

计及不同强度电网的直驱风电机组控制参数 稳定域分析

高本锋¹, 郑展翔¹, 邓晓洋², 王 潇², 吴林林², 刘培鑫¹, 陈宗良¹

(1. 河北省分布式储能与微网重点实验室(华北电力大学), 河北 保定 071003; 2. 国家电网公司风光
储联合发电运行技术实验室(华北电力科学研究院有限责任公司), 北京 100045)

摘要: 基于阻抗分析法的参数优化控制可有效提升系统稳定性, 然而目前直驱风电机组各控制环节的参数稳定范围尚未明确。针对上述问题, 首先采用谐波线性化方法, 兼顾考虑了机组建模过程中 dq 轴电压前馈环节以及直流电压环节, 建立了直驱风电机组正负序阻抗模型, 并结合阻抗扫频法验证了解析模型的准确性。其次, 基于阻抗伯德图判据分析了机组并网系统稳定性。进一步采用机组控制器控制带宽和阻尼比参数, 结合频域阻抗稳定判据定量分析了直流电压环、锁相环、电流环参数的稳定范围, 并分析考虑了不同强度电网对机组参数稳定域的影响。研究结果表明, 当电网强度减弱时, 机组参数稳定范围均会缩小; 当电网强度增强时, 机组参数稳定范围均会扩大。最后, 通过 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真验证了理论分析结果的正确性和有效性。

关键词: 直驱风电机组; 阻抗建模; 弱交流电网; 参数稳定域

中图分类号: TM614 **文献标志码:** A **文章编号:** 1007-2691 (2026) 02-0085-14

Stability Region Analysis of Control Parameters of Direct Drive Wind Turbines Considering Power Grids with Different Strengths

GAO Benfeng¹, ZHENG Zhanxiang¹, DENG Xiaoyang², WANG Xiao², WU Linlin²,
LIU Peixin¹, CHEN Zongliang¹

(1. Hebei Provincial Key Laboratory of Distributed Energy Storage and Micro-grid (North China Electric Power University), Baoding 071003, China; 2. State Grid Wind-photovoltaic-energy Storage Hybrid Power Generation Technology Laboratory (North China Electric Power Research Institute Co., Ltd.), Beijing 100045, China)

Abstract: Parameter optimization control based on impedance analysis method can effectively enhance system stability. However, the stable ranges of parameters for each control link in direct-drive wind turbines have not yet been clarified. To address the above problems, this paper firstly adopts the harmonic linearization method, taking into account the DC voltage link and the dq -axis voltage feed-forward link in the unit modeling process to establish the positive-negative sequence impedance model of a direct-drive wind turbines. The accuracy of the analytical model is verified by using the impedance sweep method. Then, the stability of the unit's grid-connected system is analyzed based on the impedance Bode diagram criterion. Furthermore, this paper quantitatively analyzes the stability region of the DC voltage loop, phase-locked loop, and current loop parameters using the unit controller control bandwidth and damping ratio parameters in conjunction with the frequency-domain impedance stabilization criterion, and analytically considers the effects of different grid strengths on the stability region of the unit parameters. The results show that the stability region of the unit parameters reduces when the grid strength is weakened and expands when the grid strength is strengthened. Finally, electromagnetic transient simulations performed in PSCAD/EMTDC validate the correctness and effectiveness of the theoretical analysis.

Key words: direct drive permanent magnet synchronous generator; impedance modeling; weak AC grid; parameter stability region

0 引言

随着“双碳”战略目标的不断推进,风电等新能源装机占比逐步提高,风电场并网规模也进一步扩大^[1]。然而受限于我国风能资源与负荷中心逆向分布的地理布局,风电场需要经过远距离输电线路并入电网,导致等效电阻抗增大,系统短路比(short circuit ratio, SCR)减小,交流电网强度减弱,使得直驱风电场与弱交流电网的动态交互导致系统次/超同步振荡现象时有发生,严重威胁着电网的安全稳定运行^[2-4]。

目前国内外针对风电机组并网系统稳定性研究已有许多成熟且有效方法,如特征值法、阻抗分析法、阻抗扫描法等。特征值法需建立并网系统的状态空间小信号模型,根据参与因子、根轨迹等数学方法给出详细的振荡模式频率以及阻尼等相关信息^[5-8],但其建模时对系统拓扑、参数依赖性高,计算量大,在系统规模大幅增加时还存在着“维数灾”问题。

近年来,频域下的阻抗分析法在机组并网系统稳定性研究中得到广泛应用,该方法通过频域建模求解系统源、荷两部分的阻抗,以阻抗模型表征系统在小扰动下的外特性,并可结合序阻抗伯德图判据或频域阻抗稳定判据判别系统的稳定性。相较于特征值法,该方法避免了“维数灾”问题,且对系统拓扑、参数依赖性低,解决了“黑箱”的建模问题,具有明确的物理意义^[9-12],并还可以结合阻抗扫描法验证机组解析阻抗结果的正确性。因此,采用阻抗分析法分析风电机组并网系统稳定性问题具有一定的优势。

目前,根据选取不同的线性化坐标,阻抗模型主要可以分为 dq 域阻抗模型和相序域阻抗模型。 dq 域阻抗建模在对风电场建模时需将每个风电机组的阻抗模型变换至统一参考系下,对风电场并网系统稳定问题分析具有一定局限性^[13,14]。而相较于 dq 域阻抗模型,基于谐波线性化方法的相序域阻抗模型,在建立风电机组序阻抗模型时更易于测量,且其物理意义更加清晰,更便于实际工程的应用^[15,16]。

现有文献中,针对直驱风电机组(direct drive permanent magnet synchronous generator, D-PMSG)

序阻抗建模研究,大多考虑锁相环(phase-locked loop, PLL)和电流内环,从而建立 D-PMSG 序阻抗模型并开展稳定性分析工作。然而,鲜有文献涉及同时考虑直流电压环节和 dq 轴电压前馈环节的 D-PMSG 阻抗模型,这简化了机组控制策略结构,对于机组阻抗建模时需要考虑的因素也不够全面。文献[17-18]分别建立了 D-PMSG 和三相 LCL 型并网逆变器的正负序阻抗模型,但均未考虑直流电压环节和 dq 轴电压前馈环节。而文献[19-20]也只考虑了 dq 轴电压前馈环节和直流电压环节中的两者其一,从而建立了 D-PMSG 序阻抗模型并开展稳定性分析工作。

现有文献中,针对基于 D-PMSG 序阻抗模型来提高系统稳定性的参数优化控制方法研究,大多通过定性分析机组参数对系统稳定性的影响,从而给出提高系统稳定性的参数调整方案,鲜有涉及分析机组参数具体的稳定域范围。文献[18-19]分别建立了三相 LCL 型并网逆变器和 D-PMSG 的序阻抗模型,且均提出了一种锁相环参数设计方法,降低了系统振荡失稳发生的风险。然而,文献提及的锁相环参数设计方法并不能反映出锁相环参数具体的稳定运行域范围。文献[20-22]建立了 D-PMSG 和双馈风电机组的正负序阻抗模型,通过定性分析机组控制参数对系统稳定性的影响,从而给出具有抑制次同步振荡作用的参数调整方案,却并未分析讨论机组各控制参数具体的稳定域范围。

综上所述,一方面,建立 D-PMSG 序阻抗模型时,鲜有文献涉及同时考虑直流电压环和 dq 轴电压前馈环节,从而开展系统稳定性分析工作;另一方面,基于 D-PMSG 序阻抗模型的参数优化控制研究,鲜有文献涉及分析机组参数具体的稳定域范围,从而给出提高系统稳定性的参数调整方案。因此,迫切需要建立兼顾直流电压环和 dq 轴电压前馈环节的 D-PMSG 序阻抗模型,从而开展 D-PMSG 接入弱电网时控制参数稳定域研究,分析 D-PMSG 中直流电压环、电流内环和 PLL 的参数稳定运行域,为实际工程中 D-PMSG 参数调整优化提供一定的指导借鉴作用。

本文首先采用谐波线性化方法,兼顾考虑机组建模过程中 dq 轴电压前馈环节以及直流电压

环节,建立 D-PMSG 的正负序阻抗模型,并结合阻抗扫频法验证机组解析模型的准确性。在此基础上,根据阻抗伯德图判据分析 D-PMSG 并网系统的稳定性。进一步,采用频域阻抗稳定判据定量分析 D-PMSG 中直流电压环、PLL 以及电流环控制带宽和阻尼比的稳定域范围,并分析考虑不同强度电网对 D-PMSG 参数稳定域的影响。最后,通过 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真验证理论分析结果的正确性。

1 D-PMSG 并网系统结构及其阻抗模型

1.1 系统结构

直驱风电场并网系统结构如图 1 所示,假设其由多台型号相同、控制参数与运行状态完全一致的 2.5 MW D-PMSG 组成,其中每台 D-PMSG 先经过 0.69 kV/35 kV 风机箱式变压器升压后汇入 35 kV 集电线路,然后再经过 35 kV/110 kV 升压变压器升压后汇入 110 kV 输电线路,最后接入 110 kV 交流主电网。

