

# 基于有源节点序阻抗模型的风电场稳定性分析及 其振荡参与风险评估方法

张东辉<sup>1</sup>, 陈新<sup>1\*</sup>, 张旻<sup>1</sup>, 陈杰<sup>1</sup>, 汪海蛟<sup>2</sup>, 何国庆<sup>2</sup>, 郭小龙<sup>3</sup>

- (1. 江苏省新能源发电与电能变换重点实验室(南京航空航天大学), 江苏省 南京市 210016;
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), 北京市 海淀区 100192;
3. 国网新疆电力有限公司, 新疆维吾尔自治区 乌鲁木齐市 830002)

## Stability Analysis and Resonance Participation Risk Assessment of Wind Farm Based on Active Node Sequence Impedance Model

ZHANG Donghui<sup>1</sup>, CHEN Xin<sup>1\*</sup>, ZHANG Yang<sup>1</sup>, CHEN Jie<sup>1</sup>, WANG Haijiao<sup>2</sup>, HE Guoqing<sup>2</sup>, GUO Xiaolong<sup>3</sup>  
(1. Jiangsu Key Laboratory of New Energy Generation and Power Conversion (Nanjing University of Aeronautics & Astronautics),  
Nanjing 210016, Jiangsu Province, China; 2. State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy & Storage  
Systems (China Electric Power Research Institute), Haidian District, Beijing 100192, China; 3. State Grid Xinjiang Electric Power  
Co., Ltd., Urumqi 830002, Xinjiang Uygur Autonomous Region, China)

**ABSTRACT:** The impedance model is widely used in the stability analysis of multi-machine networks in wind farms (WFs) because of its clear physical meaning, but it still suffers from high dimensionality, high analytical difficulty, and poor scalability when studying WFs with more complex structures, and it's difficult to quantitatively describe the resonance participation of each active node in WFs by existing analytical methods. In this paper, a stability criterion and resonance participation risk assessment method for complex multi-node networks based on the interaction between active and passive networks is proposed. First, the active nodes and passive networks are divided according to the WFs sequential impedance network model, and the relationship between the self-stability and the conductance of the single active equipment and the passive network is analyzed; the stability criterion of the WFs sequential impedance network is derived based on the active multi-node equivalence model, and the resonance participation factor of each active node under the disturbance frequency and the coupling frequency is defined, the resonance participation of the WFs under the influence of the coupling frequency is realized. Finally, the effectiveness of the proposed analysis method is verified by applying specific examples.

**KEY WORDS:** wind farms; active node; passive networks; frequency coupling; resonance participation

**摘要:** 阻抗模型由于物理意义清晰广泛应用于风电场多机网络的稳定性分析,但在研究结构较为复杂的风电场时仍存在维数高、分析难度大和拓展性差的不足,同时现有分析方法难以实现风电场中各有源节点的振荡参与度定量描述。该文以有源节点和无源网络间的交互为切入点,提出一种适用于多节点复杂网络的稳定判据与振荡参与风险评估方法。首先,依据风电场序阻抗网络模型划分有源节点和无源网络,分析单机有源装备和无源网络的自稳性与导纳间的关系,在基于有源多节点等价模型基础上推导风电场序阻抗网络稳定判据;同时,定义各有源节点在扰动频率和耦合频率下的振荡参与因子,实现考虑耦合频率影响下的风电场振荡风险评估。最后,应用具体的算例验证所提分析方法的有效性。

**关键词:** 风电场; 有源节点; 无源网络; 频率耦合; 振荡风险评估

## 0 引言

随着风力发电和高压交直流输电技术的不断发展,我国三北地区已基本形成风电大基地开发、直流送出的电网格局。风机、高压直流、无功补偿等高比例电力电子装置主导的弱同步电网系统是我国风电场并网系统的主要特征<sup>[1]</sup>。大量装置的复杂控制作用与弱同步电网特性交织,使得风电场并网系统动态特性极其复杂,稳定问题突出<sup>[2-3]</sup>。

基金项目: 国家自然科学基金项目(52277186)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (52277186).



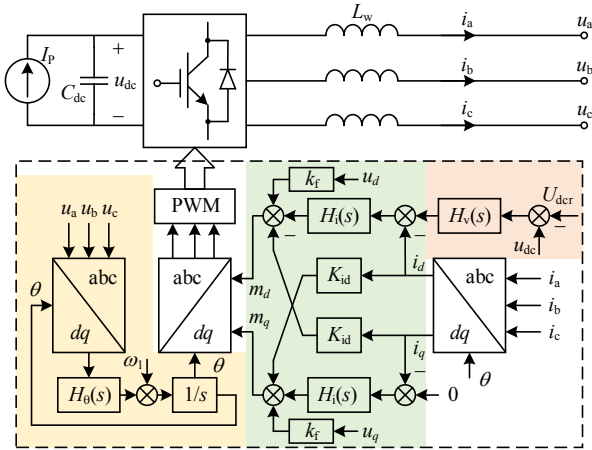


图2 直驱风机并网系统主电路及控制结构

Fig. 2 Circuit and control diagram of inverter in direct-drive turbine

纳模型由统一矩阵模块化表示为

$$Y_w = (e + R_{w1} - R_{w2}R_{w3})^{-1}(R_{w2}P_w - Y_l) \quad (1)$$

式中： $e$  为单位矩阵； $P_w$  为锁相控制增益矩阵； $Y_l$  为滤波器导纳矩阵； $R_{w1}$ 、 $R_{w2}$ 、 $R_{w3}$  为关联矩阵，且有：

$$\begin{cases} R_{w1} = 0.25Y_l M_w Z_w M_w \\ R_{w2} = 0.5Y_l (U_{wdc} - 0.5M_w Z_w I_w)(e + 0.5E_w Z_w I_w)^{-1} \\ R_{w3} = Q_w - 0.5E_w Z_w M_w \end{cases}$$

式中： $M_w$  为调制信号稳态谐波矩阵； $I_w$  为并网电流稳态谐波矩阵； $U_{wdc}$  为直流电压矩阵； $E_w$  为直流电压控制增益矩阵； $Z_w$  为直流电容阻抗矩阵； $Q_w$  为相电流控制增益矩阵。

基于 Matlab 和表 1 所示等值 20MW 直驱风机参数，搭建直驱风机的仿真模型，并进行扫频分析验证。其中，得到的直驱风机导纳验证曲线(含升压变压器漏感)如图 3 所示。图中红色曲线代表理论导纳，蓝色圆圈代表扫频导纳。无论是扰动频率导纳还是耦合频率导纳，导纳数学模型与扫频所得到的导纳仿真验证高度吻合，说明了风机变换器的导纳模型的准确性。

此外，结合风机各个控制环路带宽及图 3 可知，在  $f < 20\text{Hz}$  范围内，风机导纳主要受电流环比例系

表 1 风机参数

Table 1 Parameters of wind turbine generators

参数	数值	参数	数值(带宽)
$L_w/\mu\text{H}$	7.6	$H_l(s)$	$7.35 \times 10^{-6} + 0.046/s(400\text{Hz})$
$C_{dc}/\text{F}$	0.45	$H_0(s)$	$0.067 + 25.25/s(15\text{Hz})$
$U_{dcr}/\text{V}$	1300	$H_v(s)$	$17.4 + 4.376 \times 10^3/s(35\text{Hz})$
$u_{abc}/\text{V}$	690	$k_r$	0.6

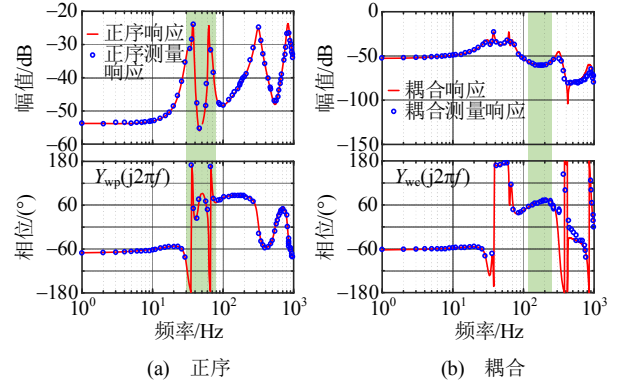


图3 直驱风机理论导纳与扫频曲线对比

Fig. 3 Comparison of theoretical impedance and frequency-scan impedance of direct-drive turbine

