

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231032

计及数字控制延时影响的含 PMSG 电力系统的 宽频振荡 z 域阻抗判据研究

黄志光¹, 陈浩¹, 丁浩寅¹, 张怡静¹, 钟伟伦², 徐波²

(1. 国家电网有限公司华东分部, 上海 200120; 2. 上海电力大学电气工程学院, 上海 200090)

摘要: 随着大量数字控制被应用于永磁直驱风电机组, 受数字控制延时影响, 含永磁直驱风电机组电力系统的宽频振荡问题日益突出。为了深入分析宽频振荡失稳机理以及快速准确地评估系统稳定性, 提出了一种新的阻抗建模方法和稳定性判据。首先, 基于精确离散化方法将含有延时环节的永磁直驱风电机组以及受端交流电网中的系统元件分别建模成锁相环坐标系下的 z 域阻抗模型。根据电路原理, 将所有系统元件聚合成 z 域聚合阻抗模型, 以此作为后续理论发展的模型基础。然后, 基于盖尔圆定理, 提出广义禁区判据来分析系统稳定性。最后, 在 Matlab/Simulink 中搭建含永磁直驱风电机组的改进 IEEE 3 机 9 节点模型验证所提方法的有效性。

关键词: 数字控制延时; 阻抗模型; 直驱风机; 宽频振荡; 稳定性判据

The z domain impedance criterion for wide-band oscillation stability analysis of a power system with PMSG considering the impact of digital control delay

HUANG Zhiguang¹, CHEN Hao¹, DING Haoyin¹, ZHANG Yijing¹, ZHONG Weilun², XU Bo²

(1. East China Branch of State Grid Corporation of China, Shanghai 200120, China; 2. College of Electric Power Engineering, Shanghai University of Electric Power, Shanghai 200090, China)

Abstract: There is a large number of digital controls applied in permanent magnet synchronous generators (PMSG). There has been concern about the wide-band oscillation stability influenced by digital control delay in a power system including PMSG. To analyze the mechanism of wide-band oscillation instability deeply and assess system stability rapidly and accurately, both a new impedance modeling method and stability criterion are proposed. First, with the exact discretization method, a PMSG including digital control delay and system components in the receiving-end AC grid are modeled as z-domain impedance in the $d-q$ frame generated by phase-locked loop (PLL). Subsequently, using electric circuit principles, all system components are aggregated into z-domain aggregation impedance. Secondly, based on the Gershgorin Theorem, a generalized forbidden region criterion is proposed to analyze system stability. Finally, a modified IEEE3-machine 9-bus system including PMSG model is built in Matlab/Simulink to verify the effectiveness of the proposed method.

This work is supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. 52080023002J).

Key words: digital control delay; impedance model; permanent magnet synchronous generators; wide-band oscillation; stability criterion

0 引言

永磁直驱风电机组(permanent magnet synchronous generators, PMSG)具有高功率密度、高效率和高可靠性等优势, 正成为大容量机组的主流选择和未来

趋势^[1]。PMSG在局部地区装机占比增大, 逐步取代传统发电。以逆变器为接口的PMSG接入弱电网引发的宽频振荡事故日益频发^[2-3]。随着大量数字控制应用于PMSG, 数字控制延时成为引发宽频振荡的因素之一^[4]。如何有效分析数字控制延时引发宽频振荡失稳的机理以及快速准确地评估系统稳定性至关重要。

基金项目: 国家电网有限公司科技项目资助(52080023002J)

针对上述问题, 国内外学者们展开了相关研究。在系统建模方面, 文献[5-6]采用状态空间模型对含风电系统进行宽频振荡机理分析。虽然状态空间模型易于确定引发系统振荡模式的强相关状态变量和主导因素, 但是该建模方法依赖于系统各元件的详细模型和参数。相对于状态空间模型, 阻抗法使用元件的端口特性, 具有物理概念清晰、可扩展性强以及可克服“黑箱”问题等优点^[7], 因此近年来常被用来分析宽频振荡问题。阻抗模型分为以下3种: dq 阻抗模型^[8]、序阻抗模型^[9-10]和广义阻抗模型^[11-12]。文献[8]首次考虑锁相环的动态影响, 采用 dq 轴线性化的方法, 建立变流器的 dq 阻抗模型。但是由于控制器和锁相环存在非对称性, 导致 dq 阻抗模型始终存在非对角耦合项, 增加了后续稳定性分析的难度。为了解决这个问题, 文献[10]采用谐波线性化的方法, 基于正负序解耦的理想条件, 建立 PMSG 的序阻抗模型。由于该理想条件忽略了非对角耦合项, 导致建立的序阻抗模型对锁相环参与度较高的中低频段难以被用来准确描述系统稳定域^[13]。文献[11]采用全局极坐标系建立了广义阻抗模型, 该模型在各个频段下的非对角耦合项的频率响应特性接近于 0, 有效地实现了模型的解耦。需要注意的是, 上述广义阻抗模型并没有考虑数字控制延时的影响。为了考虑延时环节的影响, 文献[14]采用一阶惯性环节近似, 但是, 采用一阶惯性环节近似难以反映系统的高频振荡特性。文献[15]提出利用 Pade 近似来对数字控制延时进行建模。该方法虽然能有效反应延时对系统稳定性的影响, 但是文献[16]指出 1 阶和 2 阶的 pade 近似无法反映 1320~1450 Hz 高频振荡现象, 需要进行 3 阶及以上 pade 近似。文献[17]需要进行 15 阶的 pade 近似才能计算得到合理的特征值。因此, Pade 近似需要选择合适的近似阶数, 否则会影响判断的准确性。并网逆变器的控制环节几乎都是采用数字信号处理器来进行相关控制, 这使得并网逆变器本质上属于采样控制系统。随着大量以逆变器为接口的新能源发电系统接入受端电网, 电力系统中存在连续和离散的状态量, 系统稳定性分析本质上从连续域的稳定分析转变为离散域的稳定分析。在这种情况下, 现有的连续域的建模方法是否适用于离散域的稳定分析仍需要被进一步研究。

