

永磁同步风电机组机侧直流阻抗建模

刘斌¹, 李光辉², 王甲军¹, 李震¹, 刘向东¹

(1. 北京理工大学 自动化学院, 北京 100081; 2. 新能源与储能运行控制
国家重点实验室(中国电力科学研究院有限公司), 北京 100192)

摘要: 永磁同步风电机组因其具有单机容量大、发电效率高、控制性能好等优势, 在海上风电场中占有较高比例。在海上风电场直流外送系统中, 永磁同步电机风电场采用直流汇集方式, 然后经高压直流线路送出, 可以减少电能变换次数, 从而减少设备数量、节约海上平台建造所需人力物力, 因此直流海上风电场成为一种研究趋势。因为多机组串联时单机故障易引发系统崩溃, 直流海上风电场外送系统对于风电机组和系统稳定性具有较高要求。阻抗模型已逐步成为广泛采用的稳定性分析方法, 作为直流海上风电场的基本组成单位, 永磁同步风电机组直流端口阻抗模型尚未建立。基于谐波线性化方法建立永磁同步风电机组机侧模型的直流端口阻抗模型, 并对不同转速条件下的阻抗模型进行仿真验证。最后开展机组阻抗特性分析研究, 详细分析了转速以及电流环控制特性对机组直流阻抗特性的影响, 为后续直流海上风电场外送系统稳定性分析奠定模型基础。

关键词: 永磁同步发电机; 直流端口; 阻抗建模; 直流汇集方式

中图分类号: TM614

文献标识码: A

开放科学(资源服务)标识码(OSID)

DOI: 10.19457/j.1001-2095.dqcd20604



DC Impedance Modeling of PMSG Wind Turbines Machine-side Model

LIU Bin¹, LI Guanghui², WANG Jiajun¹, LI Zhen¹, LIU Xiangdong¹

(1. School of Automation, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy & Storage Systems(China Electric Power Research Institute), Beijing 100192, China)

Abstract: Due to the large capacity, high power generation efficiency, and good control performance, permanent magnet synchronous generators (PMSGs) account for a higher proportion in offshore wind farms. In the DC delivery system of offshore PMSG wind farms, the power generated by wind turbines are collected at the DC bus and then sent out through the high-voltage DC transmission, in this way the frequency of power conversion can be reduced, so as to decrease the number of equipment and the cost of the offshore platform. Thus the DC offshore wind farms have become a research trend. However, because that the failure of single turbine will result into the system collapse when multiple turbines are connected in series, the DC offshore wind farm delivery system has higher requirements for the stability of wind turbine and system. Impedance model has gradually become a widely used analysis method for the power system stability. As the basic unit of DC offshore wind farm, the DC impedance model of PMSG wind turbines was not established yet. Based on the harmonic linearization method, the DC port impedance model of the PMSG machine-side model was established, and the impedance model under different speed conditions by simulation was verified. Finally, the impedance characteristics of the wind turbines were analyzed, and the influence of rotor speed and current loop control characteristics on the DC impedance characteristics was analyzed in detail, which lays a model foundation for the stability analysis of the DC offshore wind farm.

Key words: permanent magnet synchronous generator (PMSG); DC-port; impedance modeling; DC collection method

基金项目: 北京市自然科学基金资助项目(3182034)

作者简介: 刘斌(1991—), 男, 在读博士研究生, Email: liubin6410@126.com

永磁同步发电机(PMSG)具有成本低、效率高和输出功率高等优点,在海上风电场中应用广泛。然而,随着PMSG的装机容量急剧增加和输送距离越来越远,远距离大规模海上直驱风场并网系统的振荡问题时有发生^[1-3],严重影响到电力系统的安全及稳定,并有可能对风电机组造成破坏。

高压直流(high-voltage direct-current, HVDC)输电技术具有成本低、线路损耗小的优点,适用于海上风场并网系统的远距离输电^[4-6]。海上直驱风场的汇集方式包括交流汇集方式和直流汇集方式。

在交流汇集送出系统中,每台风电机组产生的电能经过2个背靠背PWM整流器后在交流并网点(point of common connection, PCC)汇集,然后经过升压变压器和风场侧换流站进入HVDC输电线路传输到网侧换流站,最终送到交流电网中。其缺点是具有升压变压器、AC/DC或DC/AC变流器的海上平台造价昂贵。在直流汇集送出系统中,风电机组产生的电能通过AC/DC变流器转换为直流电能后直接汇集到一起,再由HVDC输电送至电网侧换流站进入到交流电网中。