数影响，表现为阻感特性；在  $30\text{Hz} < f < 80\text{Hz}$  范围内，风机输出导纳主要受到锁相环和直流电压环控制影响，由于环路交叠作用其导纳含有负阻容和负阻感特性，因此，该频段存在潜在的次/超同步振荡风险；在  $80\text{Hz} < f < 400\text{Hz}$  范围内，风机输出阻抗主要受到电流环积分器的影响，表现为阻容特性；在  $f > 400\text{Hz}$  范围，风机输出阻抗主要受到控制环路延时增益及滤波器与变压器漏感影响，其阻抗表现为 LCL 滤波器特性。

### 1.1.2 级联 H 桥 SVG 的序阻抗建模

为了提高风电场的输送能力，一般风电场出口处并联有 SVG 装置为风电场提供无功补偿。级联 H 桥 SVG 的主电路与控制结构如图 4 所示。

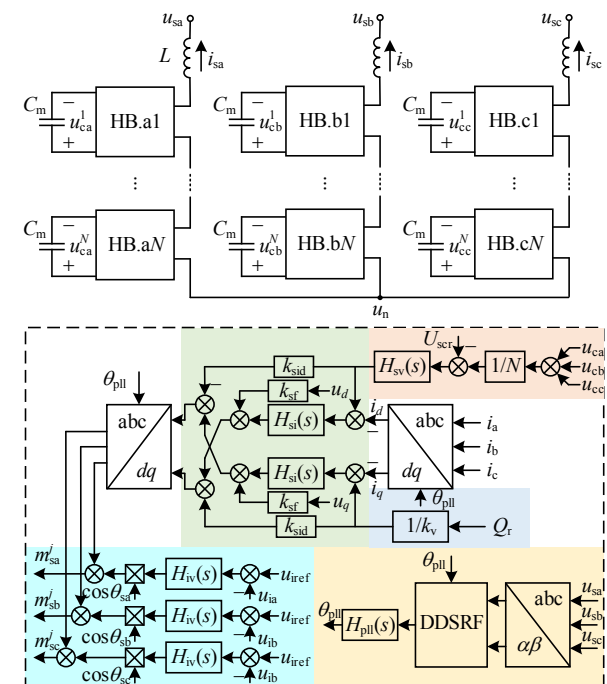


图4 级联 H 桥 SVG 主电路及控制结构

Fig. 4 Circuit and control diagram of cascaded H-bridge SVG

图 4 中： $u_{st}$  和  $i_{st}(t=a, b, c)$  分别为 SVG 并网点三相电压和并网电流； $L$  为桥臂滤波电感； $C_m$  为子模块电容； $u_{cn}(n=1, 2, \dots, N)$  为模块电容电压； $H_{sv}(s)$ 、 $H_{iv}(s)$ 、 $H_{si}(s)$  和  $H_{pll}(s)$  分别为模块电容电压全局控制、并网电流控制和相间均压及锁相控制的调节器； $k_{sid}$  为  $dq$  坐标系电流控制解耦系数； $k_v$  为无功电流系数。

当 SVG 工作在无功补偿模式时，可以将 SVG 序阻抗模型统一矩阵模块化表示为

$$Y_{SVG} = (e + R_{s1} - R_{s2}R_{s3})^{-1}(R_{s2}P_s - Y_1) \quad (2)$$

式中： $P_s$  为锁相和电压前馈控制增益矩阵； $Y_1$  为滤波器导纳矩阵； $R_{s1}$ 、 $R_{s2}$ 、 $R_{s3}$  为关联矩阵；且有：

$$\begin{cases} R_{s1} = Y_1 M_s Z_s M_s \\ R_{s2} = Y_1 (U_{si} - M_s Z_s I_s) (e + E_s Z_s I_s)^{-1} \\ R_{s3} = Q_s - E_s Z_s M_s \end{cases}$$

式中： $M_s$  为调制信号稳态谐波矩阵； $I_s$  为并网电流稳态谐波矩阵； $U_{si}$  为模块电容电压矩阵； $Z_s$  为等效模块电容阻抗矩阵； $E_s$  为与模块电容电压相关的增益矩阵； $Q_s$  为与相电流相关的增益矩阵。

同样，基于 Matlab 和表 2 所示 SVG 参数，建立了 SVG 的仿真模型，并进行扫频分析验证，得到的 SVG 阻抗验证曲线如图 5 所示。图中红色曲线代表理论导纳，蓝色圆圈代表扫频导纳。无论是扰动频率导纳还是耦合频率导纳，导纳数学模型与扫频得到的导纳高度吻合，说明式(2)能够准确表征 SVG 的阻抗特性，可用于系统稳定性分析。

表 2 24Mvar 直挂式 SVG 参数

Table 2 24Mvar direct-mounted SVG parameters

参数	数值	参数	数值(带宽)
子模块数 $N$	36	$H_{si}(s)$	$0.423 + 62.985/s(250\text{Hz})$
$L/\text{mH}$	16.25	$H_{sv}(s)$	$1.14 + 39.896/s(15\text{Hz})$
$C_m/\text{mF}$	6.2	$H_{iv}(s)$	$0.5 + 5/s(10\text{Hz})$
$u_c/\text{V}$	970	$H_{pll}(s)$	$34 + 6322/s(20\text{Hz})$
$u_{\text{sabc}}/\text{kV}$	35	$k_v$	1
$k_f$	1	—	—

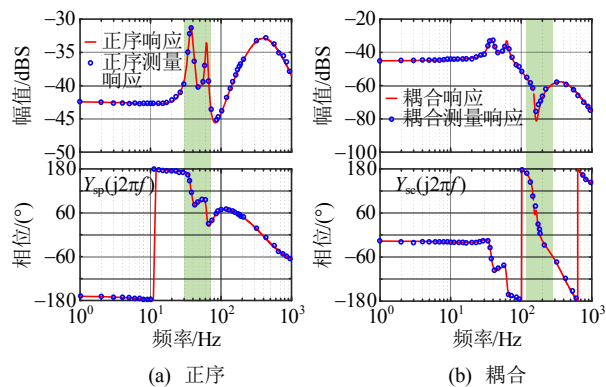


图 5 SVG 的理论导纳与扫频导纳曲线对比

Fig. 5 Comparison of theoretical impedance and frequency-scan impedance of SVG

线代表理论导纳，蓝色圆圈代表扫频导纳。无论是扰动频率导纳还是耦合频率导纳，导纳数学模型与扫频得到的导纳高度吻合，说明式(2)能够准确表征 SVG 的阻抗特性，可用于系统稳定性分析。

结合 SVG 各个控制环路带宽及图 5 可知，在  $f < 30\text{Hz}$  范围内，SVG 输出导纳主要受电流环比例系数及电压前馈的影响，表现为负阻抗特性；在  $30\text{Hz} < f < 70\text{Hz}$  范围内，SVG 输出导纳主要受到锁相环和直流电压环控制共同影响，表现为阻感且存在负阻抗区间，该频段存在次/超同步振荡风险；在  $70\text{Hz} < f < 400\text{Hz}$  范围内，SVG 输出导纳主要受到电流环积分器的影响，表现为阻容特性；在  $f > 400\text{Hz}$  范围，SVG 输出导纳主要受到控制环路延时增益及滤波器的影响，表现为阻感特性。

### 1.2 风电场有源和无源装备序阻抗特性分析

根据前文描述，在统一矩阵模块化定义下风机与 SVG 序阻抗统一表示为

$$Y = (e + R_1 - R_2 R_3)^{-1}(R_2 P - Y_1) \quad (3)$$

式中  $R_1$ 、 $R_2$ 、 $R_3$  为风机和 SVG 阻抗关联矩阵。式(3)表明，控制、结构及稳态工作点参数决定了有源装备的阻抗特性，其中，各有源装备控制器带宽分布如图 6 所示。

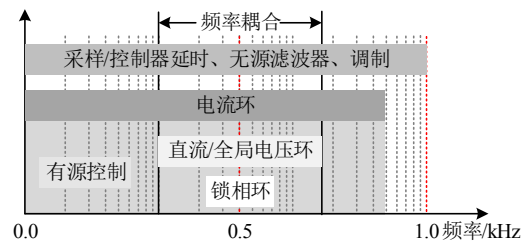


图 6 控制器带宽影响分布

Fig. 6 Controller band-width influence distribution

根据阻抗曲线和控制带宽作用范围可知，电流环控制带宽以外有源装备阻抗呈现无源特性，此时系统的阻抗由结构参数决定。控制带宽以内有源装备阻抗特性受控制参数影响较大。其中，在所关注的次/超同步频带内存在的弱阻尼或负阻尼特性与锁相环和直流电压环紧密相关。因此，次/超同步频段通过对有源装备锁相环和直流电压环的参数优化，可以实现该频段负阻尼(弱阻尼)情况的改善，有利于提高系统稳定性。

