiang Electric Power Co.,Ltd. Research Institute,Urumqi 830011,China;

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

Abstract:The interaction between the direct drive permanent magnet synchronous generator (D-PMSG) and the grid is paid great attention in weak grid connection condition. At present, impedance-based analysis method is the main research means for the SSO issues of the system. The influence of DC voltage perturbation and DC voltage loop are ignored in the traditional impedance modeling process based on dq frame, and the influence of the control parameters of the wind turbine on the stability of the system are not analyzed. Therefore, a direct drive permanent magnet synchronous generator-based wind farm connected to an AC grid is selected as an example, the impedance of D-PMSG based on dq frame is established, and the dynamic characteristics of the PLL, DC voltage perturbation and DC voltage loop are taken into account, and the correctness of the impedance model is verified by the simulation "scanning". Then, the influence factors of the system stability are analyzed based on the determinant of the total impedance matrix of the system. The foundation for the optimization of the control parameters of the wind turbine are proposed. Finally, the correctness and effectiveness of the theoretical analysis are verified by the simulation results in time domain simulation.

Keywords:direct drive permanent magnet synchronous generator (D-PMSG); dq axis impedance modeling; subsynchronous oscillation (SSO); stability criterion; control parameters

(编辑 钱悦)