图1为海上直驱风场并网系统直流串并联汇集送出系统拓扑结构^[7-8]。

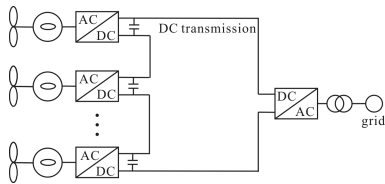


图1 海上直驱风电场直流串并联汇集送出系统拓扑结构
Fig.1 DC serial collection topology in offshore PMSG wind farms

图1中,每台风电机组在直流输出端口进行串联,可实现更高的输电电压,功率可直接通过直流线路传输,无需升压变压器和AC/DC变流器。直流串联汇集拓扑结构可以降低设备成本,减少电能变换过程中的功率损耗,有效提高整个海上风电场的输出容量。然而,采用直流串并联汇集拓扑结构的系统具有容错能力低、控制策略要求高的缺点,单个风电机组的故障可能导致整个系统的故障,因此对于单机组和系统稳定性提出了更高的要求。

阻抗分析法被广泛用于分析复杂电力系统的稳定性^[9-11]。整个系统可以划分为多个独立

的子系统,因此可以建立各子系统的阻抗模型通过串并联得到系统阻抗,从而根据奈奎斯特稳定判据分析整个系统的稳定性。然而,针对海上直驱风场送出系统中直流串并联汇集拓扑结构的阻抗稳定性分析研究尚未开展。

本文通过模块化建立各个PMSG风电机组机侧模型(包括发电机和机侧变流器)在直流端口的阻抗模型,然后将多台风电机组串联即可以得到整个直流风电场的输出阻抗,可以为不同连接拓扑的直流风电场稳定性分析提供模型基础。

本文建立PMSG机组机侧模型的直流端口阻抗模型,并进行仿真验证。在第1节中,得到PMSG机侧直流端口序阻抗模型。在第2节中,通过不同工况下逐点仿真验证了模型的准确性。在第4节中,分析了转速以及电流环控制回路对于机组阻抗特性的影响。

1 PMSG 机侧模型直流阻抗建模

本节基于谐波线性化方法,分别建立发电机模型、机侧变流器模型和直流母线动态模型,然后通过联立得到PMSG机侧直流端口序阻抗模型。

1.1 机侧模型示意图

PMSG风电机组机侧模型拓扑以及控制结构如图2所示,包含机侧变流器、发电机和直流母线,其中直流母线可由一个理想的直流电压源等效。

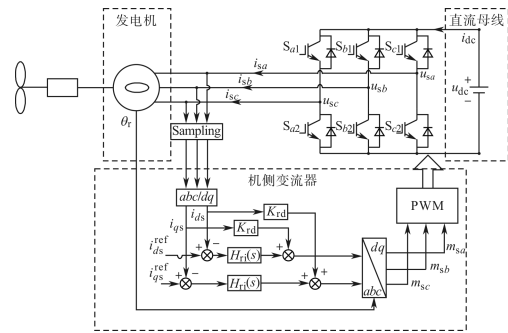


图2 PMSG 机组机侧模型拓扑及控制结构图
Fig.2 Topolgy and control configuration of machine-side model in PMSG system

图2中, u_{dc} 为直流总线的电压; u_{sa}, u_{sb}, u_{sc} 和 i_{sa}, i_{sb}, i_{sc} 为发电机端口的电压和电流; m_{sa}, m_{sb}, m_{sc} 为机侧变流器的调制输出信号; θ_r 为由位置传感器测量的转子电角度。 $H_n(s)$ 为机侧变流器电

流控制器的PI传递函数, $H_{ri}(s) = (k_{rp} + k_{ri}/s)/s$, K_{rd} 为解耦系数。

在直流母线的电压稳定工作点上注入一个频率为 f_p 的正序电压谐波 \hat{u}_{dc} , 则会激发频率为 f_p 的直流电流谐波 \hat{i}_{dc} 叠加在电流稳定工作点上。直流母线处的电压和电流谐波可表示为

$$\begin{cases} \hat{u}_{dc} = (\frac{U_p}{2}) e^{\pm j\varphi_{up}} \\ \hat{i}_{dc} = (\frac{I_p}{2}) e^{\pm j\varphi_{ip}} \end{cases} \quad (1)$$