在稳定性分析方面, 常用的方法为特征值分析法^[18-19]和奈奎斯特稳定判据^[20-21]。特征值分析法可以利用特征值的分布、特征值的灵敏度矩阵和振荡模式的参与因子获取与系统稳定性相关的信息。但

是, 特征值分析法依赖于系统所有元件的实际模型, 该方法难以适用于实际工程^[22]。相对于特征值分析法, 采用奈奎斯特稳定判据进行稳定性分析的阻抗法只需要利用元件的端口特性, 无需元件的详细模型和参数, 被广泛应用于实际工程中。但是, 上述分析方法的本质都是求取系统特征方程的零点, 进而判断系统的稳定性。随着高比例接入新能源装备, 使得系统特征方程为超高阶方程, 因此, 上述分析方法难以被用来快速准确地评估系统的稳定性。

为解决上述问题, 本文提出一种新的阻抗建模方法和稳定性判据。首先, 基于精确离散化将含有延时环节的永磁直驱风电机组以及受端交流电网中的系统元件分别建模成锁相环坐标系下的 z 域阻抗模型。随后, 基于电路原理, 将所有系统元件聚合成 z 域聚合阻抗模型, 以此作为后续理论发展的模型基础。再次, 基于盖尔圆定理, 提出广义禁区判据来分析系统稳定性。最后, 在 Matlab/Simulink 环境中搭建含直驱风电机组的改进 IEEE 3 机 9 节点模型验证所提方法的有效性。

1 含 PMSG 电力系统的 z 域阻抗模型

本文研究的含 PMSG 的电力系统结构示意图如图 1 所示。其中: U_{dc} 为直流母线电压; C_{dc} 为直流电容; P_s 为由直流母线注入变流器的有功功率; P_m 为直流母线输入的有功功率; L_f 为滤波电感; C_f 为滤波电容; I_{abc} 、 U_{abc} 分别为变流器并网节点(point of common coupling, PCC)的三相电流和电压; θ_{PLL} 为锁相环输出相角; I_{dref} 、 I_{qref} 分别为 GSC 电流内环控制的 dq 轴分量参考值; U_{dref} 为 GSC 直流电压外环控制的直流母线电压的参考值; U_{sdref} 、 U_{sqref} 分别为 GSC 输出电压 dq 轴分量参考值; $G_{PLL}(z)$ 、 $G_{dc}(z)$ 、 $G_i(z)$ 分别为锁相环、直流电压外环控制、电流内环控制的传递函数。本文假设 q 轴的参考值 $I_{qref} = 0$ 以及 P_m 为定值^[23]。

1.1 计及数字控制延时的 PMSG z 域阻抗模型

根据文献[24-25], 首先在连续域中建立 PMSG 各模块的动态方程。然后, 利用精确离散化的方法, 将模型从连续域转化到离散域中。由于 PMSG 各模块动态方程已经有详细的推导工作, 因此本文对此不再详细阐述。

如图 1 所示, 直流电容传递函数可建模为

$$C_{dc}U_{dc} \frac{z-1}{T} \Delta U_{dc} = P_m - P_s \quad (1)$$

$$P_s = I_d U_d + I_q U_q \quad (2)$$

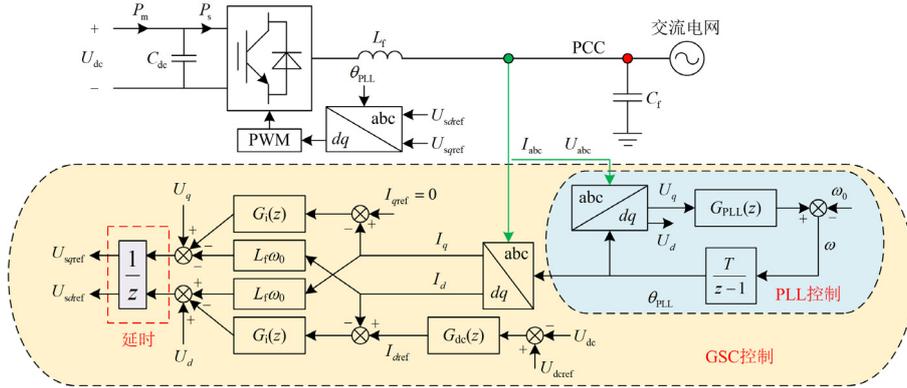


图1 含 PMSG 的电力系统示意图

Fig. 1 Schematic diagram of the power system with PMSG

式中： U_d 、 U_q 和 I_d 、 I_q 分别为并网点电压和电流在 dq 轴上的分量； ΔU_{dc} 为直流母线电压的增量； T 为采样时间， $T = 5 \times 10^{-5}$ s。

GSC 内外环控制的传递函数可建模为

$$I_{dref} = G_{dc}(z)(U_{dcref} - U_{dc}) \quad (3)$$

$$U_{sdref} = (-G_i(z)(I_{dref} - I_d) + U_d + \omega_0 L_f I_q) \frac{1}{z} \quad (4)$$

$$U_{sqref} = (G_i(z)I_q + U_q - \omega_0 L_f I_d) \frac{1}{z} \quad (5)$$

$$G_{dc}(z) = K_{pdc} + K_{idc} \frac{T}{z-1} \quad (6)$$

$$G_i(z) = K_{pi} + K_{ii} \frac{T}{z-1} \quad (7)$$

式中： K_{pdc} 、 K_{idc} 分别为 GSC 外环直流电压 PI 控制环节的比例和积分控制系数； ω_0 为系统全局坐标系的角频率； K_{pi} 、 K_{ii} 分别为 GSC 内环电流 PI 控制环节的比例和积分控制系数。