现有多机网络稳定性分析大多采用阻抗聚合的方法<sup>[13,19-21]</sup>。具体而言是将多机网络按所选断面划分为“源-载”子系统，后根据“源”和“载”

各自网络拓扑关系对系统中的各装备阻抗进行聚合。在考虑频率耦合条件时,源、载侧阻抗都需要表示为 $2 \times 2$ 矩阵的形式,分别为:

$$\mathbf{Z}_{\Sigma S}(s) = \mathbf{Y}_{\Sigma S}^{-1}(s) = \begin{bmatrix} Z_{Sp2}(s) & Z_{Sc}(s) \\ Z_{Sc2}(s) & Z_{Sp}(s) \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\mathbf{Y}_{\Sigma L}(s) = \begin{bmatrix} Y_{Lp2}(s) & Y_{Lc}(s) \\ Y_{Lc2}(s) & Y_{Lp}(s) \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中 $\mathbf{Z}_{\Sigma S}(s)$ 和 $\mathbf{Y}_{\Sigma L}(s)$ 分别为源侧和载侧聚合阻抗。此时,“源-载”系统的返回比矩阵为

$$\mathbf{L}(s) = \mathbf{Z}_{\Sigma S}(s)\mathbf{Y}_{\Sigma L}(s) \quad (6)$$

利用返回比矩阵 $\mathbf{L}(s)$ 由广义奈氏判据即可判定系统的稳定性<sup>[14]</sup>。但这种基于全系统阻抗网络的稳定分析存在建模难度大、拓展性差及分析复杂等不足,且在系统出现多源或类电压源装备节点接入条件时,存在源-载划分困难等问题。同时,考虑耦合条件下的返回比矩阵物理意义不明确,且难以反映网络内部各节点的振荡信息,不利于多机网络稳定性分析及振荡抑制<sup>[11,13,17]</sup>。为了有效分析和评估风电场并网系统的稳定性,本文提出一种适用于有源多机网络的稳定性判据及振荡节点风险评估方法,具体内容在下文展开。

## 2 基于有源节点的风电场阻抗稳定判据

### 2.1 有源节点单机系统和无源网络自稳性分析

按照电网装备的有源和无源特性将接入系统的装备划分为两大类,其中有源装备包括风机变换器、无功补偿 SVG 等,无源装备包括线路阻抗、变压器等。根据并网时的频率耦合特性,定义有源装备标准化并网序导纳模型为

$$\mathbf{Y}_s(s) = \begin{bmatrix} Y_{sp2}(s) & Y_{sc}(s) \\ Y_{sc2}(s) & Y_{sp}(s) \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中 $Y_{sp}(s)$ 、 $Y_{sc}(s)$ 、 $Y_{sp2}(s)$ 和 $Y_{sc2}(s)$ 分别为有源装备的扰动、耦合及转移频率序导纳(为了区分耦合导纳,本文定义 $Y_{sp2}(s)$ 和 $Y_{sc2}(s)$ 为转移频率序导纳)。

当网络中含有源装备时,频率耦合效应也会影响到无源装备,考虑频率耦合特性定义无源装备标准化并网序导纳模型为

$$\mathbf{Y}_o(s) = \begin{bmatrix} Y_{op2}(s) & 0 \\ 0 & Y_{op}(s) \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中 $Y_{op}(s)$ 、 $Y_{op2}(s)$ 分别为无源装备的扰动和转移频率序导纳。

其中,针对有源装备对图7所示的单机等效系统进行自稳定性分析说明。

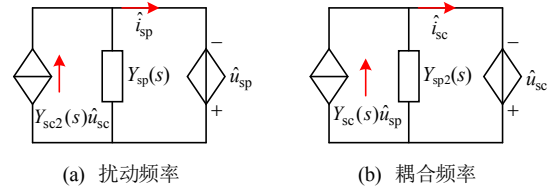


图7 单机系统等效框图

Fig. 7 Equivalent block diagram of stand-alone system

由于锁相环和直流电压环的存在,单机系统呈现多输入多输出形式,即在 $\hat{u}_{sp}$ 和 $\hat{u}_{sc}$ 电压扰动下产生 $\hat{i}_{sp}$ 和 $\hat{i}_{sc}$ 电流分量,扰动电压和电流间关系为

$$\begin{bmatrix} \hat{i}_{sc} \\ \hat{i}_{sp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{sp2}(s) & Y_{sc}(s) \\ Y_{sc2}(s) & Y_{sp}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{u}_{sc} \\ \hat{u}_{sp} \end{bmatrix} \quad (9)$$

由式(9)可知,系统闭环传递函数由 $Y_{sp2}(s)$ 、 $Y_{sp}(s)$ 、 $Y_{sc2}(s)$ 和 $Y_{sc}(s)$ 共同决定。此时,根据叠加原理,理想电网条件下并网闭环系统稳定的充要条件为输出电流 $\hat{i}_{sp}$ 和 $\hat{i}_{sc}$ 均能够稳定,即: $Y_{sp2}(s)$ 、 $Y_{sp}(s)$ 、 $Y_{sc2}(s)$ 和 $Y_{sc}(s)$ 中均不含右半平面极点。

在多节点电力网络中,系统的无源节点阻抗矩阵一般由线路及变压器阻抗构成,线路或变压器阻抗可以等效为RLC串并联的组合,此时,无源网络节点阻抗矩阵元素将由各节点、支路阻抗的代数运算关系得到。根据无源网络的策动态函数分析可知<sup>[22]</sup>,无源网络节点阻抗矩阵函数在右半平面解析,亦不存在右半平面极点,即 $\mathbf{Y}_o(s)$ 满足自稳性。

当有源装备接入系统时,其参数设计满足自身动态稳定性,即自稳性。同时,无源网络也满足自稳性,故在分析过程中可不需要单独考虑多机系统的右半平面极点问题,具体分析将在下文展开。

### 2.2 基于有源网络节点的稳定判据

根据电网络理论,对于任意复杂的多节点网络,其节点电压方程可以写为

$$\mathbf{i}(s) = \mathbf{Y}_N(s)\mathbf{u}(s) \quad (10)$$

式中: $\mathbf{u}(s)$ 为节点电压向量的 $s$ 域表达式,且有 $\mathbf{u}(s) = [\mathbf{u}_1, \mathbf{u}_2, \dots, \mathbf{u}_n]^T$ ;  $\mathbf{i}(s)$ 为节点注入电流向量且有 $\mathbf{i}(s) = [\mathbf{i}_1, \mathbf{i}_2, \dots, \mathbf{i}_n]^T$ ;  $\mathbf{Y}_N(s)$ 为无源网络节点导纳矩阵。考虑频率耦合作用时,有 $\mathbf{u}_n = [\mathbf{u}_c, \mathbf{u}_p]$ ,  $\mathbf{i}_n = [\mathbf{i}_c, \mathbf{i}_p]$ 。

对于并联在网络中的有源电力电子变换器,根据电路理论各装备对应的输出电流可以表示为

$$\mathbf{i}_i(s) = \mathbf{i}_i^*(s) - \mathbf{Y}_{Si}(s)\mathbf{u}_i(s) \quad (11)$$

式中： $\hat{i}_i^*(s)$ 为第  $i$  个有源装备节点注入网络给定电流或扰动电流； $\mathbf{Y}_S(s)$ 为第  $i$  个有源装备等效的导纳矩阵。

根据上述定义，对于有  $n$  个节点含  $m$  个有源装备的电力网络，当考虑有源装备的频率耦合特性时，其节点导纳  $\mathbf{Y}_N(s)$  矩阵为  $2n$  阶满秩矩阵，并联在节点上的各装备导纳矩阵  $\mathbf{Y}_S(s) = \text{diag}[\mathbf{Y}_{S1}, \dots, \mathbf{Y}_{Sm}]$  为  $2m$  阶。为了方便说明，将  $\mathbf{Y}_S(s)$  拓展为与  $\mathbf{Y}_N(s)$  同阶的  $2n$  阶矩阵其中非有源节点用  $2 \times 2$  的零矩阵代替，扩展前后并不改变系统原有结构与参数。

根据网络拓扑关系，当在  $i$  节点注入电流扰动  $\hat{i}_i$  时，在节点  $k$  上产生的电压响应为  $\hat{u}_k$ ，结合式(10)、(11)可以得到关于各并网节点电压的表达式为

$$\begin{cases} \mathbf{B}\hat{\mathbf{i}}_i(s) = (\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{Y}_N(s))\hat{\mathbf{u}}(s) \\ \hat{\mathbf{u}}_k(s) = \mathbf{C}\hat{\mathbf{u}}(s) \end{cases} \quad (12)$$