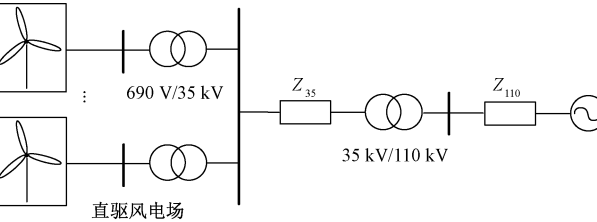


图 1 直驱风电场并网系统结构

Fig. 1 Grid-connected system structure of direct-drive wind farm

D-PMSG 原理如图 2 所示,其由实现风能、机械能和电能转换的风力机、永磁同步发电机 (per-

manent magnet synchronous generator, PMSG)、全功率换流器 (full rated converter, FRC) 等部分组成,其中 FRC 由可控制最大功率跟踪的机侧换流器 (machine side converter, MSC)、以及可控制直流母线电压稳定的网侧换流器 (grid side converter, GSC) 两部分构成。

由文献[23]可知,图 2 D-PMSG 中的机侧部分可用受控电流源替代,并可通过改变其大小来表示 D-PMSG 有功功率的变化。此外,由于直驱风电场中的多台 D-PMSG 的控制参数完全一致,为简化直驱风电场阻抗建模过程,本文将直驱风电场中的多台 D-PMSG 聚合等值为一台 D-PMSG 进行后续的阻抗建模过程。

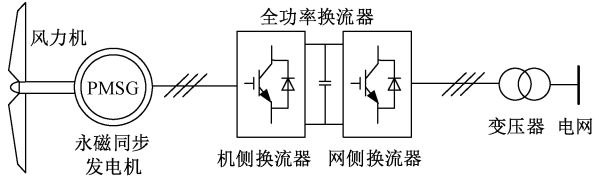


图 2 D-PMSG 原理图

Fig. 2 Schematic diagram of D-PMSG

1.2 D-PMSG 序阻抗建模

风电场等值后的 D-PMSG 功率电路和控制电路如图 3 所示。其中 v_{ia} 、 v_{ib} 、 v_{ic} 分别为 GSC 三相输出端口电压; i_a 、 i_b 、 i_c 和 v_a 、 v_b 、 v_c 分别为 D-PMSG 并网点 (point of common coupling, PCC) 的三相交流电流和三相交流电压; m_a 、 m_b 、 m_c 为 GSC 三相交流调制信号; i_g 为机组箱式变压器高压侧的电流; N 为 D-PMSG 的台数; k_1 、 k_2 为变压器变比; I_{load} 为 MSC 稳态输出电流; C_{dc} 、 v_{dc} 、 v_{dcr} 为直流母线电容、电压及其参考值; L_f 为滤波电感; R_1 、 R_2 、 L_1 、 L_2 分

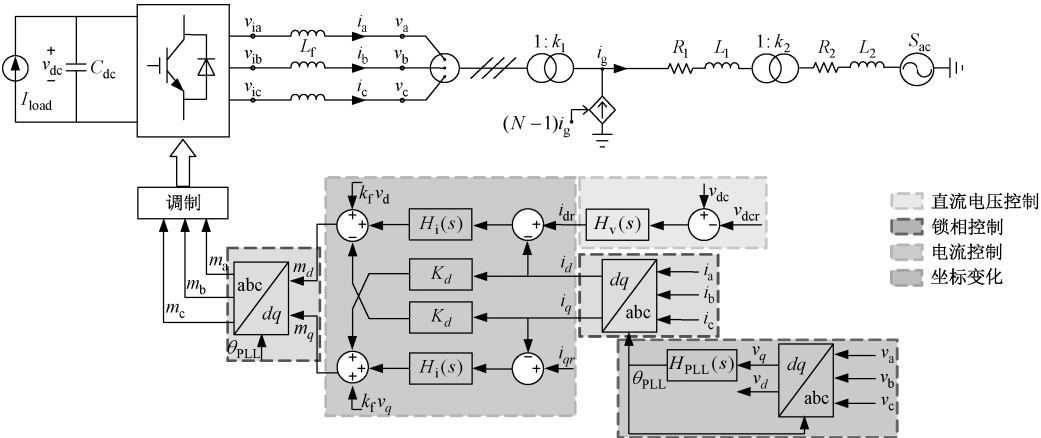


图 3 D-PMSG 功率电路和控制电路

Fig. 3 Power circuit and control circuit of D-PMSG

别为 35 kV 和 110 kV 输电线路的电阻、电感; v_d 、 v_q 、 i_d 、 i_q 、 m_d 、 m_q 分别为 dq 坐标系下的电压、电流和调制信号; i_{dr} 、 i_{qr} 为 dq 轴电流参考值; θ_{PLL} 为经 PLL 控制得到的电网角度; $\omega_1 L_f = K_d$ 为交流电流控制解耦系数; $\omega_1 = 2\pi f_1$ (f_1 为基波频率); $H_{PLL}(s)$ 、 $H_v(s)$ 、 $H_i(s)$ 分别为 PLL、直流电压外环和交流电流内环控制器的传递函数; k_f 为 dq 轴电压前馈系数。

本文所研究的 D-PMSG 并网系统为三相对称系统,采用谐波线性化方法建立 D-PMSG 阻抗模型时,可忽略其正负序耦合阻抗,只考虑机组正序、负序阻抗。此外,本文建立的 D-PMSG 正负序阻抗模型,忽略其采样延时环节以及高频开关过程,主要考虑 GSC 直流电压外环、PLL、电流内环以及 dq 轴电压前馈环节。

1.2.1 主电路建模

采用对称分量法对图 3 中 L 型滤波电感上的电压电流关系加以分析并建模,GSC 输出端口电压、PCC 处的电流和电压关系满足:

$$L_f \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{ia} \\ v_{ib} \\ v_{ic} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: $v_{ia} = m_a k_m v_{dc}$, k_m 为调制系数。

由于系统三相对称,以 a 相为例,此时并网点电压电流的时域表达式如下:

$$\begin{aligned} v_a(t) &= V_1 \cos(\omega_1 t) + V_p \cos(\omega_p t + \varphi_{vp}) + \\ &V_n \cos(\omega_n t + \varphi_{vn}) \\ i_a(t) &= I_1 \cos(\omega_1 t + \varphi_{i1}) + I_p \cos(\omega_p t + \varphi_{ip}) + \\ &I_n \cos(\omega_n t + \varphi_{in}) \end{aligned} \quad (2)$$

式中: V_1 、 I_1 、 ω_1 、 φ_{i1} 分别为基波正序的电压电流的幅值、角频率和初相位; V_p 、 I_p 、 ω_p 、 φ_{vp} 、 φ_{ip} 分别为谐波正序的电压电流的幅值、角频率和初相位; V_n 、 I_n 、 ω_n 、 φ_{vn} 、 φ_{in} 分别为谐波负序的电压电流的幅值、角频率和初相位。

对 abc 坐标系下的并网点电压电流进行傅里叶变换得其频域表达式,如式(3)所示,再对其频域表达式进行坐标变换得 dq 坐标系下的理想电压电流频域表达式,见附录 A 中式(A1)及(A2)。

$$\mathbf{V}_a[f] = \begin{cases} \mathbf{V}_1, f = \pm f_1 \\ \mathbf{V}_p, f = \pm f_p \\ \mathbf{V}_n, f = \pm f_n \end{cases} \quad \mathbf{I}_a[f] = \begin{cases} \mathbf{I}_1, f = \pm f_1 \\ \mathbf{I}_p, f = \pm f_p \\ \mathbf{I}_n, f = \pm f_n \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\mathbf{V}_1 = V_1 / 2$, $\mathbf{V}_p = V_p e^{j\varphi_{vp}} / 2$, $\mathbf{V}_n = V_n e^{j\varphi_{vn}} / 2$, 频域下的电流变量与之类似。

1.2.2 直流母线建模

直流母线作为 MSC 和 GSC 的连接纽带,根据机组交直流侧瞬时功率相等,有

$$(I_{load} - C_{dc} \frac{dv_{dc}}{dt}) v_{dc} = v_{ia} i_a + v_{ib} i_b + v_{ic} i_c \quad (4)$$

联立式(1)~(4)和附录 A 中式(A1)及(A2),可得频率 $[0, \pm(f_p - f_1), \pm(f_n + f_1)]$ 下的直流电压分量:

$$\mathbf{V}_{dc}[f] = \begin{cases} V_{dc0} \\ 3[(\mathbf{V}_1^* + 2sL_f \mathbf{I}_1^*) \mathbf{I}_p + \mathbf{I}_1^* \mathbf{V}_p] / (I_{load} - V_{dc0} C_{dc} s) \\ 3[(\mathbf{V}_1 + 2sL_f \mathbf{I}_1) \mathbf{I}_n + \mathbf{I}_1 \mathbf{V}_n] / (I_{load} - V_{dc0} C_{dc} s) \end{cases} \quad (5)$$

1.2.3 PLL 建模

当考虑 PLL 的频率特性时,PCC 点正负序谐波电压会引起 PLL 输出相角的扰动,此时 PLL 表示为 $\theta_{PLL} = \theta_1 + \Delta\theta$,因此可以假设 $\Delta\theta$ 在频域中的表达式为

$$\Delta\theta[f] = \begin{cases} G_p(s) \mathbf{V}_p, f = \pm(f_p - f_1) \\ G_n(s) \mathbf{V}_n, f = \pm(f_n + f_1) \end{cases} \quad (6)$$