滤波电感的传递函数可建模为

$$U_{sd} = U_d + L_f \frac{z-1}{T} I_d - \omega L_f I_q \quad (8)$$

$$U_{sq} = U_q + L_f \frac{z-1}{T} I_q + \omega L_f I_d \quad (9)$$

式中， U_{sd} 、 U_{sq} 分别为 GSC 输出的电压在 dq 轴上的分量。

锁相环的传递函数可建模为

$$\theta_{PLL} = G_{PLL}(z)U_q \frac{T}{z-1} \quad (10)$$

$$\omega = G_{PLL}(z)U_q + \omega_0 \quad (11)$$

$$G_{PLL}(z) = K_{pPLL} + K_{iPLL} \frac{T}{z-1} \quad (12)$$

式中： ω 为锁相环测量转速； K_{pPLL} 、 K_{iPLL} 分别为

锁相环 PI 控制环节的比例和积分控制系数。

对式(1)一式(12)线性化可得

$$\Delta U_{dc} = \frac{-T(I_{d0} \Delta U_d + U_{d0} \Delta I_d + I_{q0} \Delta U_q + U_{q0} \Delta I_q)}{(z-1)C_{dc}U_{dc0}} \quad (13)$$

$$\Delta U_{sdref} = \frac{-G_i(z)(\Delta I_{dref} - \Delta I_d) + \Delta U_d + \omega_0 L_f \Delta I_q}{z} \quad (14)$$

$$\Delta U_{sqref} = \frac{G_i(z)\Delta I_q + \Delta U_q - \omega_0 L_f \Delta I_d}{z} \quad (15)$$

$$\Delta I_{dref} = -G_{dc}(z)\Delta U_{dc} \quad (16)$$

$$\Delta U_{sd} = \Delta U_d + \frac{z-1}{T} L_f \Delta I_d - L_f I_{q0} \Delta \omega - L_f \omega_0 \Delta I_q \quad (17)$$

$$\Delta U_{sq} = \Delta U_q + \frac{z-1}{T} L_f \Delta I_q + L_f I_{d0} \Delta \omega + L_f \omega_0 \Delta I_d \quad (18)$$

$$\Delta \theta_{PLL} = G_{PLL}(z) \frac{T}{z-1} \Delta U_q \quad (19)$$

$$\Delta \omega = G_{PLL}(z) \Delta U_q \quad (20)$$

式中， I_{d0} 、 I_{q0} 、 U_{d0} 、 U_{q0} 分别为并网点电压和电流在 dq 轴分量上的初值； U_{dc0} 表示直流母线电压的初值；“ Δ ”表示各变量的线性增量。

联立式(13)一式(20)，得到锁相环坐标系下的 PMSG 的 z 域阻抗模型 $\mathbf{Z}_{PMSG}^P(z)$ ，如式(21)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta U_d \\ \Delta U_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_{dd}^P & z_{dq}^P \\ z_{qd}^P & z_{qq}^P \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} = \mathbf{Z}_{PMSG}^P(z) \begin{bmatrix} \Delta I_d \\ \Delta I_q \end{bmatrix} \quad (21)$$

其中：

$$z_{dd}^P = \frac{C_{dc}(z-1)(-L_f z^2 + G_i T + L_f z)U_{dc0} - G_{dc} G_i T^2 U_{d0}}{T(C_{dc}(z-1)^2 U_{dc0} + I_{d0} G_i G_{dc} T)} + \frac{\omega_0(-G_{PLL} L_f z(z-1)C_{dc} U_{dc0} + G_{dc} G_i T)I_{q0}(z+1)L_f}{(-1 + (G_{PLL} I_{d0} L_f + 1)z)(C_{dc}(z-1)^2 U_{dc0} + I_{d0} G_i G_{dc} T)} \quad (22)$$

$$z_{dq}^p = \frac{L_f C_{dc} \omega_0 (z-1)(z+1) U_{dc0} - G_{dc} G_i T U_{q0}}{C_{dc} (z-1)^2 U_{dc0} + I_{d0} G_i G_{dc} T} + \frac{((-z^2+z)L_f + G_i T)(G_{PLL} L_f (z^2-z) C_{dc} U_{dc0} - G_{dc} G_i T) I_{q0}^2}{(G_{PLL} I_{d0} L_f z + z-1)(C_{dc} (z-1)^2 U_{dc0} + I_{d0} G_i G_{dc} T) T} \quad (23)$$

$$z_{qd}^p = -\frac{L_f \omega_0 (z+1)}{G_{PLL} I_{d0} L_f z + z-1} \quad (24)$$

$$z_{qq}^p = \frac{-L_f z^2 + G_i T + L_f z}{T(G_{PLL} I_{d0} L_f z + z-1)} \quad (25)$$

锁相环坐标系和全局坐标系的关系可由式(26)描述。为了与交流电网的电气量相统一, 基于式(26)的关系将上述建立的阻抗模型转化得到全局坐标系下的阻抗模型 $Z_{PMSG}(z)$, 如式(27)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta M_d \\ \Delta M_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\Delta M_y \\ \Delta M_x \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} M_{x0} \\ M_{y0} \end{bmatrix} \Delta \theta_{PLL} \quad (26)$$

式中: M 为通用向量; M_{x0} 、 M_{y0} 为通用向量在全局坐标下的初值; 下标 d 、 q 对应锁相环坐标系; 下标 x 、 y 对应全局坐标。

$$Z_{PMSG}(z) = (A - Z_{PMSG}^p(z)B)^{-1} Z_{PMSG}^p(z)C \quad (27)$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{G_{PLL} T U_{x0}}{U_{y0} G_{PLL} T - z + 1} & -1 \\ -\frac{G_{PLL} T U_{y0}}{U_{y0} G_{PLL} T - z + 1} + 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (28)$$

$$B = \begin{bmatrix} -\frac{I_{x0} G_{PLL} T}{U_{y0} G_{PLL} T - z + 1} & 0 \\ -\frac{I_{y0} G_{PLL} T}{U_{y0} G_{PLL} T - z + 1} & 0 \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$C = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (30)$$