式中： $\mathbf{B}$  和  $\mathbf{C}$  为二维列向量和行向量，其中  $\mathbf{B}$  的第  $i$  行为  $[1, 1]$ ； $\mathbf{C}$  的第  $k$  列元素为  $[1, 1]^T$ 。

根据式(12)多机网络系统等效框图如图 8 所示，图中  $\mathbf{u}^*(s)$  可看作电网侧电压扰动。根据式(12)定义系统的转移阻抗矩阵为

$$\hat{\mathbf{u}}_k(s) = \mathbf{z}_{kj}(s)\hat{\mathbf{i}}_i(s) = \mathbf{C}(\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{Y}_N(s))^{-1} \mathbf{B}\hat{\mathbf{i}}_i(s) = \mathbf{C} \frac{\text{adj}(\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{Y}_N(s))}{P(s)} \mathbf{B}\hat{\mathbf{i}}_i(s) \quad (13)$$

式中  $P(s)$  为多机网络节点系统的等价闭环传递函数，且有：

$$P(s) = \det(\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{Y}_N(s)) = \det(\mathbf{Y}_N(s)) \cdot \det(\mathbf{Z}_N(s)\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{e}) = P_1(s) \cdot P_2(s) \quad (14)$$

式中： $\mathbf{Z}_N(s)$  为无源节点阻抗矩阵，且有， $\mathbf{Z}_N(s) = (\mathbf{Y}_N(s))^{-1}$ ； $\mathbf{Y}_S(s)$  为有源节点导纳矩阵。 $P_1(s)$  为节点无源网络的特征方程，表征了无源网络的动态特性， $P_2(s)$  为无源网络与节点有源装备构成的交互系统的等价特征方程，表征了无源网络与节点装备的动态特性。

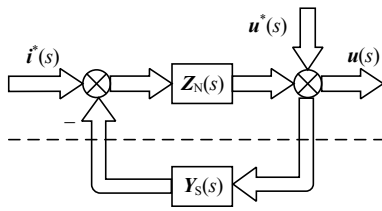


图 8 等效多机系统结构框图

Fig. 8 Equivalent multi-machine system structure block diagram

结合式(13)、(14)，本文构建了有源节点的稳定

性等价开环传递函数：

$$G(s) = \det(\mathbf{Z}_N(s)\mathbf{Y}_S(s) + \mathbf{e}) - 1 \quad (15)$$

式(18)即表征了基于有源节点的阻抗稳定判据，对于多机网络系统，当各节点并联设备各自稳定且系统中由串联支路构成的网络为无源网络时，多机系统稳定性取决于  $G(s)$  的奈氏轨迹是否包裹  $(-1, 0j)$  点。

与基于全阶阻抗网络的传统稳定判据进行对比分析可知，式(14)中无源网络与有源节点装备构成的交互系统等价特征方程  $P_2(s)$  与全阶导纳矩阵行列式具有相同的零点，即式(14)中的  $P_2(s)$  包含了系统中所有的振荡模态。相比于全阶导纳矩阵，在不损失系统振荡信息的条件下，有源节点与无源网络的划分可以有效降低矩阵的维数。此外，采用传统阻抗聚合模型进行稳定性分析时，需采用广义奈氏判据求解式(6)返回比矩阵的右半平面极点，而式(15)所示的有源节点稳定判据在有源节点与无源网络满足自稳性的前提下，可以避免复杂的代数运算求解传递函数的右半平面极点。需要说明的是，式(15)是从闭环等价函数推导而来，因此，针对有源节点阻抗稳定判据同样不存在零极点对消的情况。

### 3 有源节点振荡参与因子及风险评估

对于多机复杂系统，当系统发生振荡时，分析系统中的有源节点的振荡参与程度对于系统振荡的准确定位及有效抑制十分重要。根据阻抗矩阵定义及式(12)—(14)的描述，对于有  $m$  个有源装备节点的网络系统，在考虑频率耦合影响下可得到交互网络示意图如图 9 所示。图中，上标表示并联在第  $k(k=1, 2, \dots, m)$  个节点的装备。根据式(12)的定义，图 9 实际上将复杂网络中含有源装备节点如风机、

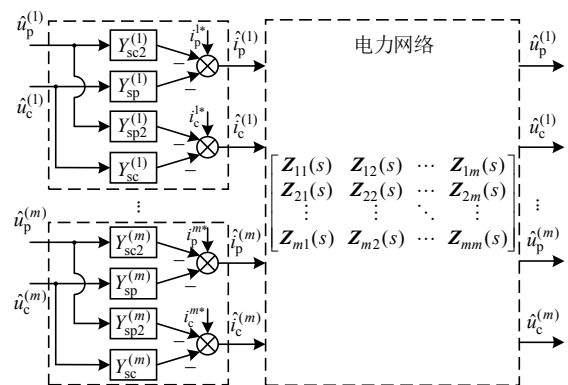


图 9 有源节点与无源网络序阻抗交互示意图

Fig. 9 Active node and passive network sequence impedance interaction schematic

SVG等变换器装备节点与电力网络完全分离,在获得各装备的序阻抗后即可很方便的进行网络拓展。

为了衡量各有源节点与系统振荡的关联程度,借鉴时域模态分析法,在等效节点网络中引入有源节点参与因子的概念。令各有源节点扰动电流、输出电流和电压小信号向量分别为  $\mathbf{i}^* = [\hat{i}_p^{i*} \ \hat{i}_c^{i*}]^T$ ,  $\hat{\mathbf{i}}_i = [\hat{i}_p^i \ \hat{i}_c^i]^T$ ,  $\hat{\mathbf{u}}_i = [\hat{u}_p^i \ \hat{u}_c^i]^T$ 。根据图9,多机网络系统中各节点电压与电流间的关系可以表述为

$$\begin{bmatrix} \hat{\mathbf{u}}_1 \\ \hat{\mathbf{u}}_2 \\ \vdots \\ \hat{\mathbf{u}}_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{Z}_{11} & \mathbf{Z}_{12} & \cdots & \mathbf{Z}_{1m} \\ \mathbf{Z}_{21} & \mathbf{Z}_{22} & \cdots & \mathbf{Z}_{2m} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{Z}_{m1} & \mathbf{Z}_{m2} & \cdots & \mathbf{Z}_{mm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}^{1*} \\ \mathbf{i}^{2*} \\ \vdots \\ \mathbf{i}^{m*} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{\mathbf{i}}_1 \\ \hat{\mathbf{i}}_2 \\ \vdots \\ \hat{\mathbf{i}}_m \end{bmatrix} \quad (16)$$

根据序阻抗定义,各有源节点装备的电压和输出电流动态关系可以统一描述为

$$\hat{\mathbf{i}}_i = -\mathbf{Y}_{Si} \hat{\mathbf{u}}_i \quad (17)$$

结合式(16)可以得到:

$$(\mathbf{e} + \mathbf{Z}_N \mathbf{Y}_S) \hat{\mathbf{U}} = \mathbf{Z}_N \mathbf{i}^* \quad (18)$$

式中  $\mathbf{i}^*$  和  $\hat{\mathbf{U}}$  为节点电流和电压的列向量。

对于系统中任意的振荡模态  $s_k$  带入式(18)中,可以得到:

$$(\mathbf{e} + \mathbf{Z}_N(s_k) \mathbf{Y}_S(s_k)) \hat{\mathbf{U}}(s_k) = \mathbf{Z}_N(s_k) \mathbf{i}^*(s_k) \quad (19)$$

式(19)中矩阵  $(\mathbf{e} + \mathbf{Z}_N(s_k) \mathbf{Y}_S(s_k))$  严格可逆,可以将其对角化为

$$\mathbf{e} + \mathbf{Z}_N(s_k) \mathbf{Y}_S(s_k) = \mathbf{H} \mathbf{A} \mathbf{R} \quad (20)$$

式中:  $\mathbf{A} = \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_{2m-1}, \lambda_{2m})$  为特征值矩阵;  $\mathbf{H} = [\mathbf{H}_1^T, \mathbf{H}_2^T, \dots, \mathbf{H}_{2m}^T]$  和  $\mathbf{R} = [\mathbf{R}_1, \mathbf{R}_2, \dots, \mathbf{R}_{2m}]$  分别为左右特征向量矩阵,且有  $\mathbf{H}^{-1} = \mathbf{R}$ 。