式中: $G_p(s)$ 、 $G_n(s)$ 为正负序谐波电压与其引起的 PLL 输出相角扰动之间的传递函数。

基于谐波线性化方法得到谐波电压与扰动角度的关系:

$$T_{abc/dq}(\theta_{PLL}) = T_{abc/dq}(\Delta\theta) T_{abc/dq}(\theta_1) \quad (7)$$

$$T_{abc/dq}(\Delta\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\Delta\theta) & \sin(\Delta\theta) & 0 \\ -\sin(\Delta\theta) & \cos(\Delta\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (8)$$

由式(7)、式(8)可得 PCC 点三相电压经过实际派克变换得到的 dq 轴电压分量:

$$V_d \approx V_{dv} + \Delta\theta \cdot V_{qv} \quad (9)$$

$$V_q \approx V_{qv} - \Delta\theta \cdot V_{dv}$$

$$\Delta\theta = H_{PLL}(s) V_q \quad (10)$$

式中: $H_{PLL}(s) = (k_{pll} + k_{pli} / s) / s$, k_{pll} 、 k_{pli} 分别为 PLL 的比例积分系数。

联立式(6)~(10),可得传递函数 $G_p(s)$ 、 $G_n(s)$ 如式(11)所示。PCC 点的 dq 轴电压分量,

其表达式详见附录 A 中式(A3)。

$$\begin{aligned} G_p(s) &= \mp jT_{\text{PLL}}(s) \\ G_n(s) &= \pm jT_{\text{PLL}}(s) \end{aligned} \quad (11)$$

式中: $T_{\text{PLL}}(s) = H_{\text{PLL}}(s) / [1 + V_1 H_{\text{PLL}}(s)]$ 。

根据 $\theta_{\text{PLL}} = \theta_1 + \Delta\theta$, 可得 PLL 正余弦的时域表达式以及频域表达式如式(12)、式(13)所示:

$$\begin{aligned} \cos\theta_{\text{PLL}} &\approx \cos\theta_1 - \Delta\theta \cdot \sin\theta_1 \\ \sin\theta_{\text{PLL}} &\approx \sin\theta_1 + \Delta\theta \cdot \cos\theta_1 \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \cos\theta_{\text{PLL}}[f] &= \begin{cases} 1/2, & f = \pm f_1 \\ T_{\text{PLL}}(s \mp j\omega_1) V_p/2, & f = \pm f_p \\ T_{\text{PLL}}(s \pm j\omega_1) V_n/2, & f = \pm f_n \end{cases} \\ \sin\theta_{\text{PLL}}[f] &= \begin{cases} \mp j/2, & f = \pm f_1 \\ \mp jT_{\text{PLL}}(s \mp j\omega_1) V_p/2, & f = \pm f_p \\ \pm jT_{\text{PLL}}(s \pm j\omega_1) V_n/2, & f = \pm f_n \end{cases} \end{aligned} \quad (13)$$

1.2.4 电流环建模

根据图3给出的控制电路,采用谐波线性化方法得出 PCC 电流与调制信号间的关系,建立电

$$\begin{aligned} Z_p(s) &= \left\{ \frac{k_m V_{\text{dc0}} [H_i(s - j\omega_1) - jK_d] + sL_f - 3k_m [(V_1^* + 2(s - j\omega_1)L_f I_1^*)]}{I_{\text{load}} - V_{\text{dc0}} C_{\text{dc}}(s - j\omega_1)} \left[\frac{1}{2} V_{\text{dc0}} H_i(s - j\omega_1) H_v(s - j\omega_1) + M_1 \right] \right\} / \\ &\quad \left\{ \frac{1 - k_f k_m V_{\text{dc0}} - k_m V_{\text{dc0}} T_{\text{PLL}}(s - j\omega_1) [M_1 + I_1 [H_i(s - j\omega_1) - jK_d] - k_f V_1] - 3k_m I_1^*}{I_{\text{load}} - V_{\text{dc0}} C_{\text{dc}}(s - j\omega_1)} \left[\frac{1}{2} V_{\text{dc0}} H_i(s - j\omega_1) H_v(s - j\omega_1) + M_1 \right] \right\} \\ Z_n(s) &= \left\{ \frac{k_m V_{\text{dc0}} [H_i(s + j\omega_1) + jK_d] + sL_f - 3k_m [(V_1 + 2(s + j\omega_1)L_f I_1)]}{I_{\text{load}} - V_{\text{dc0}} C_{\text{dc}}(s + j\omega_1)} \left[\frac{1}{2} V_{\text{dc0}} H_i(s + j\omega_1) H_v(s + j\omega_1) + M_1^* \right] \right\} / \\ &\quad \left\{ \frac{1 - k_f k_m V_{\text{dc0}} - k_m V_{\text{dc0}} T_{\text{PLL}}(s + j\omega_1) [M_1^* + I_1^* [H_i(s + j\omega_1) + jK_d] - k_f V_1] - 3k_m I_1}{I_{\text{load}} - V_{\text{dc0}} C_{\text{dc}}(s + j\omega_1)} \left[\frac{1}{2} V_{\text{dc0}} H_i(s + j\omega_1) H_v(s + j\omega_1) + M_1^* \right] \right\} \end{aligned} \quad (15)$$

1.3 阻抗扫频验证

基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台,搭建图3所示 D-PMSG 并入无穷大系统的平均值模型,机组并网系统运行及控制参数见附录 B 中表 B1 所示。

采用阻抗扫描法验证 D-PMSG 解析阻抗的准确性。机组稳定运行后,向 PCC 注入幅值为系统电压 5% 的三相谐波电压,改变电压谐波的频率,利用 FFT 模块提取 PCC 的正负序电压、电流谐波分量,即可得到各频率下 D-PMSG 阻抗的扫频测量值。D-PMSG 正、负序解析阻抗曲线与扫频值的对比结果如图4所示。

流环及调制的小信号模型:

$$\begin{aligned} m_a &= m_d \cos\theta - m_q \sin\theta \\ m_d &= H_i(s) [H_v(s) (v_{\text{dc}} - v_{\text{dcr}}) - i_d] - K_d i_q + k_f v_d \\ m_q &= H_i(s) [i_{\text{qr}} - i_q] + K_d i_d + k_f v_q \end{aligned} \quad (14)$$

式中: $H_i(s) = k_{ip} + k_{ii}/s$, $H_v(s) = k_{vp} + k_{vi}/s$, k_{ip} 、 k_{ii} 、 k_{vp} 、 k_{vi} 分别为电流内环和电压外环的比例积分系数。

与求 PCC 点的 dq 轴电压分量方法类似,同理可求得 PCC 点的 dq 轴电流分量,详见附录 A 中式(A4)。

将频域下的直流电压、PLL 正余弦以及实际 PCC 点的 dq 轴电压电流表达式代入式(14),可得到频域下 dq 轴调制信号以及 a 相调制信号,详见附录 A 中式(A5)及(A6)。

综上所述,将式(5)以及附录 A 中式(A6)代入 GSC 输出端口电压电流表达式式(1),整理后可得 D-PMSG 的正负序阻抗模型,如式(15)所示。

对比结果表明,D-PMSG 正、负序解析阻抗与扫频结果基本一致,验证了所得 D-PMSG 正、负序解析阻抗模型的准确性。

此外还可发现,在次/超同步频段内,机组正序阻抗在频段 41~49 Hz、频段 60~78 Hz 内呈现明显的负电阻容性特征,负序阻抗在所有频段内均呈现正电阻特征。由无源稳定判据可知,当机组并网系统的谐振频率位于 41~49 Hz、60~78 Hz 频段内时,系统将可能产生小扰动振荡失稳。

1.4 电网序阻抗建模

针对电网序阻抗模型,其建模过程极为简便,

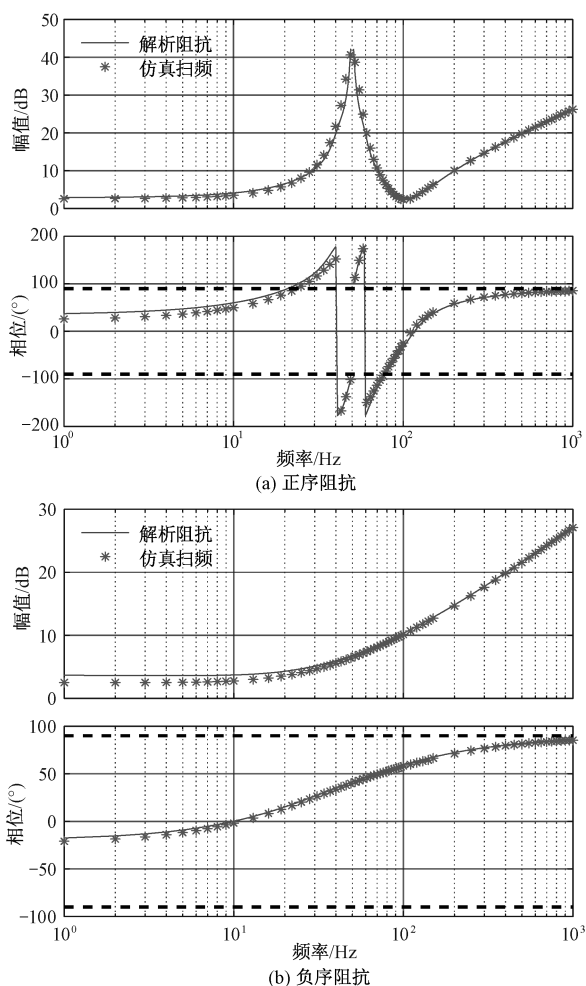


图4 解析曲线和阻抗扫频结果

Fig. 4 Results of frequency scanning and analytical curves

阻抗通常呈现阻感性特征,且其正负序阻抗相等。本文通过线路阻抗和变压器阻抗来模拟电网等值阻抗,如式(16)所示。

$$Z_g(s) = R_1 + R_2/k_2^2 + s[L_1 + (L_2 + X_T/\omega_1)/k_2^2] \quad (16)$$

交流电网强度通常由 D-PMSG 并网系统的 SCR 确定,定义 SCR 大于 3 为强电网,介于 2 和 3 之间为弱电网,小于 2 为极弱电网,交流电网初始参数见附录 B 中表 B2 所示,其中 SCR 按式(17)计算^[24]。