式中, I_{x0} 、 I_{y0} 和 U_{x0} 、 U_{y0} 分别为全局坐标下并网节点电流和电压在 xy 轴分量上的初值。

1.2 交流电网的 z 域聚合阻抗模型

为了考虑 PMSG 和交流电网相互作用的影响, 需要对受端交流电网进行聚合阻抗建模。根据文献[26]的思想, 首先在连续域上建立交流电网中所有元件的阻抗模型。然后根据电路原理, 将所有元件的阻抗模型进行聚合。最后, 利用精确离散化的方法, 得到交流电网的 z 域聚合阻抗模型 $Z_g(z)$ 。

下面给出交流电网中变压器和输电线路的 z 域阻抗模型。并联支路对系统动态特性的影响很小, 可忽略不计, 则 abc 坐标下 z 域阻抗模型 $Z_{T/L-abc}(z)$ 表示为^[31]

$$Z_{T/L-abc}(z) = R_{T/L} + \frac{z-1}{T} X_{T/L} \quad (31)$$

式中: 下标“T/L”表示变压器或输电线路; $R_{T/L}$ 为等效电阻; $X_{T/L}$ 为等效电抗。

式(31)变化到 dq 坐标系下的 z 域阻抗模型 $Z_{T/L}(z)$ 为^[27]

$$Z_{T/L}(z) = \begin{bmatrix} R_{T/L} + \frac{z-1}{T} X_{T/L} & -\omega_0 X_{T/L} \\ \omega_0 X_{T/L} & R_{T/L} + \frac{z-1}{T} X_{T/L} \end{bmatrix} \quad (32)$$

以图2(a)所示的含 PMSG 的改进的 IEEE 9 节点模型为例。首先, 根据式(32)计算输电线路以及变压器的阻抗模型, 并根据拓扑连接成阻抗网络, 如图 2(b)所示。然后, 对图 2(b)中红色框内的部分进行 Y- Δ 等效变换和串并联等效变换后的阻抗网络如图 2(c)所示。同理, 对图 2(c)的阻抗网络进行等效变换, 聚合的结果如图 2(d)所示。

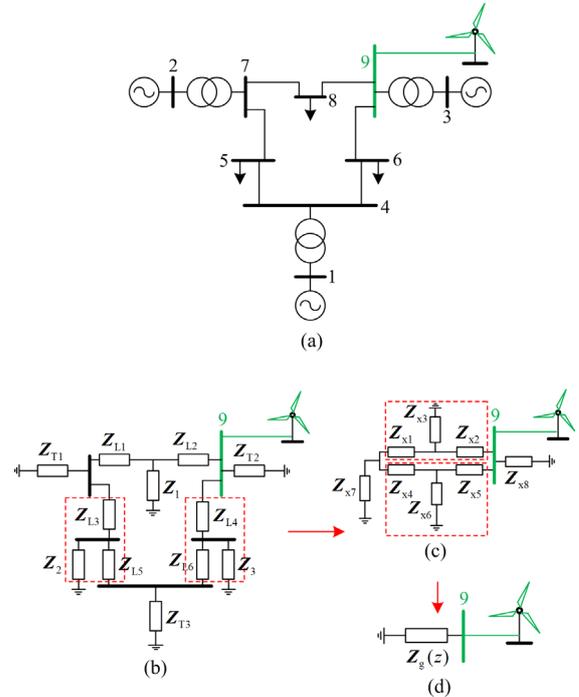


图 2 聚合阻抗

Fig. 2 Aggregation impedance

基于 1.1 节与 1.2 节建立的 z 阻抗模型, 阻抗比 $L_{2 \times 2}(z)$ 如式(33)所示。

$$L_{2 \times 2}(z) = Z_g(z)(Z_{PMSG}(z))^{-1} = \begin{bmatrix} L_{11}(z) & L_{12}(z) \\ L_{21}(z) & L_{22}(z) \end{bmatrix} \quad (33)$$

2 广义禁区判据

盖尔圆定理: 设矩阵 $A = [a_{ij}] \in \mathbb{C}^{n \times n}$, 矩阵 A

的所有特征值 $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$ 落在复平面的 n 个圆盘中, 如式(34)所示。

$$S(\mathbf{A}) = \bigcup_{i=1}^n \left\{ \lambda : |\lambda - a_{ii}| \leq R_i = \sum_{j=1, j \neq i}^n |a_{ij}| \right\} \quad (34)$$

该定理表明, 矩阵 \mathbf{A} 的特征值 λ_i 位于复平面中以 a_{ii} 为圆心、 $R_i = \sum_{j=1, j \neq i}^n |a_{ij}|$ 为半径的盖尔圆盘中。

特征值分析法和奈奎斯特稳定判据的本质都是求取系统特征方程的零点来判断系统的稳定性。高比例接入新能源装备使得系统的特征方程为超高阶方程, 导致上述分析方法难以被用来快速准确地分析系统。因此, 本文基于盖尔圆定理, 提出广义禁区判据。

根据盖尔圆定理, 可以计算出阻抗比的 2 个特征值在每个频率下所对应的盖尔圆盘。这一系列的盖尔圆盘组成的 2 个轨迹带分别包含着 2 个不同特征值轨迹, 如图 3 所示。红色和蓝色圆盘组成对应于 2 个不同特征值的盖尔圆盘的轨迹带, 黄色和黑色曲线分别为轨迹带中盖尔圆盘的圆心轨迹。

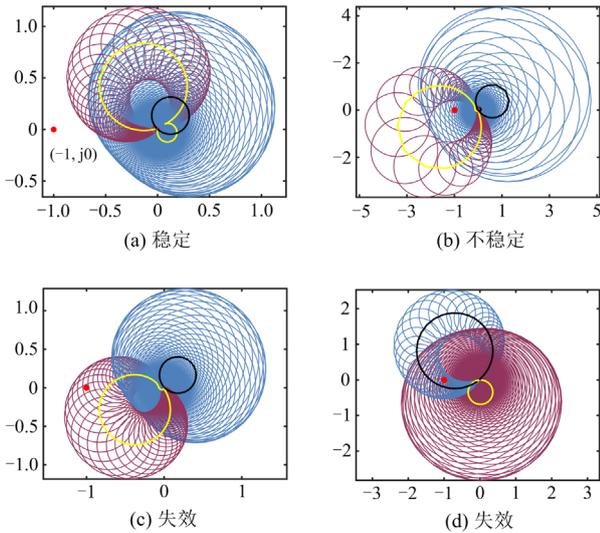


图 3 广义禁区判据示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the generalized forbidden region criterion