根据式(14)可知,  $P_2(s_k)$  为零,所以矩阵  $\mathbf{A}$  存在一零特征值,记为  $\lambda_0$ 。根据式(19)、(20)的特征向量矩阵,定义有源节点模态电流和电压向量为

$$\begin{cases} \mathbf{J} = \mathbf{R} \mathbf{Z}_N(s_k) \mathbf{i}^*(s_k) \\ \mathbf{U}' = \mathbf{R} \hat{\mathbf{U}}(s_k) \end{cases} \quad (21)$$

根据式(20)、(21)可以得到有源节点模态电流与模态电压的关系为

$$\begin{bmatrix} \mathbf{U}'_1 \\ \mathbf{U}'_2 \\ \vdots \\ \mathbf{U}'_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_1^{-1} & \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \lambda_2^{-1} & \cdots & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \cdots & \lambda_{2m-1}^{-1} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \cdots & \mathbf{0} & \lambda_{2m}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1 \\ \mathbf{J}_2 \\ \vdots \\ \mathbf{J}_m \end{bmatrix} \quad (22)$$

式(22)表明模态电压和模态电流的计算实现了对含复杂耦合关系的有源和无源网络系统的解耦,即通过模态分析可以很清楚的辨识出振荡的“来源”。为了分析方便,以节点1为例说明系统的振荡机理。定义  $\lambda_1$ 、 $\lambda_2$  为节点1的扰动分量与耦合分量,假设  $\lambda_1 = \lambda_0 = 0$  (或  $\lambda_2 = \lambda_0 = 0$ ) ,这表征注入很小的电流  $\mathbf{J}_1$  (扰动或耦合电流) 将导致很大的模态电压  $\mathbf{U}'_1$  (扰动或耦合电压)。在模态分析中,右特征向量表征了有源节点装备对振荡的激励特性,左特征向量表征了振荡在有源装备节点的可观测特性。结合有源节点装备对振荡的可激励和可观测特性,结合式(19)—(22)可以得到:

$$\hat{\mathbf{U}} = \mathbf{H} \mathbf{A} \mathbf{R} \mathbf{Z}_N \mathbf{i}^* \approx \lambda_0^{-1} \mathbf{P}^1 \mathbf{Z}_N \mathbf{i}^* = \lambda_0^{-1} \mathbf{H}_1^T \mathbf{R}_1^T \mathbf{Z}_N \mathbf{i}^* \quad (23)$$

式(23)表明,在特定电网条件下,多机网络系统发生振荡过程中,系统中的关键有源装备节点对系统振荡影响程度相对较大,可以近似认为振荡过程中该关键有源装备节点对系统振荡起主导影响作用。同时,由于不对称电流环、锁相环及直流电压环等控制环节的存在导致系统输出阻抗存在耦合<sup>[9,23]</sup>,但控制器带宽与系统稳定性间并不存在线性关系,难以直接通过判定控制器带宽大小定量评估对系统稳定性的影响。为了量化评估有源节点装备频率耦合对系统稳定性的影响,在振荡模式  $s_k$  下,定义有源节点对振荡模式的耦合分量和扰动分量的参与因子为

$$\begin{cases} F_{2x-1}^x = \frac{|P_{2x-1}^x|}{\sum_{x=1}^m (|P_{2x-1}^x| + |P_{2x}^x|)} \\ F_{2x}^x = \frac{|P_{2x}^x|}{\sum_{x=1}^m (|P_{2x-1}^x| + |P_{2x}^x|)} \end{cases} \quad (24)$$

式中:  $F_{2x-1}^x$ 、 $F_{2x}^x$  分别表示节点  $x$  的扰动分量和耦合分量的参与因子;  $P_{2x-1}^x$ 、 $P_{2x}^x$  分别为  $\mathbf{P}^x$  的  $(2x-1, 2x-1)$  和  $(2x, 2x)$  位元素。

根据式(24)可知,有源装备节点参与因子表征了有源节点注入扰动频率和耦合频率电流对网络振荡的参与程度,对应激励出的电压反映了有源节点对网络振荡的影响大小。实际上,对于复杂多机网络而言,系统发生自激振荡多由有源装备与无源网络交互引起<sup>[2-3]</sup>,而有源装备在振荡过程中充当了“激励源”的角色,此时,依据对有源节点参与因子较大的装备进行阻抗参数优化,在一定程度上有

助于提高系统的稳定性。

### 4 算例分析与验证

为了验证本文所提稳定性判据的有效性以及振荡节点参与因子指标的适用性,本文通过 Matlab/Simulink 时域仿真和 RT-Lab 硬件在环实验对本文所提出的稳定性判据和风险节点评估进行验证。基于 RT-Lab 的硬件在环实时仿真实验平台如图 10 所示,其中级联 H 桥 SVG 的功率电路(图 4)以及所连接的电网由 RT-Lab 仿真机进行实时仿真,仿真步长为  $20\mu s$ ,而控制算法则通过原理样机的控制器硬件实现。

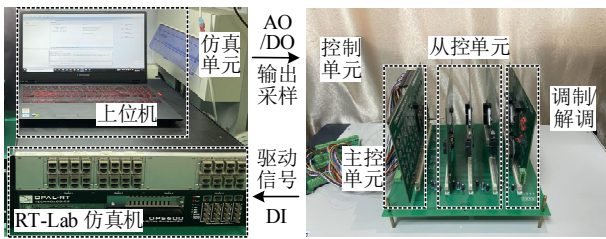


图 10 硬件在环实验平台  
Fig. 10 A RT-LAB simulator-based HIL experimental platform

#### 4.1 风电场稳定性分析及有源节点振荡风险评估

对如图 1 所示多机系统进行分析验证,从而对本文所提有源节点稳定性判据及振荡参与因子的有效性进行验证评估。风场各风机及 SVG 出力如表 3 所示,风电场变压器和线路参数如表 4 所示。

表 3 风电场中各机组出力

机组	出力/pu	机组	出力/pu
SVG	0.65	风机串 3	0.95
风机串 1	0.82	风机串 4	0.76
风机串 2	0.98	风机串 5	0.84

表 4 风电场变压器和线路参数

装备	参数	数值
变压器	$T_1/\Omega$	$2.42 + 48.381s$
	$T_2/\Omega$	$0.605 + 12.1s$
	$T_3/\Omega$	$0.31 + 6.28s$
线路	$Z_l/(\Omega/km)$	$0.0786 + 0.12s$
	$Z_{s1}/\Omega$	$13.82 + 113.1s$
	$Z_{s2}/\Omega$	$13.82 + 113.1s$

在图 1 所示多机系统中,考虑风机和 SVG 的耦合特性建立各有源装备的序导纳模型,根据表 1、2 中的运行参数及式(15)可以得到有源节点稳定性

轨迹如图 11(a)所示,图 11(b)为采用全阶阻抗稳定判据的源-载阻抗等效聚合特征根轨迹。从图中可以看出  $G(s)$  的奈氏轨迹包裹了  $(-1, 0j)$  点,可以判定系统不稳定,对应全阶阻抗聚合模型的返回比矩阵特征根轨迹也包裹了  $(-1, 0j)$  点,同样判定系统不稳定。对比图 11(a)、(b)可以发现两者的稳定性结论是一致的,这说明本文所提稳定判据能够准确判定系统的稳定性。

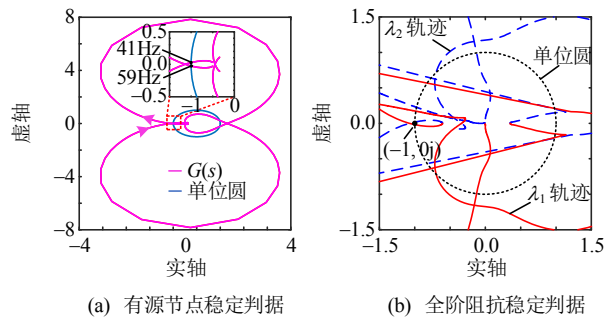


图 11 系统稳定性判据奈氏轨迹  
Fig. 11 System stability Nyquist trajectory (original)

同时,根据奈氏轨迹与单位圆的交点可知交流信号中存在 41 和 59Hz 的正序振荡分量。利用图 10 所示的硬件在环实验平台对风电场系统进行实验验证,系统并网点电流的时域波形如图 12 所示,图中能够明显看到电流波形中存在振荡且有发散的趋势。