式中: U_p, φ_{up} 分别为电压谐波的幅值和相角; I_p, φ_{ip} 分别为电流谐波的幅值和相角。

机侧变流器采用转子电压定向控制, 转子旋转频率为 f_r 。由于 \hat{u}_{dc} 存在, 机侧变流器输出端口出现频率为 $f_p + f_r$ 的正序电压电流谐波 \hat{u}_{sp} 和 \hat{i}_{sp} , 以及频率为 $f_p - f_r$ 的负序电压电流谐波 \hat{u}_{sp2} 和 \hat{i}_{sp2} 。机侧变流器输出电压和电流的稳定分量定义为 $u_{sa} = U_{s1}, i_{sa} = I_{s1}$, 谐波表示为

$$\begin{aligned} \hat{u}_{sa} &= \begin{cases} \hat{u}_{sp} f = \pm(f_p \pm f_r) \\ \hat{u}_{sp2} f = \pm(f_p - f_r) \end{cases} \\ \hat{i}_{sa} &= \begin{cases} \hat{i}_{sp} f = \pm(f_p \pm f_r) \\ \hat{i}_{sp2} f = \pm(f_p - f_r) \end{cases} \end{aligned} \quad (2)$$

其中

$$\begin{aligned} U_{s1} &= (\frac{U_{s1}}{2}) e^{\pm j\varphi_{sv1}} & I_{s1} &= (\frac{I_{s1}}{2}) e^{\pm j\varphi_{si1}} \\ \hat{u}_{sp} &= (\frac{U_{sp}}{2}) e^{\pm j\varphi_{svp}} & \hat{i}_{sp} &= (\frac{I_{sp}}{2}) e^{\pm j\varphi_{sip}} \\ \hat{u}_{sp2} &= (\frac{U_{sp2}}{2}) e^{\pm j\varphi_{svp2}} & \hat{i}_{sp2} &= (\frac{I_{sp2}}{2}) e^{\pm j\varphi_{sip2}} \end{aligned}$$

基于谐波线性化方法建立 PMSG 机侧直流端口阻抗模型^[12], 首先对永磁同步发电机进行建模, 然后根据控制策略建立机侧变流器的阻抗模型。通过交流/直流侧功率平衡, 可以得到直流母线小信号动态模型。最后, 利用直流电压谐波与电流谐波之间的关系建立了机侧直流端口阻抗模型。

1.2 同步发电机建模

在三相静止坐标系中, 永磁同步发电机定子磁链方程和电压方程分别表示为

$$\begin{bmatrix} \Psi_a \\ \Psi_b \\ \Psi_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{AA} & L_{AB} & L_{AC} \\ L_{BA} & L_{BB} & L_{BC} \\ L_{CA} & L_{CB} & L_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Psi_{am} \\ \Psi_{bm} \\ \Psi_{cm} \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{sa} \\ \hat{u}_{sb} \\ \hat{u}_{sc} \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Psi_a \\ \Psi_b \\ \Psi_c \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中: R_s 为定子各相绕组电阻; Ψ_a, Ψ_b, Ψ_c 为三相定子磁链; $\Psi_{am}, \Psi_{bm}, \Psi_{cm}$ 为永磁磁链在各相绕组上的投影; L_{AA}, L_{BB}, L_{CC} 为各相定子绕组的自感系数; $L_{AB}, L_{AC}, L_{BA}, L_{BC}, L_{CA}, L_{CB}$ 为各相之间的互感系数。

通过对电压方程和磁链方程进行正、负序分解, 得到发电机阻抗模型如下:

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{sp} \\ \hat{i}_{sp2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -Y_{11}^g & Y_{12}^g \\ Y_{21}^g & Y_{22}^g \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{u}_{sp} \\ \hat{u}_{sp2} \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中

$$\begin{bmatrix} Y_{11}^g & Y_{12}^g \\ Y_{21}^g & Y_{22}^g \end{bmatrix} = 2 \begin{bmatrix} \left\{ (L_d + L_q) \times \right. & \left. \left\{ (L_d - L_q) \times \right. \right. \\ \left. \left. \left\{ (s \mp j\omega_1 \pm j\omega_r) + R_s \right\} \right\} \right\} & \left. \left. \left\{ (s \mp j\omega_1 \pm j\omega_r) \right\} \right\} \right]^{-1}$$

$$\begin{bmatrix} \left\{ (L_d - L_q) \times \right. & \left. \left\{ (L_d + L_q) \times \right. \right. \\ \left. \left. \left\{ (s \mp j\omega_1 \mp j\omega_r) \right\} \right\} \right\} & \left. \left. \left\{ (s \mp j\omega_1 \mp j\omega_r) + R_s \right\} \right\} \right]$$