结合广义奈奎斯特稳定判据, 如果 2 个盖尔圆盘的轨迹带不围绕和不覆盖 $(-1, j0)$ 点, 即 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 和 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹不围绕 $(-1, j0)$ 点和所有盖尔圆盘的圆心到 $(-1, j0)$ 点的距离大于相应盖尔圆盘的半径, 则可以判断特征值轨迹不围绕 $(-1, j0)$ 点, 系统处于稳定状态, 如图 3(a) 所示。

如果存在一个盖尔圆盘的轨迹带围绕且不覆盖 $(-1, j0)$ 点, 可以判断相应的特征值轨迹围绕

$(-1, j0)$ 点, 系统处于不稳定状态, 如图 3(b) 所示。

如果盖尔圆盘的轨迹带不围绕但覆盖 $(-1, j0)$ 点, 如图 3(c) 所示, 或者盖尔圆盘的轨迹带围绕 $(-1, j0)$ 点且围绕的轨迹带覆盖 $(-1, j0)$ 点, 如图 3(d) 所示, 则无法判断特征值轨迹是否围绕 $(-1, j0)$ 点, 判据失效。

综上所述, 含 PMSG 电力系统宽频振荡稳定性判断步骤如下。

1) 建立 PMSG 的 z 域阻抗模型 $\mathbf{Z}_{\text{PMSG}}(z)$ 。

2) 建立交流电网各部件的阻抗模型, 并按网络拓扑结构连接成阻抗网络, 再利用电路理论等效变换得到 z 域的聚合阻抗模型 $\mathbf{Z}_g(z)$ 。

3) 阻抗比 $L_{2 \times 2}(z) = \mathbf{Z}_g(z)(\mathbf{Z}_{\text{PMSG}}(z))^{-1}$, 计算每个频率的 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{12}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{21}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{22}(e^{j\omega T})$, 根据式(35)、式(36)计算 $S_{11}(\omega)$ 、 $S_{22}(\omega)$ 的值为

$$S_{11}(\omega) = \sqrt{(\text{Re}[L_{11}(e^{j\omega T})] + 1)^2 + (\text{Im}[L_{11}(e^{j\omega T})])^2} \quad (35)$$

$$S_{22}(\omega) = \sqrt{(\text{Re}[L_{22}(e^{j\omega T})] + 1)^2 + (\text{Im}[L_{22}(e^{j\omega T})])^2} \quad (36)$$

式中, $S_{11}(\omega)$ 、 $S_{22}(\omega)$ 分别为圆心 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 到 $(-1, j0)$ 点的距离。

4) 在复平面上绘制 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹。然后, 根据判据 I、II、III 判断系统是否稳定或判据失效。

判据 I: 盖尔圆盘的圆心 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 和 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹均不围绕 $(-1, j0)$ 点, 且满足 $S_{11}(\omega) > |L_{12}(e^{j\omega T})|$ 和 $S_{22}(\omega) > |L_{21}(e^{j\omega T})|$, 则系统处于稳定状态。

判据 II: 盖尔圆盘的圆心 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 的轨迹围绕 $(-1, j0)$ 点, 且满足 $S_{11}(\omega) > |L_{12}(e^{j\omega T})|$, 或 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹围绕 $(-1, j0)$ 点, 且满足 $S_{22}(\omega) > |L_{21}(e^{j\omega T})|$, 则系统不稳定, 发生宽频振荡。

判据 III: 若存在 ω , 使得判据 I 和判据 II 中相应的 $S_{11}(\omega) < |L_{12}(e^{j\omega T})|$ 或 $S_{22}(\omega) < |L_{21}(e^{j\omega T})|$, 判据失效。

3 算例分析与验证

本文在 Matlab/Simulink 中搭建含 PMSG 的改进的 IEEE 9 节点模型。其中 PMSG 采用 Simulink 元件库中的模型。PMSG 的控制参数如表 1 所示。

3.1 阻抗判据的有效性验证

当 $K_{\text{pPLL}} = 100$ 时, 首先, 由 1.1 节与 1.2 节所提的建模方法分别得到 PMSG 的 z 域阻抗模型 $\mathbf{Z}_{\text{PMSG}}(z)$ 和交流电网的 z 域聚合阻抗模型 $\mathbf{Z}_g(z)$ 。随后, 计

算每个频率下 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{12}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{21}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 以及 $S_{11}(\omega)$ 、 $S_{22}(\omega)$ 的值。然后, 在复平面上绘制 $L_{11}(e^{j\omega T})$ 、 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹并比较 $L_{12}(e^{j\omega T})$ 和 $S_{11}(\omega)$ 、 $L_{21}(e^{j\omega T})$ 和 $S_{22}(\omega)$ 的大小关系可知, $L_{11}(e^{j\omega T})$ 和 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹均不围绕 $(-1, j0)$ 点, 并满足 $S_{11}(\omega) > |L_{12}(e^{j\omega T})|$ 和 $S_{22}(\omega) > |L_{21}(e^{j\omega T})|$, 广义禁区判据的仿真结果如图 4(a)所示。根据判据 I 可知, 系统处于稳定状态。

表 1 PMSG 的控制参数

Table 1 Control parameters of the PMSG

参数	数值
锁相环比例系数 K_{pPLL}	100
锁相环积分系数 K_{iPLL}	300
电流内环比例系数 K_{pi}	4
电流内环积分系数 K_{ii}	60
直流电压外环比例系数 K_{pdc}	4
直流电压外环积分系数 K_{idc}	50