电流波形的傅里叶分析结果如图 13 所示,图中可以发现并网点电流中存在明显的谐波分量,且

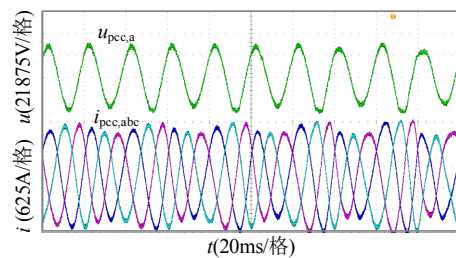


图 12 风电场输出 PCC 点电流波形  
Fig. 12 Wind farm output PCC point current waveform

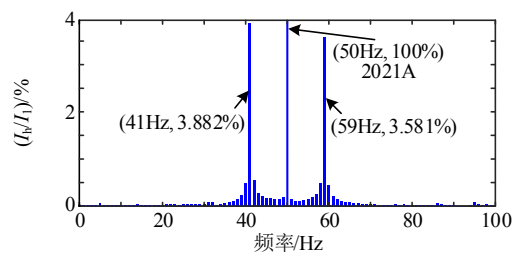


图 13 电流波形傅里叶分析  
Fig. 13 Fourier analysis of current waveforms



频率分别为 41 和 59Hz 正序分量(根据交直流分量频率耦合关系, 对应功率中存在 9Hz 的振荡), 该分析结果与图 11(a)奈氏曲线分析结果一致, 证明了本文所提有源节点稳定性判据的正确性和有效性。图 14 给出了并网点输出有功功率波形, 功率振荡频率约为 8.97Hz, 功率振幅在 3s 内即可达到 20MW, 直至并网系统振荡发散。

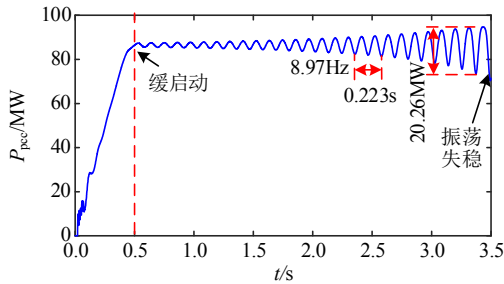


图 14 风电场输出有功功率波形

Fig. 14 Wind farms output active power waveform

针对图 11 中不稳定的振荡模式进行分析。为了分析系统的振荡参与因子, 需要计算系统的振荡模式, 鉴于系统阶数较高且存在延时环节(控制延时), 根据式(14), 利用文献[24]的数值计算法求得系统的不稳定模式为  $s_1 = 0.65 + j257.234$ ,  $s_2 = 0.65 + j390.71$ , 两者为同一模式。针对不稳定的振荡模式, 将该模式带入式(24)可以求得该模式下各有源节点扰动频率和耦合频率下的参与因子如表 5 所示。

表 5 有源节点振荡模式参与表

Table 5 Active node oscillation mode participation table

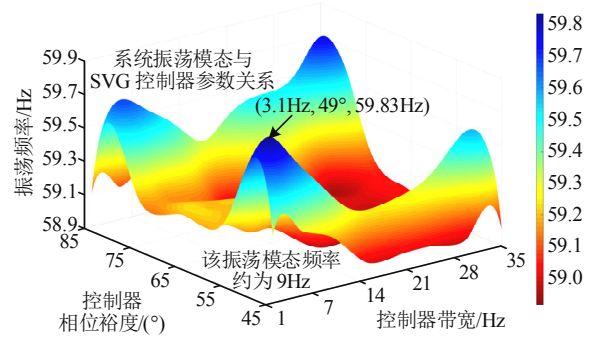
节点	参与因子/%		节点	参与因子/%	
	扰动项	耦合项		扰动项	耦合项
SVG 节点	46.65	52.92	风机串 3	0.10	0.12
风机串 1	0.00	0.00	风机串 4	0.06	0.02
风机串 2	0.07	0.08	风机串 5	0.00	0.00

当发生振荡时, 根据表 5 可以看出, 在振荡模式  $s_1$ (或  $s_2$ )下有源节点 SVG 的参与因子最大, 而各风机节点的参与因子相对较小, 首先可以定位到振荡的参与程度最大的有源节点为 SVG 节点, 可以判定该振荡模式下 SVG 对振荡的影响程度最大。同时, SVG 节点参与因子中耦合分量的参与程度要大于扰动分量, 说明此时 SVG 控制环路耦合作用对该振荡模式的参与程度较大, 为主导振荡因素。结合控制环路带宽分布影响规律可以认为 SVG 在该运行条件下锁相环或全局均压环带宽较大导致了较强的耦合作用, 这为进一步开展风电场阻抗优化设计提供目标参考。

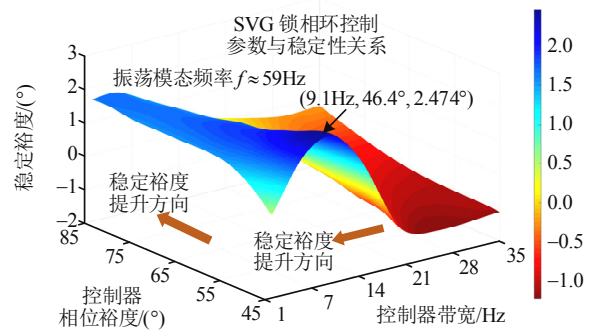
### 4.2 基于阻抗分析的 SVG 控制参数优化

为了改善风电场稳定性需要重新配置该主导模式下的控制参数来消除或减弱系统耦合。结合图 6 控制环路带宽分布, 考虑改变 SVG 的锁相环带宽及微调全局均压环来削弱耦合影响提高系统的稳定运行能力。

图 15 为 SVG 锁相控制环路与系统稳定性间的定量关系。其中, 图 15(a)为锁相环参数与振荡模式频率对应关系, 图中锁相环参数变换时, 振荡频率基本不发生变化, 说明系统该振荡为固有振荡模式, 振荡频率约为 59Hz; 图 15(b)为锁相环参数与系统稳定裕度对应关系, 载振荡频率为 59Hz 的振荡模式下, 随着锁相环带宽的增加, 系统稳定裕度下降, 随着控制器相位裕度的增加, 系统的稳定裕度也逐渐提高。因此, 针对该振荡模式锁相环低带宽、高相位裕度的参数条件有利于提升系统稳定。



(a) 锁相环控制参数与振荡模式频率间的关系



(b) 锁相环控制参数与稳定裕度间的关系

图 15 SVG 锁相环控制参数与系统稳定性的关系

Fig. 15 The relationship between SVG phase-locked loop control parameters and system stability

同理, SVG 全局均压控制参数与振荡模式及稳定裕度有类似的关系, 此处不再赘述。结合图 15 及控制环路参数设计, 针对系统不稳定模式  $s_1 = 0.65 + j257.234$ ( $s_2 = 0.65 + j390.71$ ), 调整 SVG 锁相环及全局均压环控制参数, 将锁相环带宽由 20Hz

降低为 9Hz(18.75+184.78/s), 控制器相位裕度由原来的 45° 提高为 112°, 全局均压环带宽由 15Hz 调整为 8Hz(0.457+25/s)。调整参数后系统等价开环函数奈氏轨迹如图 16 所示, 图中奈氏轨迹未包裹 (-1, 0j) 点, 可以判定经过调整后的系统能够稳定运行。

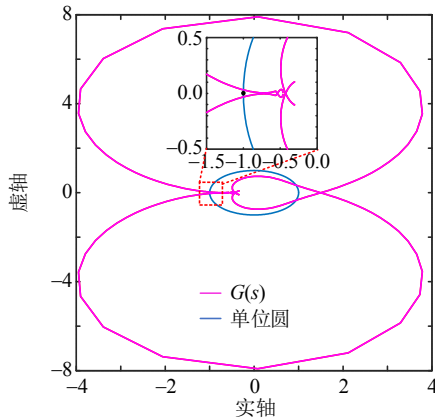


图 16 系统稳定性等价开环函数奈氏轨迹(调整后)  
Fig. 16 System stability equivalence open-loop function Nyquist trajectory (correction)

图 17 给出了 SVG 控制参数优化前后的阻抗变化。图中正序导纳与耦合次/超同步频段范围幅值减小、相角裕度基本不变, 耦合导纳次/超同步频段范围幅值减小、相角负阻尼区间压缩, 意味着 SVG 并联后对系统阻抗调节作用增强, 负阻尼减弱频率耦合有所缓解, 有利于系统稳定。