式中: L_d, L_q 为 d, q 轴上定子等效电感。

1.3 机侧变流器建模

机侧变流器的调制方程可以描述为

$$\begin{bmatrix} u_{sa} \\ u_{sb} \\ u_{sc} \end{bmatrix} = K_m u_{dc} \begin{bmatrix} m_{sa} \\ m_{sb} \\ m_{sc} \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中: K_m 为调制增益。

经过电流环PI控制器以及反Park变换后, 调制输出电压为

$$u_{sa} = K_m U_{dc}^{ref} M_{r1} \quad f = \pm f_r$$

$$\hat{u}_{sa} = \begin{cases} K_m U_{dc}^{ref} \hat{i}_{sp} G_1(s \mp j2\pi f_r) \cdot \\ [-H_{ri}(s \mp j2\pi f_r) \pm jK_{rd}] + f = \pm(f_p + f_r) \\ K_m \hat{u}_{dc} M_{r1} G_1(s \mp j2\pi f_r) \\ K_m U_{dc}^{ref} \hat{i}_{sp2} G_1(s \mp j2\pi f_r) \cdot \\ [-H_{ri}(s \pm j2\pi f_r) \mp jK_{rd}] + f = \pm(f_p - f_r) \\ K_m \hat{u}_{dc} M_{r1}^* G_1(s \pm j2\pi f_r) \end{cases} \quad (7)$$

其中

$$G_1(s) = e^{-sT_{di}}$$

$$M_{r1} = [-\omega_r L_q I_{qs}^{ref} + j(R_s I_{qs}^{ref} + \omega_r \Psi_m)] / (2K_m U_{dc}^{ref})$$

式中: $G_1(s)$ 为控制延时, T_{di} 为电流环控制延时,

M_{r1} 为调制信号稳态值。

机侧变流器输出端口电流与电压的关系可以表示为

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{sp} \\ \hat{i}_{sp2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11}^m & Y_{12}^m & q_1^m \\ Y_{21}^m & Y_{22}^m & q_2^m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{u}_{sp} \\ \hat{u}_{sp2} \\ \hat{u}_{dc} \end{bmatrix} \quad (8)$$

其中

$$\begin{aligned}
 Y_{11}^m &= \frac{1}{K_m U_{dc}^{ref} G_1(s \mp j2\pi f_r) [-H_{ri}(s \mp j2\pi f_1) \pm jK_{rd}]} \\
 Y_{22}^m &= \frac{1}{K_m U_{dc}^{ref} G_1(s \mp j2\pi f_r) [-H_{ri}(s \mp j2\pi f_1) \mp jK_{rd}]} \\
 q_1^m &= \frac{\hat{u}_{r1}}{U_{dc}^{ref} G_1(s \mp j2\pi f_r) [-H_{ri}(s \mp j2\pi f_1) \pm jK_{rd}]} \\
 q_2^m &= \frac{\hat{u}_{r1}}{U_{dc}^{ref} G_1(s \mp j2\pi f_r) [-H_{ri}(s \mp j2\pi f_1) \mp jK_{rd}]} \\
 Y_{12}^m &= 0 \quad Y_{21}^m = 0
 \end{aligned}$$

1.4 直流母线动态建模

由于机侧变流器的交直流侧功率平衡,直流母线动态模型可以描述为

$$u_{dc} \cdot i_{dc} = u_{sa} \cdot i_{sa} + u_{sb} \cdot i_{sb} + u_{sc} \cdot i_{sc} \quad (9)$$

经过傅里叶变换和谐波线性化后,忽略二次及以上谐波分量可得:

$$i_{dc} \otimes u_{dc} + U_{dc}^{ref} \otimes \hat{i}_{dc} = \sum_{k=a,b,c} (u_{sk} \otimes \hat{i}_{sk} + \hat{u}_{sk} \otimes i_{sk}) \quad (10)$$