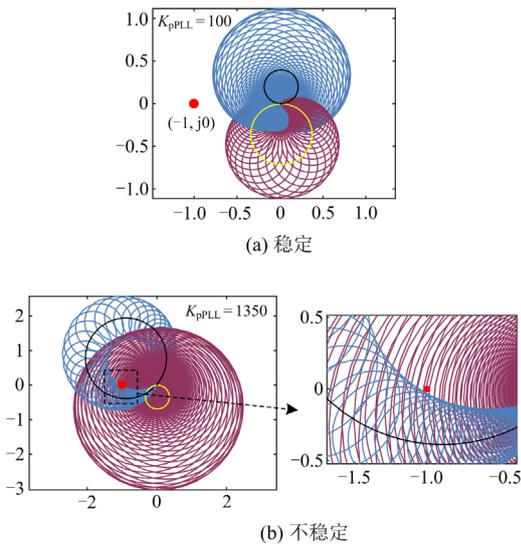


图 4 广义禁区判据的仿真结果

Fig. 4 Simulation results of the generalized forbidden region criterion

当 $K_{pPLL} = 1350$ 时, 重复上述步骤可知, 复平面上 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 的轨迹包围 $(-1, j0)$ 点, 满足 $S_{22}(\omega) > |L_{21}(e^{j\omega T})|$, 广义禁区判据的仿真结果如图 4(b)所示, 根据判据 II 可知, 系统不稳定。

对上述广义禁区判据结果进行时域仿真验证。在 $t = 0.9$ s 时, 锁相环的比例系数 K_{pPLL} 由 100 变为 1350, 系统并网点的 A 相电流 I_{ga} 波形出现发散现

象, 系统发生宽频振荡, 如图 5 所示。基于离散傅里叶分析方法^[28], 对并网点 A 相电流的 0~0.9 s 和 4~6 s 分别进行频谱分析。根据图 5 和图 6(a), 系统在发生扰动之前处于稳定状态。根据图 5 和图 6(b)可知, 系统发生等幅振荡的时候含有工频振荡分量 51.4 Hz、次同步分量 17.8 Hz、超同步分量 84.4 Hz、117.8 Hz 和中频振荡分量 151 Hz、184.4 Hz、217.6 Hz 和 251.2 Hz。与广义禁区判据的结果一致, 从而验证了所提出判据的有效性。

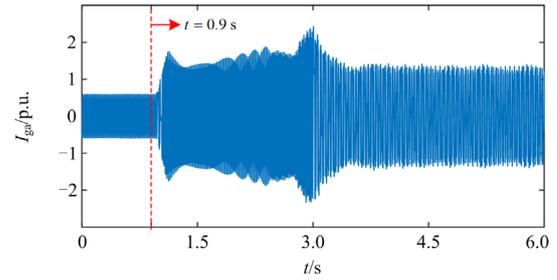
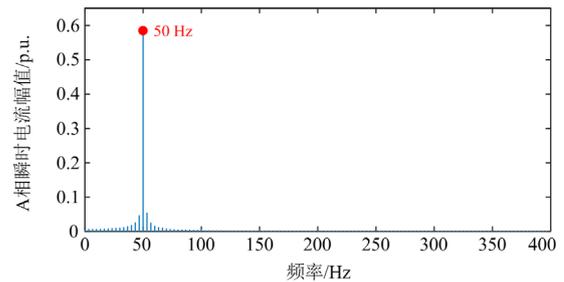
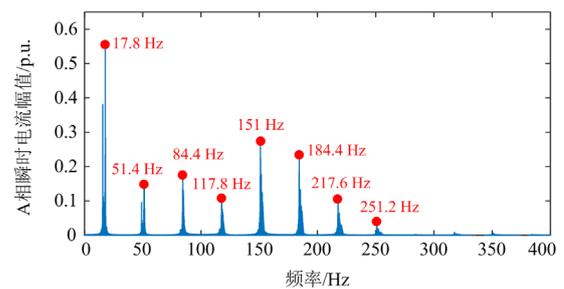


图 5 并网点 A 相电流波形

Fig. 5 A-phase current waveform at the point of common coupling



(a) 频谱分析(0~0.9 s)



(b) 频谱分析(4~6 s)

图 6 并网点 A 相电流频谱分析

Fig. 6 A-phase current spectrum analysis at the point of common coupling

3.2 电流内环比例系数对系统稳定性的影响

本文通过改变电流内环比例系数 K_{pi} , 探究其对系统宽频振荡稳定性的影响。PMSG 的控制参数如表 2 所示。

表 2 PMSG 的控制参数

参数	数值
锁相环比例系数 K_{pPLL}	25
锁相环积分系数 K_{iPLL}	24
电流内环比例系数 K_{pi}	0.5
电流内环积分系数 K_{ii}	50
直流电压外环比例系数 K_{pdc}	2
直流电压外环积分系数 K_{idc}	3500

当 $t = 0.5$ s 时，直流电压外环积分系数 K_{pi} 由 0.5 变为 6.02，并网点的 A 相电流波形出现发散性的振荡现象，如图 7 所示。基于离散傅里叶分析方法，对并网点的 A 相电流的 0~0.5 s 和 2~3 s 分别进行频谱分析。根据图 7 和图 8(a)，在 0~0.5 s 区间，虽然并网点的 A 相电流存在少量谐波，但是系统处于稳定状态。根据图 7 和图 8(b)，在 2~3 s 区间，并网点的 A 相电流含有高频振荡分量 2141 Hz。

采用广义禁区判据的判断结果如图 9 所示。当 $K_{pi} = 0.5$ ， $L_{11}(e^{j\omega T})$ 和 $L_{22}(e^{j\omega T})$ 轨迹不围绕 $(-1, j0)$ 点和盖尔圆盘的轨迹带不覆盖 $(-1, j0)$ 点，根据判据 I 可知，系统处于稳定状态。当 $K_{pi} = 6.02$ ， $L_{11}(e^{j\omega T})$ 轨迹围绕 $(-1, j0)$ 点以及相应的盖尔圆盘的轨迹带不覆盖 $(-1, j0)$ 点，根据判据 II 可知，系统不