$$SCR = \frac{S_{ac}}{S_N} = \frac{U_N^2}{Z_L P_N} \quad (17)$$

式中: S_{ac} 和 S_N 分别为系统短路容量和 D-PMSG 额定功率; U_N 为电网额定电压; Z_L 为交流系统的线路阻抗。

基于 D-PMSG、电网阻抗模型,采用阻抗伯德图判据分析 SCR 为 3.92 和 2.58 两种情况下机组

并网系统的稳定性,机组并网系统的序阻抗伯德图如图 5 所示。

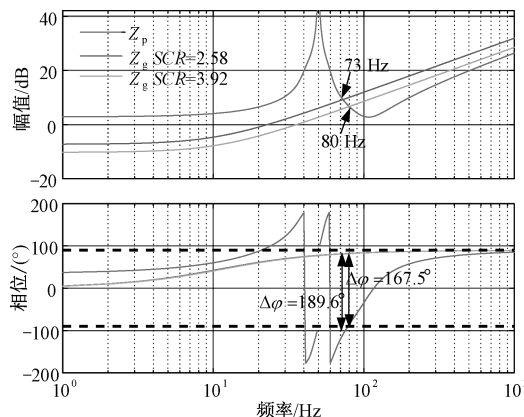


图5 初始参数下的并网系统阻抗伯德图

Fig. 5 Impedance Bode diagram of grid-connected system at initial parameters

由图 5 可知,当交流电网为强电网时,并网系统在交点频率 80 Hz 处的相角差为 167.5° ,相位裕度为 12.5° ,系统稳定。当交流电网为弱电网时,机组正序阻抗和电网阻抗的幅频特性曲线在频率 73 Hz 处存在交点,落在负电阻容性区域,此时并网系统的相角差为 189.6° ,相位裕度为 -9.6° ,系统发生振荡失稳。

电网强度不变时,机组并网系统的稳定性主要取决于 D-PMSG 的阻抗特性,而机组的阻抗特性又受到机组各控制环节控制参数的影响。由于本文机组并网系统的谐振频率位于超同步频段,而滤波电感主要影响机组高频段阻抗特性。因此本文后续不考虑滤波电感影响,而主要对直流电压环、PLL、电流内环的控制参数稳定范围进行分析,以此来增强并网系统的稳定性。

2 控制参数稳定域分析与验证

2.1 频域阻抗稳定判据

在频域阻抗稳定判据中,D-PMSG 接入交流电网的振荡现象可以等效为“RLC”电路发生串联谐振^[25],如图 6 所示。因此,系统阻抗 $Z_{total}(s)$ 可由 D-PMSG 阻抗 $Z_s(s)$ 和电网阻抗 $Z_g(s)$ 两部分构成,如式(18)所示。

$$Z_{total}(s) = Z_s(s) + Z_g(s) \quad (18)$$

频域阻抗稳定判据方法如下:当系统总阻抗 $Z_{total}(s)$ 过频率 ω_0 处的电抗为 0 时,系统稳定性由 $Z_{total}(j\omega_0)$ 的电阻值正负来判断^[26,27]。

1) 当 $Z_{total}(s)$ 的电抗曲线从负向正穿越过零

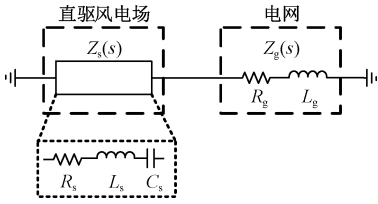


图6 等效“RLC”模型

Fig. 6 Equivalent “RLC” circuit model

点时,若 $Z_{\text{total}}(j\omega_0)$ 的电阻值大于 0,则系统稳定;反之,系统不稳定;

2) 当 $Z_{\text{total}}(s)$ 的电抗曲线从正向负穿越过零点时,若 $Z_{\text{total}}(j\omega_0)$ 的电阻值小于 0,则系统稳定;反之,系统不稳定。

2.2 控制参数稳定域分析

在 D-PMSG 典型结构中直流电压环、PLL 以及电流环控制器的闭环传递函数均可等效为典型二阶系统^[28],从而根据典型二阶系统闭环传递函数的带宽定义,得到各控制器带宽、阻尼比与其 PI 参数的关系。本文以 PLL 为例,给出其闭环传递函数等效为典型二阶系统形式如式 (19) 所示。

$$T_{\text{pll}}(s) = \frac{V_1 k_{\text{pll}p} s + V_1 k_{\text{pll}i}}{s^2 + V_1 k_{\text{pll}p} s + V_1 k_{\text{pll}i}} = \frac{2\xi_{\text{pll}} \omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\xi_{\text{pll}} \omega_n s + \omega_n^2} \quad (19)$$

根据典型二阶系统闭环传递函数的带宽定义,可得到 $k_{\text{pll}p}$ 、 $k_{\text{pll}i}$ 与其带宽、阻尼比关系为

$$k_{\text{pll}p} = 2\xi_{\text{pll}} \omega_p \sqrt{K_{\xi p}} / V_1, k_{\text{pll}i} = \omega_p^2 K_{\xi p} / V_1$$

$$K_{\xi p} = \sqrt{2 + 4\xi_{\text{pll}}^2 + 4\xi_{\text{pll}}^4} - 1 - 2\xi_{\text{pll}}^2 \quad (20)$$

式中: $\omega_p = 2\pi f_{\text{pll}}$, f_{pll} 和 ξ_{pll} 为 PLL 控制带宽和阻尼比, ω_n 为自然频率。

同理,根据直流电压环和电流环的闭环传递函数以及典型二阶系统闭环传递函数的带宽定义,可以得到直流电压环、电流环的 PI 参数与其带宽、阻尼比的关系如式 (21) ~ 式 (24) 所示。

$$T_v(s) = \frac{\frac{k_{vp}}{C_{dc}} s + \frac{k_{vi}}{C_{dc}}}{s^2 + \frac{k_{vp}}{C_{dc}} s + \frac{k_{vi}}{C_{dc}}} = \frac{2\xi_v \omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\xi_v \omega_n s + \omega_n^2} \quad (21)$$

$$k_{vp} = 2C_{dc} \xi_{\text{dvc}} \omega_v \sqrt{K_{\xi v}} k_{vi} = C_{dc} \omega_v^2 K_{\xi v} \quad (22)$$

$$K_{\xi v} = \sqrt{2 + 4\xi_{\text{dvc}}^2 + 4\xi_{\text{dvc}}^4} - 1 - 2\xi_{\text{dvc}}^2$$

$$T_i(s) = \frac{\frac{k_{ip}}{L_f} s + \frac{k_{ii}}{L_f}}{s^2 + \frac{k_{ip}}{L_f} s + \frac{k_{ii}}{L_f}} = \frac{2\xi_i \omega_n s + \omega_n^2}{s^2 + 2\xi_i \omega_n s + \omega_n^2} \quad (23)$$

$$k_{ip} = 2L_f \xi_{\text{gic}} \omega_i \sqrt{K_{\xi i}} k_{ii} = L_f \omega_i^2 K_{\xi i} \quad (24)$$

$$K_{\xi i} = \sqrt{2 + 4\xi_{\text{gic}}^2 + 4\xi_{\text{gic}}^4} - 1 - 2\xi_{\text{gic}}^2$$

式中: $\omega_v = 2\pi f_{\text{dvc}}$, $\omega_i = 2\pi f_{\text{gic}}$, f_{dvc} 和 f_{gic} 为直流电压环、电流环带宽和阻尼比。

因此本文后续分析直流电压环、PLL 以及电流环的控制参数稳定域为各控制环节控制带宽和阻尼比的稳定范围, D-PMSG 各控制环节的初始控制带宽和阻尼比参数如表 1 所示。