通过对频率分量进行卷积得到直流电流谐波表达式:

$$\hat{i}_{dc} = g_1 \hat{i}_{sp} + g_2 \hat{i}_{sp2} + g_3 \hat{u}_{sp} + g_4 \hat{u}_{sp2} + g_5 \hat{u}_{dc} \quad (11)$$

其中

$$\begin{aligned}
 g_1 &= \frac{3U_{s1}^*}{U_{dc}^{ref}} & g_2 &= \frac{3U_{s1}}{U_{dc}^{ref}} \\
 g_3 &= \frac{3I_{s1}^*}{U_{dc}^{ref}} & g_4 &= \frac{3I_{s1}}{U_{dc}^{ref}} \\
 g_5 &= -\frac{3I_{dc}}{U_{dc}^{ref}}
 \end{aligned}$$

1.5 机侧模型直流阻抗建模

将发电机模型、机侧变流器模型和直流母线动态模型相结合,得到直流电流谐波为

$$\begin{aligned}
 \hat{i}_{dc} &= -\frac{\hat{u}_{dc} I_{dc}}{U_{dc}^{ref}} + \\
 &\frac{3K_m \hat{i}_{dc} \left[\begin{aligned} &A(s)U_{s1}M_{r1}^* + D(s)U_{s1}M_{r1}^* + F(s)I_{s1} \\ &+ E(s)I_{s1}^* + B(s)U_{s1}^*M_{r1}^* + C(s)U_{s1}^*M_{r1}^* \end{aligned} \right]}{U_{dc}^{ref} [B(s)D(s) - A(s)C(s)]} \quad (12)
 \end{aligned}$$

机侧模型直流阻抗可用直流母线电压谐波与电流谐波的比值来描述。

$$\begin{aligned}
 Z_{dc} &= \frac{\hat{u}_{dc}}{\hat{i}_{dc}} = \\
 &\frac{U_{dc}^{ref} \Delta(s)}{3K_m \left[\begin{aligned} &A(s)U_{s1}M_{r1}^* + D(s)U_{s1}M_{r1}^* + F(s)I_{s1} + \\ &E(s)I_{s1}^* + B(s)U_{s1}^*M_{r1}^* + C(s)U_{s1}^*M_{r1}^* \end{aligned} \right] - \Delta(s)I_{dc}} \quad (13)
 \end{aligned}$$

其中

$$\begin{aligned}
 A(s) &= K_m U_{dc}^{ref} G_1(s) [-H_{ri}(s) \pm jK_{rd}] - \\
 &\frac{1}{2} [(L_d + L_q)(s \pm f_r) + 2R_s]
 \end{aligned}$$

$$B(s) = \frac{1}{2} [(L_d - L_q)(s \pm f_r)]$$

$$\begin{aligned}
 C(s) &= K_m U_{dc}^{ref} G_1(s) [-H_{ri}(s) \mp jK_{rd}] - \\
 &\frac{1}{2} [(L_d + L_q)(s \mp f_r) + 2R_s]
 \end{aligned}$$

$$D(s) = \frac{1}{2} [(L_d - L_q)(s \mp f_r)]$$

$$\begin{aligned}
 E(s) &= \frac{1}{2} [(L_d + L_q)(s + f_r) + 2R_s] [B(s)M_{r1}^* + \\
 &C(s)M_{r1}] + \frac{1}{2} (L_d - L_q)(s + f_r) [A(s)M_{r1}^* + \\
 &D(s)M_{r1}]
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 F(s) &= \frac{1}{2} (L_d - L_q)(s - f_r) [B(s)M_{r1}^* + C(s)M_{r1}] + \\
 &\frac{1}{2} [(L_d + L_q)(s - f_r) + 2R_s] [A(s)M_{r1}^* + \\
 &D(s)M_{r1}]
 \end{aligned}$$