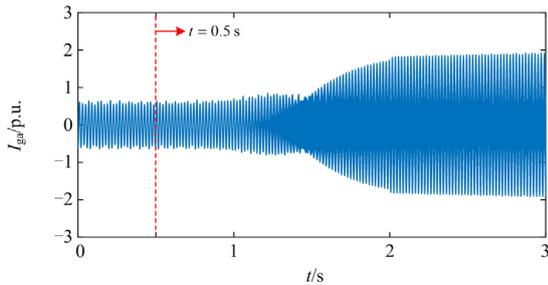
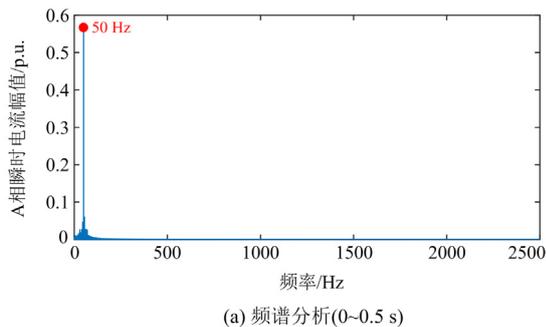
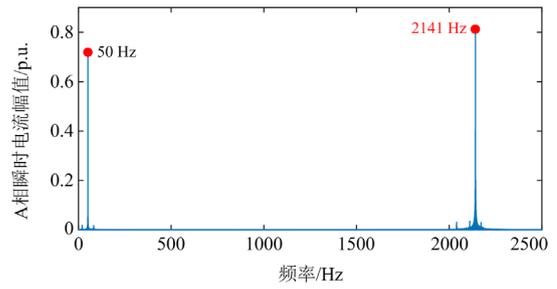


图 7 并网点 A 相电流波形
Fig. 7 A-phase current waveform at the point of common coupling



(a) 频谱分析(0~0.5 s)



(b) 频谱分析(2~3 s)

图 8 并网点 A 相电流频谱分析

Fig. 8 A-phase current spectrum analysis at the point of common coupling

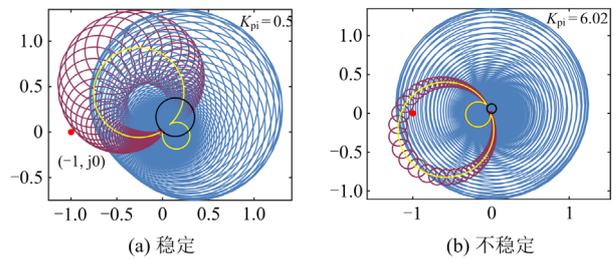


图 9 广义禁区判据的仿真结果

Fig. 9 Simulation results of the generalized forbidden region criterion

稳定，发生振荡。由仿真结果可知，电流内环的比例系数变大会影响系统宽频振荡的稳定性。

4 结论

本文首先基于精确离散化的方法，建立了计及数字控制延时的含 PMSG 电力系统的 z 域聚合阻抗模型。然后，基于盖尔圆定理，提出广义禁区判据来快速准确分析系统稳定性。得到以下几点结论。

1) 建立含延时环节的 PMSG 的 z 域阻抗模型，能有效考虑延时环节对系统宽频振荡稳定性的影响。建立受端电网中各元件的 z 域阻抗模型，然后基于电路原理，将电网中的所有元件进行聚合。由聚合得到的受端电网的 z 域聚合阻抗模型能够综合考虑电力系统输电网络的阻抗特性。

2) 提出的广义禁区判据，通过对特征根估计的方法，得到包含特征值轨迹的盖尔圆盘轨迹带，用该轨迹带代替特征值轨迹来对系统进行稳定性的判断。相比于特征值分析法和奈奎斯特稳定判据需要对特征方程进行求解得到特征根的方法，广义禁区判据不仅对判断大规模新能源并网系统稳定性的速度上更具有优势，而且还能有效地计及非对角耦合项的影响。根据仿真结果可知，提出的广义禁区判据能准确地判断系统宽频振荡的稳定性。

3) 根据仿真结果可知, 在增大锁相环比例系数的情况下, 并网点的 A 相电流主要含有 17.8 Hz、84.4 Hz、117.8 Hz、151 Hz、184.4 Hz、217.6 Hz 和 251.2 Hz 的振荡频率, 系统发生以 17.8 Hz 为主振荡频率的次同步振荡。当增大电流内环的比例参数时, 并网点的 A 相电流主要含有 2141 Hz 的高频振荡频率, 系统发生高频振荡。

本文建立 PMSG 的 z 域阻抗模型, 简化了永磁同步发电机和机侧变流器, 导致广义禁区判据存在一定保守性。为解决上述问题, 进一步对系统进行精细化建模来探究数字控制延时引发宽频振荡失稳的机理和优化广义禁区判据, 将是下一步研究工作。