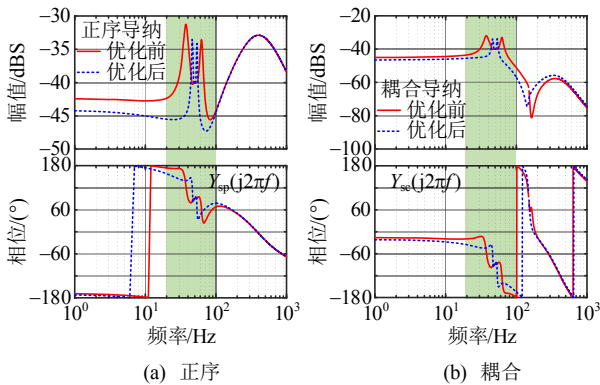


图 17 参数调整前后 SVG 序导纳曲线  
Fig. 17 SVG sequential conductance curve before and after parameter adjustment

图 18 为 SVG 参数优化前后风电场侧等效阻抗与电网阻抗交互稳定性分析图。可以看到参数优化后风场等效阻抗与电网交接频率基本不变, 这与图 15(a)分析结论相一致, 在 59Hz 交接频率处系统稳定裕度较优化前提升 4.27°, SVG 参数优化后并

网系统稳定。

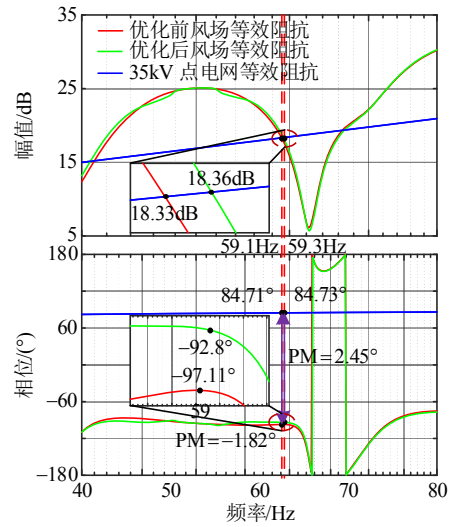


图 18 风场等效阻抗与电网阻抗交互稳定性分析  
Fig. 18 Stability analysis of wind farm equivalent impedance and grid impedance interaction

图 19 为经过参数调整后硬件在环实验平台并网网点时域电流波形, 可以看出系统稳定性, 无明显谐波。其傅里叶分析结果如图 20 所示, 电流总谐波畸变率(total harmonic distortion, THD)仅为 0.57% 满足电网要求。

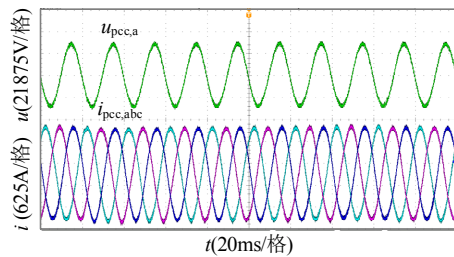


图 19 风电场输出 PCC 点电流波形  
Fig. 19 Wind farm output PCC point current waveform

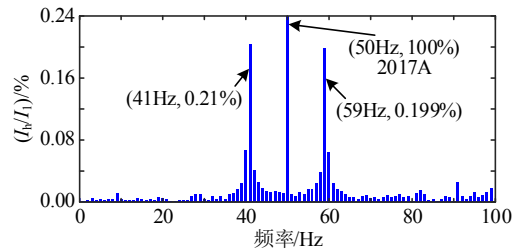


图 20 稳态运行时电流波形傅里叶分析  
Fig. 20 Fourier analysis of the current waveform during steady-state operation

图 21 为参数调整前后的系统输出功率曲线。可以看到 3s 时切换控制参数可以将系统由不稳定状态过渡回到稳定状态。通过计算系统振荡模态可

以得到  $s_1 = -0.71 + j255.914$ ,  $s_2 = -0.71 + j372.4$ , 即系统由原来的不稳定模态(阻尼比约为  $-0.0115$ )转变为稳定性模态(阻尼比约为  $0.0126$ ), 表现为正阻尼特性系统稳定。

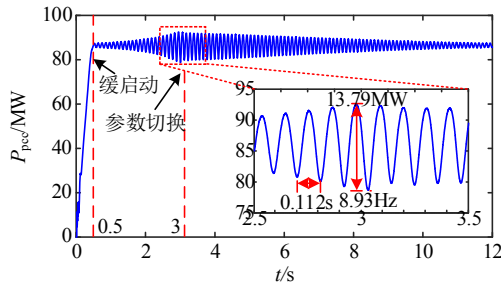


图 21 参数切换时风电场输出有功功率波形

Fig. 21 Wind farms output active power waveform during parameter switching

综上, 结合硬件在环实验时域波形与频域特性分析相互验证, 结果验证了基于有源节点序阻抗模型的风电场稳定性判据正确性, 及其振荡参与风险评估与阻抗优化的有效性。

## 5 结论

本文基于多机网络序阻抗模型, 提出了适用于多机网络有源节点分析方法, 主要结论如下:

1) 多机有源网络产生振荡的激励源为有源装备, 以有源节点装备和无源网络划分多机系统具有一般性。

2) 通过有源节点装备与无源网络交互系统等价稳定性函数可以判定系统稳定性, 有源装备与无源网络的分离使得等价稳定性函数易于拓展推广, 适用于多机复杂网络。

3) 多机网络节点参与因子的计算可以辨识多机网络中有源节点的振荡特性, 可为多机系统振荡机理分析及抑制提供参考。

后续工作将继续围绕有源节点网络分析展开, 针对复杂网络节点的振荡风险评估以及关键参数灵敏度辨识进行深入的分析研究。

## 参考文献

[1] 袁小明, 程时杰, 胡家兵. 电力电子化电力系统多尺度电压功角动态稳定问题[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(19): 5145-5154.  
YUAN Xiaoming, CHENG Shijie, HU Jiabing. Multi-time scale voltage and power angle dynamics in power electronics dominated large power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(19): 5145-5154(in Chinese).

[2] 谢小荣, 刘华坤, 贺静波, 等. 电力系统新型振荡问题浅析[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(10): 2821-2828.  
XIE Xiaorong, LIU Huakun, HE Jingbo, et al. On new oscillation issues of power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(10): 2821-2828(in Chinese).

[3] 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): 4719-4731.  
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): 4719-4731(in Chinese).

[4] VELPULA S, THIRUMALAIVASAN R, JANAKI M. A review on subsynchronous resonance and its mitigation techniques in DFIG based wind farms[J]. International Journal of Renewable Energy Research, 2018, 8(4): 2275-2288.

[5] 王伟胜, 张冲, 何国庆, 等. 大规模风电场并网系统次同步振荡研究综述[J]. 电网技术, 2017, 41(4): 1050-1060.  
WANG Weisheng, ZHANG Chong, HE Guoqing, et al. Overview of research on subsynchronous oscillations in large-scale wind farm integrated system[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1050-1060(in Chinese).

[6] SUN Jian. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.

[7] 陈新, 王赞程, 龚春英, 等. 采用阻抗分析方法的并网逆变器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 2082-2094.  
CHEN Xin, WANG Yuncheng, GONG Chunying, et al. Overview of stability research for grid-connected inverters based on impedance analysis method[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 2082-2094(in Chinese).

[8] CAO Wenchao, MA Yiwei, WANG F. Sequence-impedance-based harmonic stability analysis and controller parameter design of three-phase inverter-based multibus AC power systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 32(10): 7674-7693.

[9] 年珩, 徐韵扬, 陈亮, 等. 并网逆变器频率耦合特性建模及系统稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(5): 1421-1431.  
NIAN Heng, XU Yunyang, CHEN Liang, et al. Frequency coupling characteristic modeling of grid-connected inverter and system stability analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(5): 1421-1431(in Chinese).