$$\Delta(s) = B(s)D(s) - A(s)C(s)$$

2 仿真实验

为了验证 PMSG 风电机组机侧直流阻抗解析模型,利用 Matlab/Simulink 建立了系统仿真模型。

PMSM 风电机组机侧直流阻抗模型仿真系统参数设置为:定子电阻 $R_s = 1 \text{ m}\Omega$, d 轴定子电感 $L_d = 0.27 \text{ mH}$, q 轴定子电感 $L_q = 0.283 \text{ mH}$, 磁链 $\Psi_m = 1.1 \text{ Wb}$, 调制增益 $K_m = 0.5$, MSC 比例增益 $K_p = 0.005$, MSC 积分增益 $K_{ri} = 1$, MSC 解耦增益 $K_{rd} = 0.0024$, 控制延时 $T_{di} = 25 \text{ ms}$ 。为了验证解析模型在不同工况下的准确性,选取了 2 台不同转子频率的发电机进行验证,分别为 $f_r = 10 \text{ Hz}$ 的低速 PMSG 和 $f_r = 80 \text{ Hz}$ 的高速 PMSG,分别工作在 $U_{dc}^{ref} = 1500 \text{ V}$, $p = 42$ 及 $U_{dc}^{ref} = 1150 \text{ V}$, $p = 3$ 的工况下。

基于扰动注入法的阻抗测量方法,在稳态直流电压上叠加 $1 \sim 3000 \text{ Hz}$ 不同频率的小信号正弦电压扰动,在直流线上激发电流响应。通过对电流响应进行傅里叶分析和对称分量分析,可以用注入的电压扰动与电流响应的比值来描述系统在各个频率下的直流端口阻抗。最后,将实测阻抗结果与分析模型对比,如图 3 所示。从图 3 中可以看出,推导出的阻抗解析模型(13)在不同工作状态下与阻抗扫描值吻合较好,这意味着 PMSG 风电机组机侧直流阻抗模型的准确性在不同工况条件下得到了验证。

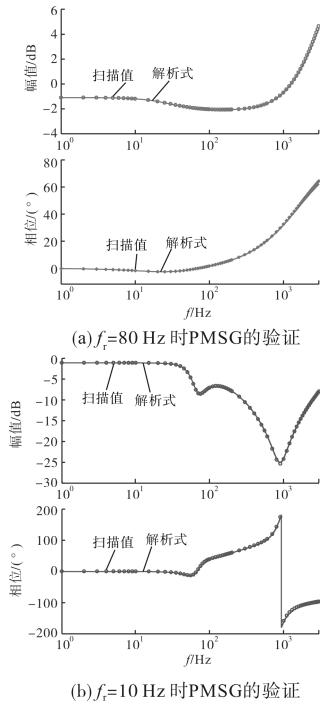


图3 解析模型与仿真测量结果对比

Fig. 3 Comparison of the analytical model and the simulation measurement

3 PMSG 机组直流阻抗特性分析

本节对于低速 PMSG 机组 2 的阻抗特性进行分析,其额定转子频率为 10 Hz。改变转子转速和机侧变流器电流环带宽和阻尼比,分析其对阻抗特性的影响。

3.1 转速对于阻抗模型的影响

转子频率 f_r 分别取 5 Hz, 10 Hz, 15 Hz, 20 Hz 时,转子转速对于 PMSG 直流阻抗特性影响如图 4 所示。

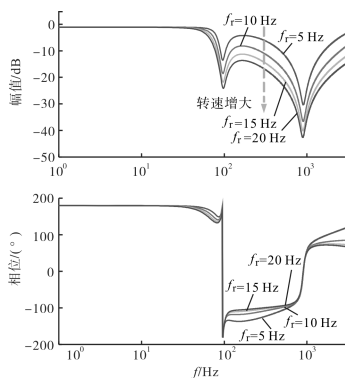


图4 转子转速对于 PMSG 直流阻抗特性影响

Fig. 4 Effect of rotating speed on the PMSG DC impedance

由图 4 可知,转子频率 f_r 增大时,阻抗幅值

降低,相位改变不大。

3.2 电流环对于阻抗模型的影响

机侧变流器电流环采用 PI 控制器,传递函数为 $H_{ri}(s) = (k_{rp} + k_{ri}/s)/s$,定义其控制带宽为 f_{ic} ,阻尼比为 ζ_i 。

固定电流环阻尼比 $\zeta_i = 0.9$,改变带宽分别为 100 Hz, 200 Hz, 300 Hz, 400 Hz, 电流环带宽对于 PMSG 直流阻抗特性的影响如图 5 所示。图 5 中,当带宽增大时,幅值的谐振峰位置向更高频率处移动,相位由 180° 跳变为 -180° 的位置也向更高频率处移动。固定电流环带宽 $f_{ic} = 300$ Hz, 改变阻尼比 ζ_i 分别为 0.1, 0.4, 0.7, 0.98, 电流环阻尼比对于 PMSG 直流阻抗特性的影响如图 6 所示。图 6 中当带宽增大时,幅值的谐振峰位置向更高频率处移动,相位由 180° 跳变为 -180° 的位置也向更高频率处移动。