参考文献

- [1] 邵冰冰, 赵书强, 高本锋, 等. 多直驱风机经 VSC-HVDC 并网系统场内/场网次同步振荡特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(12): 3835-3847.
SHAO Bingbing, ZHAO Shuqiang, GAO Benfeng, et al. Inside-wind-farm/wind-farm-grid sub-synchronous oscillation characteristics analysis in multiple D-PMSGs interfaced with VSC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(12): 3835-3847.
- [2] VERMA N, KUMAR N, GUPAT S, et al. Review of sub-synchronous interaction in wind integrated power systems: classification, challenges, and mitigation techniques[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(1): 277-302.
- [3] 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): 6547-6562.
LI Guanghui, WANG Weisheng, LIU Chun, et al. Mechanism analysis and suppression method of wideband oscillation of PMSG wind farms connected to weak grid (part I): analysis of wideband impedance characteristics and oscillation mechanism[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(22): 6547-6562.
- [4] 郭贤珊, 刘泽洪, 李云丰, 等. 柔性直流输电系统高频振荡特性分析及抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(1): 19-29, 370.
GUO Xianshan, LIU Zehong, LI Yunfeng, et al. Characteristic analysis of high-frequency resonance of flexible high voltage direct current and research on its damping control strategy[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(1): 19-29, 370.
- [5] 高本锋, 崔意婵, 李蕴红, 等. D-PMSG 经 LCC-HVDC 送出系统的次同步振荡特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(6): 2084-2096.
GAO Benfeng, CUI Yichan, LI Yunhong, et al. Analysis of subsynchronous oscillation characteristics of D-PMSG integrated with LCC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(6): 2084-2096.
- [6] 程静, 苏乐, 岳雷. 双馈风电并网系统的宽频振荡机理分析与抑制[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(12): 1-13.
CHENG Jing, SU Le, YUE Lei. Mechanism analysis and suppression of broadband oscillation in a DFIG wind power grid-connected system[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(12): 1-13.
- [7] 曹斌, 刘文焯, 原帅, 等. 基于低电压穿越试验的光伏发电系统建模研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(18): 146-155.
CAO Bin, LIU Wenzhuo, YUAN Shuai, et al. Modeling of photovoltaic power system based on low voltage ride-through test[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(18): 146-155.
- [8] DONG Dong, WEN Bo, BOROYEVICH D, et al. Analysis of phase-locked loop low-frequency stability in three-phase grid-connected power converters considering impedance interactions[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(1): 310-321.
- [9] WU Wenhua, ZHOU Leming, CHEN Yandong, et al. Sequence-impedance-based stability comparison between VSGs and traditional grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(1): 46-52.
- [10] 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, 7067.
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, 7067.
- [11] 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): 1277-1293.
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): 1277-1293.
- [12] WANG Guanzhong, XIN Huanhai, WU Di, et al. Data-driven probabilistic small signal stability analysis for grid-connected PV systems[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2019, 113: 824-831.
- [13] ZHAO Mingquan, YUAN Xiaoming, Hu Jiabing, et al. Voltage dynamics of current control time-scale in a VSC-connected weak grid[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31(4): 2925-2937.
- [14] HARNEFORS L, ANTONOPOULOS A, ILVES K, et al. Global asymptotic stability of current-controlled modular

- multilevel converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(1): 249-258.
- [15] DONG Chaoyu, YANG Shunfeng, JIA Hongjie, et al. Padé-based stability analysis for a modular multilevel converter considering the time delay in the digital control system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(7): 5242-5253.
- [16] 郭春义, 彭意, 徐李清, 等. 考虑延时影响的 MMC-HVDC 系统高频振荡机理分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(22): 119-126.
- GUO Chunyi, PENG Yi, XU Liqing, et al. Analysis on high-frequency oscillation mechanism for MMC-HVDC system considering influence of time delay[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(22): 119-126.
- [17] 陈锦洲, 陈磊, 陈亦平, 等. 基于 Pade 近似的电力系统频率振荡模式延时轨迹分析[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(14): 120-125.
- CHEN Jinzhou, CHEN Lei, CHEN Yiping, et al. Trajectory analysis of time delay for frequency oscillation mode of power system based on Pade approximation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(14): 120-125.
- [18] 张思彤, 梁纪峰, 马燕峰, 等. 直驱风电场经柔性直流输电并网的宽频振荡特性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(14): 33-42.
- ZHANG Sitong, LIANG Jifeng, MA Yanfeng, et al. Broadband oscillation characteristics analysis of a VSC-HVDC connected direct drive wind farm[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(14): 33-42.
- [19] 李生虎, 叶剑桥, 陈东. 基于无源控制的 DFIG 并网次同步控制相互作用抑制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(11): 77-85.
- LI Shenghu, YE Jianqiao, CHEN Dong. Passive control strategy to mitigate sub-synchronous control interaction of DFIG-based integrated power systems[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(11): 77-85.
- [20] 陈良双, 吴思奇, 喻文倩, 等. 基于转子侧附加阻尼控制的双馈风机并网次/超同步振荡抑制方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(15): 47-58.
- CHEN Liangshuang, WU Siqi, YU Wenqian, et al. A sub/super-synchronous oscillation suppression method for a DFIG-connected grid based on additional damping control on the rotor side converter[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(15): 47-58.
- [21] 单碧涵, 王宝华, 刘洋, 等. 基于定子侧模拟电阻的双馈风电场次同步振荡抑制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(5): 10-16.
- SHAN Bihan, WANG Baohua, LIU Yang, et al. Analysis of a new control strategy based on stator-side virtual resistance to suppress sub-synchronous oscillation in DFIG-based wind farms[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(5): 10-16.
- [22] 马宁宁, 谢小荣, 贺静波, 等. 高比例新能源和电力电子设备电力系统的宽频振荡研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(15): 4720-4732.
- MA Ningning, XIE Xiaorong, HE Jingbo, et al. Review of wide-band oscillation in renewable and power electronics highly integrated power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(15): 4720-4732.
- [23] 董炜. 弱同步电网中新能源并网系统的复电路建模与小干扰稳定性分析[D]. 杭州: 浙江大学, 2019.
- DONG Wei. Modelling and small signal stability analysis based on complex circuit for renewable energy integrated system in weakly synchronized grid[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2019.
- [24] 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, 4891.
- 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, 4891.
- [25] LIU Huakun, XIE Xiaorong, LIU Wei. An oscillatory stability criterion based on the unified dq -frame impedance network model for power systems with high-penetration renewables[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 3472-3485.
- [26] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 新能源发电并网系统的小信号阻抗/导纳网络建模方法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(12): 26-32.
- XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. Small-signal impedance/admittance network modeling for grid-connected renewable energy generation systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(12): 26-32.
- [27] LIU Huakun, XIE Xiaorong, HE Jingbo, et al. Subsynchronous interaction between direct-drive PMSG based wind farms and weak AC networks[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(6): 4708-4720.
- [28] YANG Xiaomei, XIE Xiaorong, ZHANG Jianing, et al. Interpolated DFT-based identification of sub-synchronous oscillation parameters using synchrophasor data[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2020, 35(3): 2662-2675.

收稿日期: 2023-08-11; 修回日期: 2023-11-27

作者简介:

黄志光(1984—), 男, 硕士研究生, 高级工程师, 研究方向为大电网运行控制和仿真计算。E-mail: 351509804@qq.com

(编辑 魏小丽)