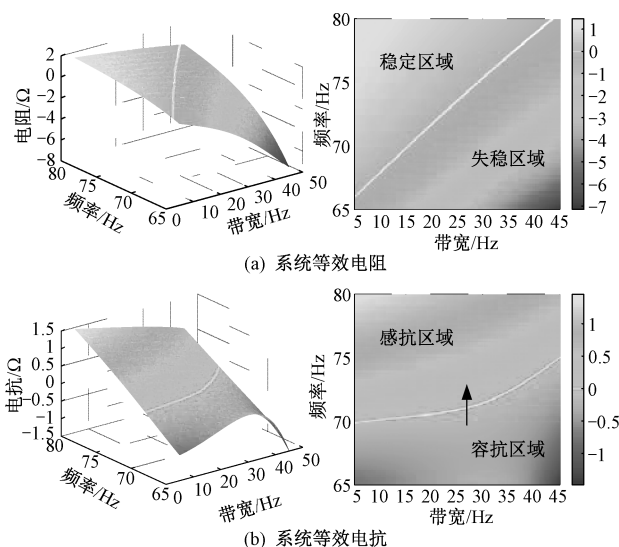
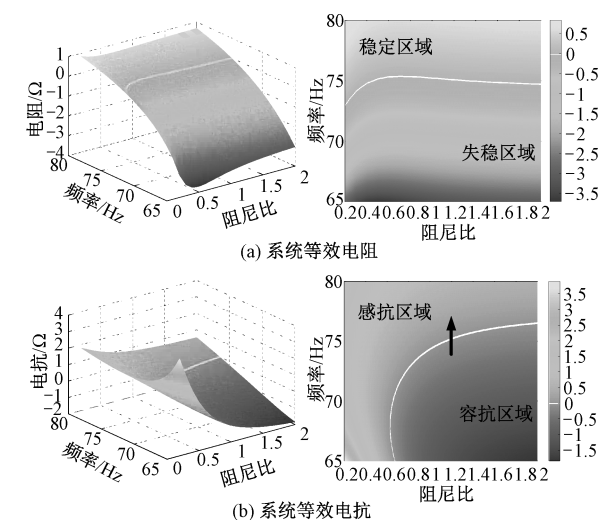
2.2.1 直流电压环控制带宽和阻尼比

基于控制变量法的原则,在分析某一参数对机组阻抗特性的影响时,其他参数应同初始值保持一致。为便于统一分析 D-PMSG 直流电压环控制带宽和阻尼比的稳定域范围,以 1 Hz 为变化步长,取 f_{dvc} 为 5~45 Hz;而对于直流电压环阻尼比,以 0.1 为变化步长,取 ξ_{dvc} 为 0.2~2。

此外,由于本文 D-PMSG 并网系统在初始参数下的谐振频率为 73 Hz,考虑到控制参数变化会导致机组并网系统的谐振频率在一定频率范围内变化,为更加直观显示,主要放大 65~80 Hz 频段内 D-PMSG 并网系统的阻抗特性,如图 7、图 8 所示,其中右图为左图向频率-带宽平面的投影,图中白线代表 D-PMSG 并网系统稳定区域与失稳区域、感抗区域与容抗区域的分界线,即 D-PMSG 并网系统电阻、电抗为 0 的部分。

由图 7 可知,在 f_{dvc} 为 5~45 Hz 范围内时,随着 f_{dvc} 的增加, D-PMSG 并网系统等效电抗从负向正穿越过零点的频率逐渐增大,容抗特性逐渐增强,系统阻抗的负电阻特征也愈加明显,负电阻频段呈比例式的增长趋势,且系统失稳区域的增长趋势远超其等效电抗从负向正穿越过零点频率的增长趋势。因此减小 f_{dvc} , 系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域, D-PMSG 并网系统稳定,从图 7 可得 f_{dvc} 稳定域为 5~15 Hz。

由图 8 可知,在 ξ_{dvc} 为 0.2~2 范围内时,随着 ξ_{dvc} 的增加,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率增大,容抗特性增强,然而系统阻抗的负电阻特征变化较少,负电阻频段逐渐减少,且在 ξ_{dvc} 较大

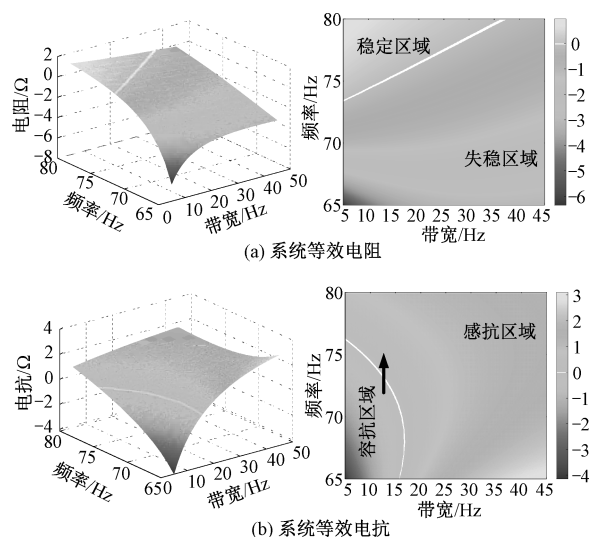
图 7 f_{dvc} 的参数稳定域分析Fig. 7 Parameter stability region analysis of f_{dvc} 图 8 ξ_{dvc} 的参数稳定域分析Fig. 8 Parameter stability region analysis of ξ_{dvc}

范围内,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率的增长趋势远超其失稳区域的消减趋势。因此增大 ξ_{dvc} ,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域,D-PMSG 并网系统稳定,从图 8 可得 ξ_{dvc} 稳定域为 1~2。

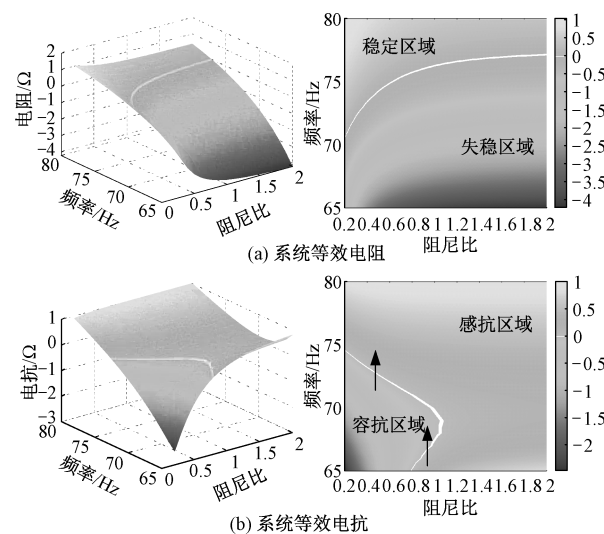
2.2.2 PLL 控制带宽和阻尼比

为便于统一分析 D-PMSG PLL 控制带宽和阻尼比的稳定域范围,以 1Hz 为变化步长,取 f_{pll} 为 5~45 Hz;而对于 PLL 阻尼比,以 0.1 为变化步长,取 ξ_{pll} 为 0.2~2,放大 65~80 Hz 频段 D-PMSG 并网系统的阻抗特性,如图 9、图 10 所示。

由图 9 可知,在 f_{pll} 为 5~45 Hz 范围内时,随着

图 9 f_{pll} 的参数稳定域分析Fig. 9 Parameter stability region analysis of f_{pll}

f_{pll} 的增加,D-PMSG 并网系统等效电抗从负向正穿越过零点的频率逐渐减小,容抗特性逐渐减弱,然而系统阻抗的负电阻特性增强,负电阻频段增加。因此减小 f_{pll} ,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域,D-PMSG 并网系统稳定,从图 9 可得 f_{pll} 稳定域为 5~10 Hz。

图 10 ξ_{pll} 的参数稳定域分析Fig. 10 Parameter stability region analysis of ξ_{pll}

由图 10 可知,在 ξ_{pll} 为 0.2~2 范围内时,随着 ξ_{pll} 的增加,系统等效电抗从负向正穿越过零点的频率逐渐减小,容抗特性逐渐减弱,然而系统阻抗的负电阻特性增强,负电阻频段增加。因此减小 ξ_{pll} ,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域,D-PMSG 并网系统稳

定,从图 10 可得 ξ_{pll} 稳定域为 0.2~0.4。

此外,当 ξ_{pll} 在 0.8~1 范围变化时,存在系统等效电抗从正向负穿越过零点的频率,且这些频率电阻值均落在系统等效电阻小于 0 范围,由频域阻抗稳定判据可知,此时系统无失稳风险。

2.2.3 电流环控制带宽和阻尼比

由于 D-PMSG 电流环控制带宽远大于其直流电压环、锁相环控制带宽,若优化电流环控制带宽参数不当可能导致并网系统产生新的失稳问题,为此以 10 Hz 为步长,取 f_{gic} 为 80~180 Hz (放大 65~100 Hz 频段);对于其阻尼比,以 0.1 为变化步长,取 ξ_{gic} 为 0.2~2,如图 11、图 12 所示。

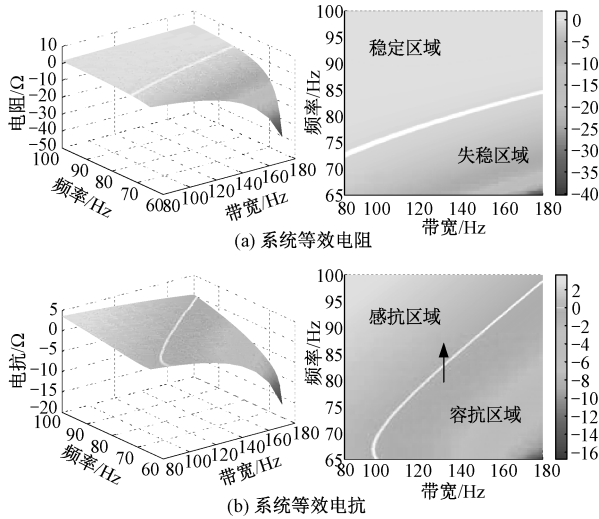


图 11 f_{gic} 的参数稳定域分析

Fig. 11 Parameter stability region analysis of f_{gic}

由图 11 可知,在 f_{gic} 为 80~180 Hz 范围内时,随着 f_{gic} 的增加,D-PMSG 并网系统等效电抗从负向正穿越过零点的频率呈比例式增大,容抗特性增强,系统阻抗的负电阻特性增强,负电阻频段增加,且系统等效电抗从负向正穿越过零点频率的增长趋势远超其失稳区域的增长趋势。因此增大 f_{gic} ,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域,D-PMSG 并网系统稳定,从图 11 可得 f_{gic} 稳定域为 115~180 Hz。