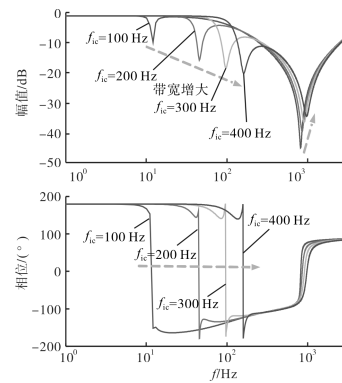


图5 电流环带宽对于 PMSG 直流阻抗特性影响

Fig. 5 Effect of current loop bandwidth on the PMSG DC impedance

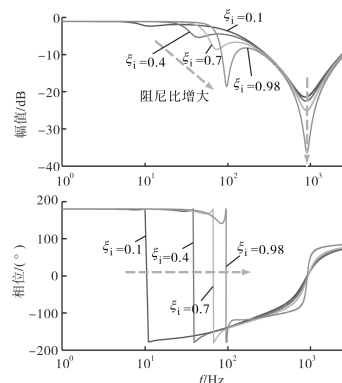


图6 电流环阻尼比对于 PMSG 直流阻抗特性影响

Fig. 6 Effect of current loop damping ratio on the PMSG DC impedance

4 结论

本文基于谐波线性化方法,建立了由同步发

电机和机侧变流器组成的 PMSG 机侧直流端口的阻抗模型,该模型描述了机侧模型在直流端口的输出特性。

通过在不同工况下的仿真阻抗扫描,验证了所提出的阻抗模型的正确性。

本文所提出的模块化建模方法,有利于具有不同拓扑结构的海上风场直流汇集送出系统阻抗模型的构建,为后续直流海上风电场外送系统稳定性分析奠定模型基础。

参考文献

- [1] LüJing, Cai Xu, Zhang Cai, *et al.* Impedance Modeling and Stability Analysis of MMC-based HVDC for Offshore Wind Farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(14): 3771—3779(in Chinese).
- [2] Lorenzo Zeni, Robert Eriksson, Spyridon Goumalatsos, *et al.* Power Oscillation Damping from VSC-HVDC Connected Offshore Wind Power Plants [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 829—838.
- [3] Liu Hanchao, Sun Jian. Voltage Stability and Control of Offshore Wind Farms with AC Collection and HVDC Transmission[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2014, 2(4): 1181—1190.
- [4] Deng Fujin, Chen Zhe. Operation and Control of a DC-grid Offshore Wind Farm Under DC Transmission System Faults[J]. IEEE Transaction on Power Delivery, 2013, 28(3): 1356—1363.
- [5] Wang Zhixin, Wu Jie, Xu lie, *et al.* Key Technologies of Large Offshore Wind Farm VSC—HVDC Converters for Grid Integration [J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(19): 14—28. (in Chinese)
- [6] Bahirat Himanshu J, Mork Bruce A, *et al.* Comparison of Wind Farm Topologies for Offshore Applications [C]. // 2012 IEEE Power and Energy Society General Meeting. IEEE, 2012.
- [7] Holtmark N., Bahirat HJ, Molinas M, *et al.*, An All-DC Offshore Wind Farm with Series-connected Turbines: An Alternative to the Classical Parallel AC Model [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60(6): 2420—2428.
- [8] Lakshmanan P, Guo J, Liang J. Energy Curtailment of DC Series-parallel Connected Offshore Wind Farms [J]. IET Renewable Power Generation, 2018, 12(5): 576—584.
- [9] Sun Jian. Impedance-based Stability Criterion for Grid-connected Inverters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075—3078.
- [10] Wang Xiongfei, Blaabjerg F, Wu Xiongfei. Modeling and Analysis of Harmonic Stability in an AC Power-electronics Based Power System [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(12): 6421—6432.
- [11] Xu Ling, Fan Ling, Miao Zhixin. DC Impedance Model-based Resonance Analysis of a VSC-HVDC System [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3): 1221—1230.
- [12] Cespedes M, Sun Jian. Impedance Modeling and Analysis of Grid-connected Voltage-source Converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 29(3): 1254—1261.

收稿日期: 2019—08—23

修改稿日期: 2019—12—30