[10] ZHANG Chen, MOLINAS M, RYGG A, et al. Impedance-based analysis of interconnected power electronics systems: impedance network modeling and comparative studies of stability criteria[J]. IEEE Journal

- of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2020, 8(3): 2520-2533.
- [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): 1277-1292.  
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).
- [12] 辛焕海, 甘德强, 鞠平. 多馈入电力系统广义短路比: 多样化新能源场景[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(17): 5516-5526.  
XIN Huanhai, GAN Deqiang, JU Ping. Generalized short circuit ratio of power systems with multiple power electronic devices: analysis for various renewable power generations[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(17): 5516-5526(in Chinese).
- [13] ZHANG Yang, CHEN Xin, SUN Jian. Sequence impedance modeling and analysis of MMC in single-star configuration[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(1): 334-346.
- [14] ZHANG Chen, CAI Xu, RYGG A, et al. Sequence domain SISO equivalent models of a grid-tied voltage source converter system for small-signal stability analysis[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2018, 33(2): 741-749.
- [15] 张昀, 孙龙庭, 陈新, 等. 集成静止无功发生装置的直驱风场序阻抗网络模型与稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(9): 2877-2890.  
ZHANG Yang, SUN Longting, CHEN Xin, et al. Sequence impedance network model and stability analysis for direct-drive wind farm with static var generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(9): 2877-2890(in Chinese).
- [16] 朱宇昕, 赵晋斌, 毛玲, 等. 并网系统的广义阻抗比及其稳定性分析与研究[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(22): 7240-7248.  
ZHU Yuxin, ZHAO Jinbin, MAO Ling, et al. Generalized impedance ratio and stability analysis for grid-connected systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(22): 7240-7248(in Chinese).
- [17] 唐振东, 杨洪耕. 基于模态分析的风电场并网谐波谐振研究[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(3): 87-92, 99.  
TANG Zhengdong, YANG Honggeng. Harmonic resonance research based on modal analysis for grid-connected wind farms[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(3): 87-92, 99(in Chinese).
- [18] 赵书强, 李忍, 高本锋. 基于状态空间的阻抗分析法在次同步振荡中的应用[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(18): 25-32, 113.  
ZHAO Shuqiang, LI Ren, GAO Benfeng. Application of state space based impedance analysis method in sub-synchronous oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(18): 25-32, 113(in Chinese).
- [19] LIU Huakun, XIE Xiaorong, ZHANG Chuanyu, et al. Quantitative SSR analysis of series-compensated DFIG-based wind farms using aggregated RLC circuit model[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(1): 474-483.
- [20] 占颖, 吴琛, 谢小荣, 等. 风电并网系统次同步振荡的频域模式分析[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(18): 90-97.  
ZHAN Ying, WU Chen, XIE Xiaorong, et al. Frequency domain modal analysis of subsynchronous oscillation in grid-connected wind power system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(18): 90-97(in Chinese).
- [21] ZHAN Ying, XIE Xiaorong, LIU Huakun, et al. Frequency-domain modal analysis of the oscillatory stability of power systems with high-penetration renewables[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2019, 10(3): 1534-1543.
- [22] 周庭阳, 张红岩. 电网络理论: 图论 方程 综合[M]. 北京: 机械工业出版社, 2008: 125-157.
- [23] 李光辉, 王伟胜, 张兴, 等. 考虑机侧模型的直驱风电机组序阻抗建模及分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(21): 6200-6212.  
LI Guanghui, WANG Weisheng, ZHANG Xing, et al. Sequence impedance modeling and analysis of permanent magnet synchronous generator considering machine side model[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(21): 6200-6212(in Chinese).
- [24] 徐政, 王世佳, 邢法财, 等. 电力网络的谐振稳定性分析方法研究[J]. 电力建设, 2017, 38(11): 1-8.  
XU Zheng, WANG Shijia, XING Facai, et al. Qualitative analysis method of electric network resonance stability[J]. Electric Power Construction, 2017, 38(11): 1-8(in Chinese).



张东辉

在线出版日期: 2022-05-26。

收稿日期: 2021-11-08。

作者简介:

张东辉(1994), 男, 博士研究生, 研究方向为新能源发电并网系统控制与稳定性研究, ceozdhceo@nuaa.edu.cn;

\*通信作者: 陈新(1973), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为分布式发电和微电网系统的建模、控制与稳定性等, chen.xin@nuaa.edu.cn;

张昀(1989), 男, 博士研究生, 研究方向为并网变换器建模与稳定分析, youngzhang@nuaa.edu.cn。

(责任编辑 李泽荣, 宋钰龙)

# Stability Analysis and Resonance Participation Risk Assessment of Wind Farm Based on Active Node Sequence Impedance Model

ZHANG Donghui<sup>1</sup>, CHEN Xin<sup>1\*</sup>, ZHANG Yang<sup>1</sup>, CHEN Jie<sup>1</sup>, WANG Haijiao<sup>2</sup>, HE Guoqing<sup>2</sup>, GUO Xiaolong<sup>3</sup>  
 (1.Jiangsu Key Laboratory of New Energy Generation and Power Conversion (Nanjing University of Aeronautics & Astronautics);  
 2.State Key Laboratory of Operation and Control of Renewable Energy & Storage Systems (China Electric Power Research Institute); 3. State Grid Xinjiang Electric Power Co., Ltd.)

**KEY WORDS:** wind farms, active node, passive networks, frequency coupling, resonance participation

The complex control role of a large number of devices intertwined with the characteristics of the weakly synchronized grid, which makes the dynamic characteristics of the wind farm grid-connected system extremely complex, with outstanding stability problems.

This paper proposes a stability criterion and oscillation participation risk assessment method applicable to multi-node complex network with the interaction between active and passive networks as the entry point. The active nodes and passive networks are divided according to the wind farm sequential impedance network model, the relationship between the self-stability and the conductance of single-machine active equipment and passive networks is analyzed, and the stability criterion of the wind farm sequential impedance network is proposed based on the active multi-node equivalence model.

Firstly, according to the electrical network theory, for an arbitrary multi-node network, the node voltage equation and the output current of active power electronic converter connected in network can be written as

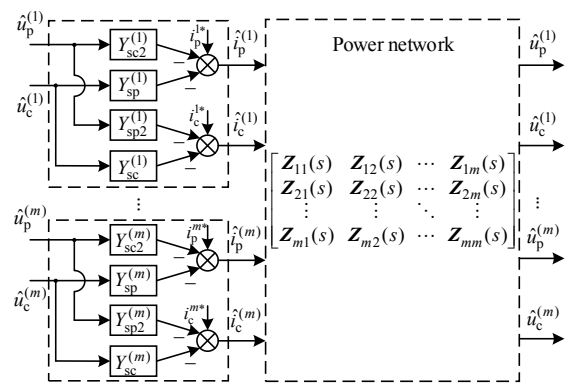
$$\begin{cases} \hat{i}(s) = Y_N(s)u(s) \\ \hat{i}_i(s) = \hat{i}_i^*(s) - Y_{Si}(s)u_i(s) \end{cases} \quad (1)$$

where  $u(s)$  is the node voltage,  $Y_N(s)$  is the passive network node conductivity matrix of the system,  $Y_{Si}(s)$  is the conductance matrix of the  $i$ -th active equipment equivalent. The multi-node network schematic diagram is shown in Fig. 1.

Combining Eq.(1), the stability equivalent open-loop transfer function of the active node is constructed in this paper as:

$$G(s) = \det(Z_N(s)Y_S(s) + e) - 1 \quad (2)$$

Eq.(2), which characterizes the impedance stability criterion based on active nodes, for a multi-machine network system, when each node parallel device is individually stable and the network composed of series branches in the system is a passive network, the multi-machine system stability depends on whether the Nyquist trajectory of  $G(s)$  wraps around the  $(-1, 0j)$  point.



**Fig. 1 Active node and passive network sequence impedance interaction schematic**

Further, the loop current equation and nodal voltage equation of the system can be expressed as

$$\begin{cases} (e + Z_N(s_k)Y_S(s_k))\hat{U}(s_k) = Z_N(s_k)\hat{i}^*(s_k) \\ e + Z_N(s_k)Y_S(s_k) = HAR \end{cases} \quad (3)$$

where  $A = \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_{2m-1}, \lambda_{2m})$  is the eigenvalue matrix;  $s_k$  is oscillation mode;  $H$  and  $R$  are the left and right eigenvector matrices, respectively.

Combining Fig. 1 defines the active node modal current and voltage vectors as

$$\begin{cases} J = RZ_N(s_k)\hat{i}^*(s_k) \\ U' = R\hat{U}(s_k) \end{cases} \quad (4)$$

Substituting Eq.(4) into (3), we can obtain

$$\hat{U} = HARZ_N\hat{i}^* \approx \lambda_0^{-1}P^1Z_N\hat{i}^* = \lambda_0^{-1}H_1^T R_1^T Z_N\hat{i}^* \quad (5)$$

For a particular power network, under the oscillatory mode  $s_k$ , the participation factors of the active nodes to the coupling and perturbation components of the oscillatory mode are defined as

$$\begin{cases} F_{2x-1}^x = \frac{|P_{2x-1}^x|}{\sum_{x=1}^m (|P_{2x-1}^x| + |P_{2x}^x|)} \\ F_{2x}^x = \frac{|P_{2x}^x|}{\sum_{x=1}^m (|P_{2x-1}^x| + |P_{2x}^x|)} \end{cases} \quad (6)$$