由图 12 可知,在 ξ_{gic} 为 0.2~2 范围内时,随着 ξ_{gic} 的增加,系统等效电抗从正向负穿越过零点的频率均落在失稳区域,系统稳定;而系统等效电抗从负向正穿越过零点的频率逐渐减小,容抗特性减弱,系统阻抗的正电阻特性增强。因此增大 ξ_{gic} ,系统等效电抗从负向正穿越过零点频率将落在系统等效电阻稳定区域,D-PMSG 并网系统稳

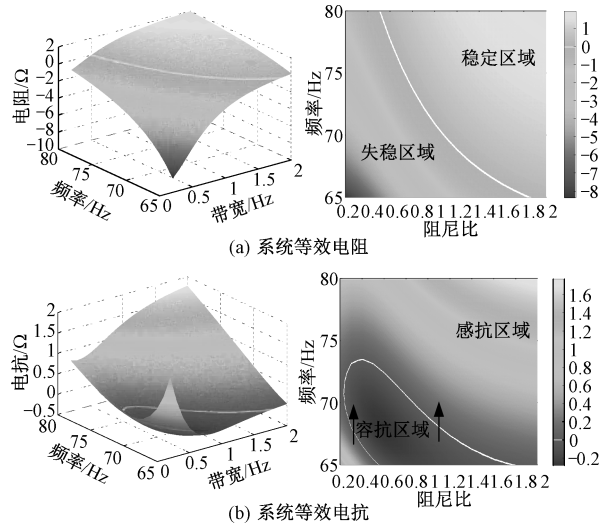


图 12 ξ_{gic} 的参数稳定域分析

Fig. 12 Parameter stability region analysis of ξ_{gic}

定,从图 12 可得 ξ_{gic} 稳定域为 1.6~2。

综上所述,通过比较 D-PMSG 并网系统等效电抗过零点频率的增长趋势和系统失稳区域(或稳定区域)的增长趋势,确定出系统等效电抗从负向正穿越过零点频率落在系统等效电阻稳定区域的参数范围,在此参数范围内,D-PMSG 并网系统稳定,各参数稳定范围如下:

- 1) 直流电压环:减小 f_{dvc} , f_{dvc} 稳定域一般为 5~15 Hz;增大 ξ_{dvc} , ξ_{dvc} 稳定域一般为 1~2。
- 2) 锁相环:减小 f_{pll} , f_{pll} 稳定域一般为 5~10 Hz;减小 ξ_{pll} , ξ_{pll} 稳定域一般为 0.2~0.4。
- 3) 电流环:增大 f_{gic} , f_{gic} 稳定域一般为 115~180 Hz;增大 ξ_{gic} , ξ_{gic} 稳定域一般为 1.6~2。

2.3 控制参数稳定域验证

基于 2.2 节所分析得出的 D-PMSG 不同控制环节参数的稳定域,采用阻抗伯德图判据验证各控制环节参数稳定域的准确性。

在各控制环节参数稳定域范围内,分别给出①减小 f_{dvc} 至 15 Hz;②增大 ξ_{dvc} 至 1.5;③减小 f_{pll} 至 9 Hz;④减小 ξ_{pll} 至 0.4;⑤增大 f_{gic} 至 115 Hz;⑥增大 ξ_{gic} 至 1.7 这 6 组工况,若 D-PMSG 并网系统稳定,则验证了 2.2 节参数稳定域分析的正确性。参数调整后的 D-PMSG 并网系统阻抗伯德图结果如图 13(a) 所示。

在各控制环节参数稳定域范围外,分别给出①减小 f_{dvc} 至 20 Hz;②增大 ξ_{dvc} 至 0.9;③减小 f_{pll} 至 12 Hz;④减小 ξ_{pll} 至 0.5;⑤增大 f_{gic} 至 110 Hz;⑥增大 ξ_{gic} 至 1.2 这 6 组工况,若 D-PMSG 并网系

统失稳,则验证了 2.2 节参数稳定域分析的正确性。参数调整后的 D-PMSG 并网系统阻抗伯德图结果如图 13(b) 所示。

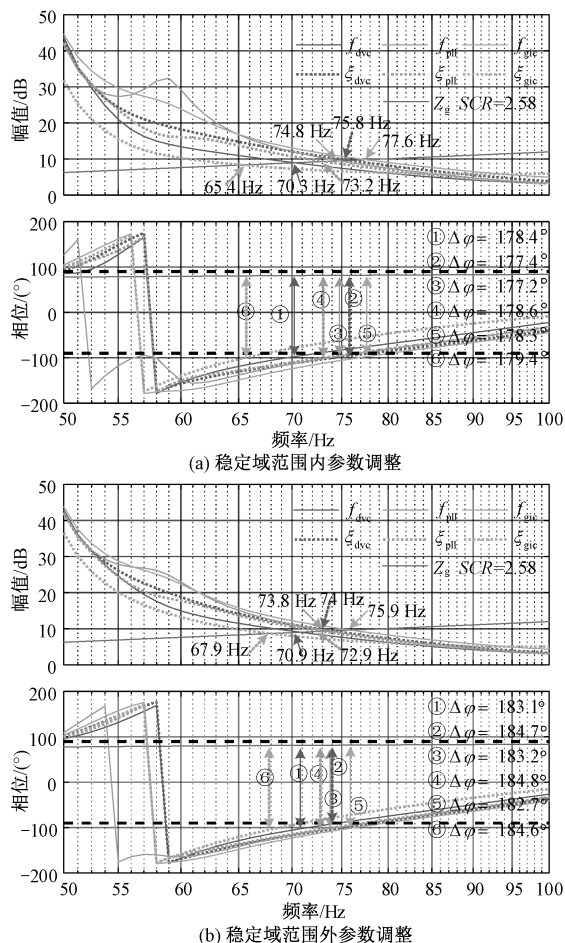


图 13 参数调整后的 D-PMSG 并网系统阻抗伯德图

Fig. 13 Impedance Bode diagram of D-PMSG grid-connected system after parameters adjustment

由图 13 可知,当调整不同控制环节控制带宽和阻尼比时,D-PMSG 阻抗与电网阻抗相交点频率的变化趋势均与 2.2 节参数稳定域分析结果保持一致。如减小 f_{dvc} 至 15 Hz 时,交点频率由 73 Hz 降为 70.3 Hz,这与图 7 分析的系统等效电抗过零点频率随 f_{dvc} 的增加而增大保持一致。

此外,在各控制环节参数稳定域范围内调整控制带宽和阻尼比时,D-PMSG 阻抗与电网阻抗的相位差 $\Delta\varphi$ 均小于 180° ,即相位裕度均为正,D-PMSG 并网系统稳定。而在各控制环节参数稳定域范围外调整控制带宽和阻尼比时, $\Delta\varphi$ 均大于 180° ,即相位裕度均为负,D-PMSG 并网系统失稳。从而验证了本文所提出的不同控制环节控制带宽和阻尼比稳定域范围的正确性和有效性。

3 接入不同强度电网的影响

D-PMSG 并网系统的稳定性除了受到机组本身阻抗特性的影响,还与并入的电网强度息息相关。交流电网的强弱常用电网等值电抗表示,等值电抗越小,电网强度越强。

在 D-PMSG 本身阻抗特性不变情况下(表 1 参数),保持以 $R_2 = 0.2X_2$ 形式改变线路电感 L_2 ,将只对电网阻抗的幅频特性产生影响,其相频特性将保持不变,增大 L_2 时,电网强度减弱,电网阻抗与机组阻抗的交点频率减小;减小 L_2 时,电网强度增强,电网阻抗与机组阻抗的交点频率增大。

3.1 电网强度减弱

为分析电网强度减弱对 D-PMSG 控制参数稳定域的影响,将 L_2 、 R_2 分别增大为 0.064 H、4.05 Ω ,此时 SCR 为 2.3,并采用图 13(a)中各控制环节的参数调整方法(稳定域内),分析结果如图 14 所示。

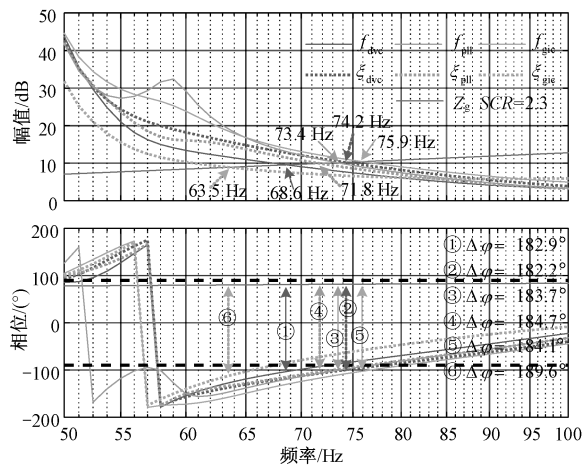


图 14 电网强度减弱对参数稳定域的影响

Fig. 14 Influence of weakening power grid strength on parameter stability region

由图 13(a)、图 14 可知,在 SCR 为 2.58 的控制参数稳定域内,当电网强度减弱时,图 13(a)六组工况下的电网阻抗与 D-PMSG 阻抗相交点频率均减小,相位裕度也均由正变为负,D-PMSG 并网系统均发生振荡失稳,说明 D-PMSG 各控制环节参数的稳定域范围将均会缩小。

3.2 电网强度增强

为分析电网强度增强对 D-PMSG 控制参数稳定域的影响,将 L_2 、 R_2 分别减小为 0.053 H、3.32 Ω ,此时 SCR 为 2.8,并采用图 13(b)中各控制环节的参数调整方法(稳定域外),分析结果如图 15

所示。

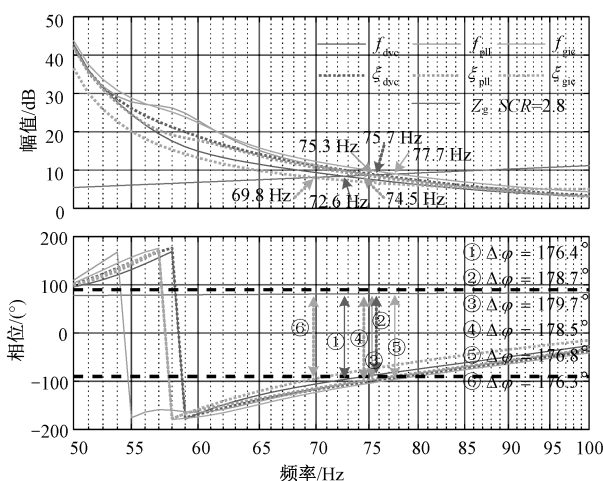


图 15 电网强度增强对参数稳定域的影响

Fig. 15 Influence of power grid strength enhancement on parameter stability region

由图 13(b)、图 15 可知,在 SCR 为 2.58 的控制参数稳定域内,当电网强度增强时,图 13(b)六组工况下的电网阻抗与 D-PMSG 阻抗相交点频率均增大,相位裕度也均由负变为正,D-PMSG 并网系统均恢复稳定,说明 D-PMSG 各控制环节参数的稳定域范围将均会扩大。

综上所述,当电网强度减弱时,电网阻抗与 D-PMSG 阻抗的交点频率减小,D-PMSG 控制环节参数的稳定域范围将均会缩小。当电网强度增强时,电网阻抗与 D-PMSG 阻抗的交点频率增大,D-PMSG 控制环节参数的稳定域范围将均会扩大。

4 时域仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真平台搭建图 3 所示 D-PMSG 并网系统的仿真模型,初始参数见表 1、表 2。在仿真时刻 1 s 时将 SCR 由 3.92 降低为 2.58,D-PMSG 输出功率曲线、PCC 处 a 相电流波形及其频谱结果如图 16 所示。

由图 16 可知,初始参数下 D-PMSG 并网系统发生了振荡失稳,而 PCC 处电流频谱图中含有幅值较大的 73 Hz 谐波分量,这与图 5 D-PMSG 并网系统阻抗伯德图分析结果相一致,同时还存在着 27 Hz 的耦合分量;此外,PCC 处 a 相电流频谱图中还存在着幅值较小的 7 Hz、93 Hz 频率的谐波分量,这是由 73 Hz 高幅谐波分量使 D-PMSG 同交流电网进一步交互产生^[29]。

4.1 电网强度减弱时控制参数稳定域验证

为了验证 D-PMSG 不同控制环节参数稳定域

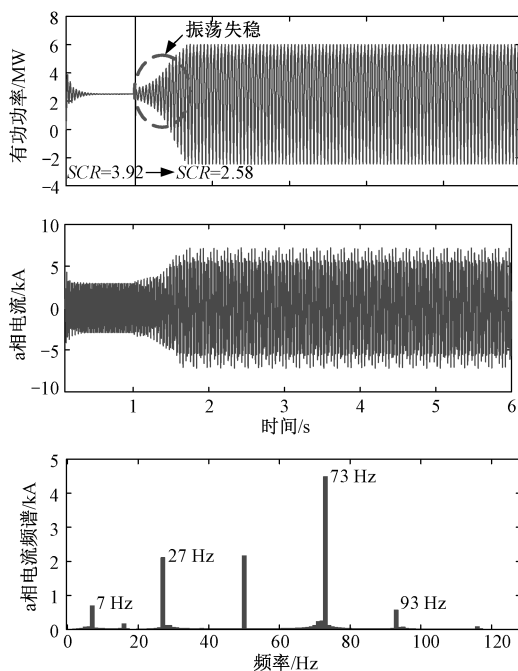


图 16 初始参数下系统时域仿真结果

Fig. 16 System time domain simulation results

的正确性,以及电网强度减弱对 D-PMSG 参数稳定域影响分析的正确性。在参数稳定域范围内,①针对直流电压环,减小 f_{dvc} 至 15 Hz 或增大 ξ_{dvc} 至 1.5;②针对 PLL,减小 f_{pll} 至 9 Hz 或减小 ξ_{pll} 至 0.4;③针对电流环,增大 f_{gic} 至 115 Hz 或增大 ξ_{gic} 至 1.7,并均在仿真时刻 3 s 时将 SCR 由 2.58 降低为 2.3,观察不同参数调整后的 D-PMSG 输出有功功率波形,如图 17 所示。

由图 16、图 17 可知,在各参数稳定域范围内,分别减小 f_{dvc} 、 f_{pll} 、 ξ_{pll} 或增大 ξ_{dvc} 、 f_{gic} 、 ξ_{gic} ,D-PMSG 并网系统在仿真时刻 1 s 后均由振荡失稳(图 16)变为振荡收敛,系统趋于稳定,验证了 D-PMSG 不同控制环节参数稳定域的正确性。而在仿真时刻 3 s 后,D-PMSG 并网系统均又产生了振荡失稳现象,这与本文 3.1 节分析结果保持一致,验证了电网强度减弱时,D-PMSG 各控制环节参数稳定域范围将均会缩小分析结果的正确性。

4.2 电网强度增强时控制参数稳定域验证

为了验证电网强度增强对 D-PMSG 参数稳定域影响分析的正确性。在稳定域范围外,①针对直流电压环,减小 f_{dvc} 至 20 Hz 或增大 ξ_{dvc} 至 0.9;②针对 PLL,减小 f_{pll} 至 12 Hz 或减小 ξ_{pll} 至 0.5;③针对电流环,增大 f_{gic} 至 110 Hz 或增大 ξ_{gic} 至 1.2,并均在仿真时刻 3 s 时将 SCR 由 2.58 升高为 2.8,观察不同参数调整后的 D-PMSG 输出有功功

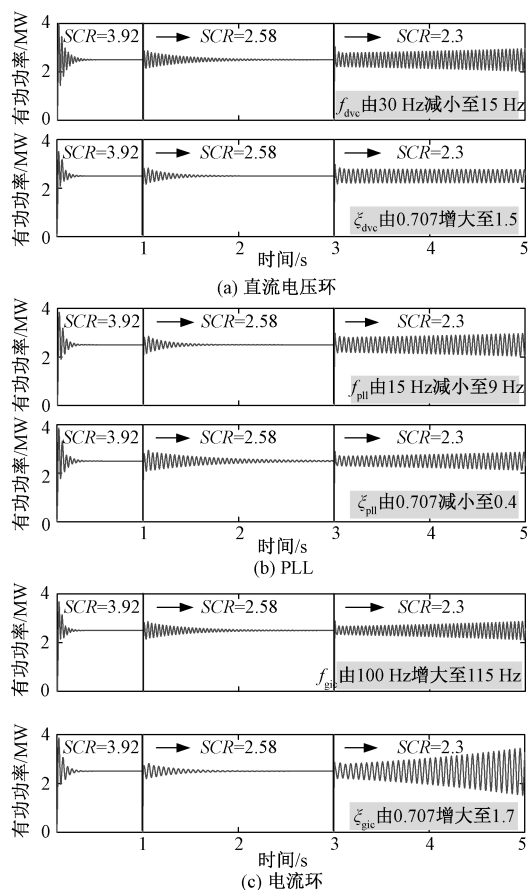


图 17 参数调整后的 D-PMSG 有功功率(SCR 减小)

Fig. 17 Active power of D-PMSG after parameter adjustment (SCR reduction)

率波形,如图 18 所示。

由图 16、图 18 可知,在各参数稳定域范围外,分别减小 f_{dvc} 、 f_{pll} 、 ξ_{pll} 或增大 ξ_{dvc} 、 f_{gic} 、 ξ_{gic} , D-PMSG 并网系统在仿真时刻 1 s 后仍为振荡失稳,进一步验证了 D-PMSG 不同控制环节参数稳定域的正确性。而在仿真时刻 3 s 后, D-PMSG 并网系统均振荡收敛,系统趋于稳定,这与本文 3.2 节分析结果保持一致,验证了电网强度增强时, D-PMSG 各控制环节参数稳定域范围将均会扩大分析结果的正确性。

5 结 论

采用谐波线性化方法建立了 D-PMSG 的序阻抗模型,结合机组控制器带宽和阻尼比参数,利用频域阻抗稳定判据定量分析了直流电压环、PLL、电流环参数的稳定范围,同时分析了不同强度电网对控制参数稳定域影响。主要结论如下:

1) 兼顾考虑了机组建模过程中的 dq 轴电压前馈环节以及直流电压环节,建立了 D-PMSG 的正负序阻抗模型。

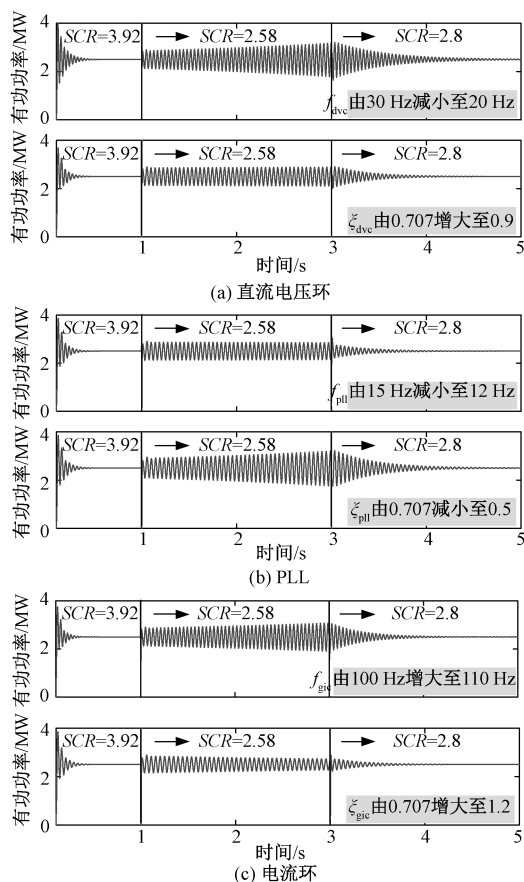


图 18 参数调整后的 D-PMSG 有功功率(SCR 增大)

Fig. 18 Active power of D-PMSG after parameter adjustment (SCR increase)

2) 通过比较 D-PMSG 并网系统等效电抗过零点频率的增长趋势和系统失稳区域(或稳定域)的增长趋势,确定出系统等效电抗从负向正穿越过零点频率落在系统等效电阻稳定区域的参数范围,得到了 D-PMSG 并网系统不同控制环节的参数一般稳定域范围。

3) 电网强度减弱时,电网阻抗与 D-PMSG 阻抗的交点频率减小, D-PMSG 控制环节参数的稳定域范围将均会缩小。电网强度增强时,电网阻抗与 D-PMSG 阻抗的交点频率增大, D-PMSG 控制环节参数的稳定域范围将均会扩大。

4) 基于 PSCAD/EMTDC 的时域仿真模型验证了 D-PMSG 不同控制环节参数稳定域的正确性,以及不同强度电网对 D-PMSG 参数稳定域影响分析的正确性。

针对计及不同强度电网的直驱风电机组控制参数稳定域分析展开研究,对于进一步指导 D-PMSG 调参设计以及并网等实际问题具有一定参考价值。

参考文献:

- [1] 张丽英, 叶廷路, 辛耀中, 等. 大规模风电接入电网的相关问题及措施 [J]. 中国电机工程学报, 2010, 30 (25): 1-9.
ZHANG Liying, YE Tinglu, XIN Yaozhong, et al. Problems and measures of power grid accommodating large scale wind power [J]. Proceeding of the CSEE, 2010, 30 (25): 1-9 (in Chinese).
- [2] 谢小荣, 贺静波, 毛航银, 等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨 [J]. 中国电机工程学报, 2021, 41 (2): 461-474.
XIE Xiaorong, HE Jingbo, MAO Hangyin, et al. New issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41 (2): 461-474 (in Chinese).
- [3] LIU Huakun, XIE Xiaorong, HE Jingbo, et al. Sub-synchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32 (6): 4708-4720.
- [4] 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 (in Chinese).
- [5] 张天翼, 杜文娟, 陈晨, 等. 弱连接条件下并网直驱风电场引发无串补电力系统次同步共振机理研究 [J]. 中国电机工程学报, 2020, 40 (18): 5875-5884.
ZHANG Tianyi, DU Wenjuan, CHEN Chen, et al. A mechanism investigation on SSTOs in power systems without series compensated lines induced by PMSG wind farms under the condition of weak grid connection [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40 (18): 5875-5884 (in Chinese).
- [6] 邵冰冰, 赵书强, 裴继坤, 等. 直驱风电场经 VSC-HVDC 并网的次同步振荡特性分析 [J]. 电网技术, 2019, 43 (9): 3344-3352.
SHAO Bingbing, ZHAO Shuqiang, PEI Jikun, et al. Subsynchronous oscillation characteristic analysis of grid-connected DDWFs via VSC-HVDC system [J]. Power System Technology, 2019, 43 (9): 3344-3352 (in Chinese).
- [7] 刘宇明, 黄碧月, 孙海顺, 等. SVG 与直驱风机间的次同步相互作用特性分析 [J]. 电网技术, 2019, 43 (6): 2072-2079.
LIU Yuming, HUANG Biye, SUN Haishun, et al. Study on subsynchronous interaction between D-PMSG-based wind turbines and SVG [J]. Power System Technology, 2019, 43 (6): 2072-2079 (in Chinese).
- [8] 郭贤珊, 李云丰, 谢欣涛, 等. 直驱风电场经柔直并网诱发的次同步振荡特性 [J]. 中国电机工程学报, 2020, 40 (4): 1149-1160.
GUO Xianshan, LI Yunfeng, XIE Xintao, et al. Sub-synchronous oscillation characteristics caused by PMSG-based wind plant farm integrated via flexible HVDC system [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40 (4): 1149-1160 (in Chinese).
- [9] 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 (in Chinese).
- [10] SUN J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26 (11): 3075-3078.
- [11] 郑国超, 严柏平, 王富立, 等. 弱电网下具有宽频特性的并网逆变器阻抗重塑研究 [J]. 河北电力技术, 2022, 41 (2): 24-29.
ZHENG Guochao, YAN Baiping, WANG Fuli, et al. Research on impedance reshaping of grid-connected inverter with broadband characteristics in weak grid [J]. Hebei Electric Power, 2022, 41 (2): 24-29 (in Chinese).
- [12] WEN B, BOROEYEVICH 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.
- [13] SUN J. Small-signal methods for AC distributed power systems-a review [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2009, 24 (11): 2545-2554.
- [14] VIETO I, SUN J. On system modeling and analysis using DQ-frame impedance models [C]. IEEE 18th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics (COMPEL), Stanford, USA, 2017.
- [15] CESPEDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 9 (3): 1254-1261.

- [16] 宋瑞华, 郭剑波, 李柏青, 等. 基于输入导纳的直驱风电次同步振荡机理与特性分析 [J]. 中国电机工程学报, 2017, 37 (16): 4662-4670.
- SONG Ruihua, GUO Jianbo, LI Baiqing, et al. Mechanism and characteristics of subsynchronous oscillation in direct-drive wind power generation system based on input-admittance analysis [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37 (16): 4662-4670 (in Chinese).
- [17] LIU H, SUN J. 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): 1181-1189.
- [18] 王赞程, 陈新, 陈杰, 等. 基于谐波线性化的三相 LCL 型并网逆变器正负序阻抗建模分析 [J]. 中国电机工程学报, 2016, 36 (21): 5890-5898.
- WANG Yuncheng, CHEN Xin, CHEN Jie, et al. Analysis of positive-sequence and negative-sequence impedance modeling of three-phase LCL-type grid-connected Inverters based on harmonic linearization [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36 (21): 5890-5898 (in Chinese).
- [19] 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 (in Chinese).
- [20] 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 (in Chinese).
- [21] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 直驱风机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): 2366-2372.
- 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 (in Chinese).
- [22] 李辉, 王坤, 胡玉, 等. 双馈风电系统虚拟同步控制的阻抗建模及稳定性分析 [J]. 中国电机工程学报, 2019, 39 (12): 3434-3443.
- LI Hui, WANG Kun, HU Yu, et al. Impedance modeling and stability analysis of virtual synchronous control based on doubly-fed wind generation systems [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39 (12): 3434-3443 (in Chinese).
- [23] 肖仕武, 徐立光. 基于频率耦合阻抗的直驱风电机组次同步振荡关键影响因素分析及抑制措施 [J]. 电网技术, 2023, 47 (4): 1641-1654.
- XIAO Shiwu, XU Liguang. Analysis of key factors and suppression measures for sub-synchronous oscillation of direct-drive PMSG based on frequency coupled impedance [J]. Power System Technology, 2023, 47 (4): 1641-1654 (in Chinese).
- [24] 辛焕海, 董炜, 袁小明, 等. 电力电子多馈入电力系统的广义短路比 [J]. 中国电机工程学报, 2016, 36 (22): 6013-6027.
- XIN Huanhai, DONG Wei, YUAN Xiaoming, et al. Generalized short circuit ratio for multi power electronic based devices infeed to power systems [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36 (22): 6013-6027 (in Chinese).
- [25] 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.
- [26] 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 (in Chinese).
- [27] 王利超, 于永军, 张明远, 等. 直驱风电机组阻抗建模及次同步振荡影响因素分析 [J]. 电力工程技术, 2020, 39 (1): 170-177.
- WANG Lichao, YU Yongjun, ZHANG Mingyuan, et al. Impedance model and analysis of subsynchronous oscillation influence factors for grid-connected full-converter wind turbines [J]. Electric Power Engineering Technology, 2020, 39 (1): 170-177 (in Chinese).
- [28] 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 (一): 宽频带阻抗特性与振荡机理分析 [J]. 中国电机工程学报, 2019, 39 (22): 6547-6561.