

基于阻抗聚合和s域节点导纳矩阵的电力系统谐振稳定性分析方法

何冰鑫¹, 李探², 李志闯², 郭勇帆², 张哲任³, 徐政³, 宾子君⁴

(1. 浙江大学工程师学院, 杭州 310015; 2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102209; 3. 浙江大学电气工程学院, 杭州 310027; 4. 国网江苏省电力有限公司电力科学研究院, 南京 211103)

摘要: 由于电力电子设备的负电阻效应, 高比例新能源电力系统面临突出的谐振稳定性问题。受限于大量高阶行列式计算, 传统s域节点导纳矩阵法在处理大型系统时效率较低。针对上述问题, 通过阻抗聚合对s域节点导纳矩阵法进行优化, 实现高比例新能源电力系统谐振稳定性的快速分析。首先, 介绍了高比例新能源电力系统中典型元件的s域阻抗模型和传统s域节点导纳矩阵法的流程。其次, 提出了不依赖聚合系统内部拓扑和规模的通用阻抗聚合方法, 揭示了阻抗聚合系统谐振模态和节点电压振型的部分继承性, 并引入区域可观度和区域耦合度指标以区分全局模态和局部模态。然后, 提出了优化方法的节点编号规则和分析步骤, 将全系统谐振稳定性分析转换为各子系统结果的集合, 并从渐近时间复杂度角度验证了效率提升。最后, 以浙江省某海上风电系统为例对其进行谐振稳定性分析, 验证了所提方法的有效性。

关键词: 谐振稳定性; s域节点导纳矩阵; 阻抗聚合; 谐振模态; 节点电压振型; 区域可观度; 区域耦合度

Resonance Stability Analysis Method for Power Systems Based on Impedance Aggregation and s-Domain Node Admittance Matrix

HE Bingxin¹, LI Tan², LI Zhichuang², GUO Yongfan², ZHANG Zheren³, XU Zheng³, BIN Zijun⁴

(1. Polytechnic Institute, Zhejiang University, Hangzhou 310015, China; 2. State Grid Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China; 3. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China; 4. Electric Power Research Institute, State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd., Nanjing 211103, China)

Abstract: Due to the negative resistance characteristics of power electronic devices, high-penetration renewable energy power systems face significant resonance stability issues. Limited by heavy high-order determinant computations, the conventional s-domain node admittance matrix method becomes inefficient for large systems. To address this problem, the s-domain node admittance matrix method is optimized by impedance aggregation, enabling fast resonance stability analysis for high-penetration renewable energy power systems. Firstly, the s-domain impedance models of typical components in high-penetration renewable energy power systems are presented, together with the procedures of the conventional s-domain node admittance matrix method. Next, a general impedance aggregation method independent of system topology and scale is proposed. The partial inheritance of resonance modes and node voltage mode shapes in impedance-aggregated systems is revealed, and regional observability and regional linkage are introduced to distinguish global modes and local modes. Then, node numbering rules and analysis procedures for the optimized method are developed, transforming the resonance stability analysis for the complete system into a collection of subsystem analyses, and the efficiency improvement is verified in terms of asymptotic computational complexity. Finally, resonance stability analysis is conducted on an offshore wind power system in Zhejiang Province, validating the effectiveness of the proposed method.

Key words: resonance stability; s-domain node admittance matrix; impedance aggregation; resonance mode; node voltage mode shape; regional observability; regional linkage

基金项目: 国家电网有限公司科技项目(5200-202356483A-3-2-ZN)。

Foundation item: Supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (5200-202356483A-3-2-ZN).

0 引言

为实现“双碳”目标，近年来新能源开发呈现快速增长态势^[1]。新能源发电机组多通过换流器接入电网，与传统同步发电机不同，换流器由于其复杂控制器所带来的固有动态特性，在部分频段会表现负电阻特性^[2]。在高比例新能源电力系统中，大量换流器的负电阻效应易引发系统宽频谐振，因此亟需对其谐振稳定性进行评估。

谐振稳定性为系统在电磁暂态过程中以固有谐振频率振荡的自由分量的衰减特性^[3]。近年来谐振稳定性分析主要方法为阻抗分析法^[4-8]。该方法使用模块化阻抗模型表征具有复杂动态特性的元件，然后根据阻抗间匹配关系以确定谐振稳定性，具有易于测量的工程优势，因此得到了广泛关注和应用。需要指出的是，谐振稳定性为电磁暂态问题，在机电暂态分析中，通常假定自由分量迅速衰减，即系统谐振稳定且其模态具有较强阻尼^[9]。

阻抗分析法中最常用的方法为 Nyquist 法^[4-8]。该方法将系统压缩为含源网两部分的单节点系统，通过分析二者阻抗是否满足 Nyquist 判据来定性评估谐振稳定性。基于该判据，文献[5, 10] 分析了并网设备参数对谐振稳定性的影响，文献[11-12] 进一步提出了基于阻抗重塑实现谐振抑制的方法。为了获得定量结果，文献[13-15] 进一步将源网阻抗聚合为集总阻抗，观察其电抗频率特性曲线过零点估算谐振频率，并通过拟合二阶电路计算谐振模态。但是上述方法在处理大型系统主要存在以下问题：1) 传统阻抗聚合(串并联、Y-Δ变换)不适用于拓扑复杂、规模庞大的系统^[16-17]；2) 过度简化的单节点系统可能会丢失谐振信息^[18]；3) 聚合区域内的谐振特性无法获取。

s 域节点导纳矩阵(s -domain node admittance matrix, s -NAM)法同样属于阻抗分析法^[3, 19]。该方法通过求解 s -NAM 行列式的零点确定谐振模态，并基于模态分布评估谐振稳定性。它保留了系统的完整拓扑，无需源网划分和阻抗聚合，在单次分析中即可获取全面的谐振信息，包括模态、振型和参与因子，因而更适用于大型系统分析，但是其效率受限于大量高阶行列式计算。通过阻抗聚合减少系统节点数量以降低矩阵阶数是一种可选方案，但它

仍将面临上述三个问题。文献[20-21] 定义了模态可观性和可控性以判定聚合阻抗能否反映系统动态特性，为选择合适的聚合端口提供了指导，但该方法建立在模态已知的假设上，对求解模态没有帮助。

针对上述问题，本文提出了基于阻抗聚合和 s -NAM 的电力网络谐振稳定性分析方法。首先，介绍了高比例新能源电力系统中典型元件的 s 域阻抗模型传统 s -NAM 法的流程。其次，提出了不依赖聚合系统内部拓扑和规模的通用阻抗聚合方法，揭示了阻抗聚合系统模态和振型的部分继承性，并引入区域可观度和区域耦合度指标以区分全局模态和局部模态。然后，提出了优化方法的节点编号规则和分析步骤，将全系统谐振稳定性分析转换为各子系统结果的集合，并从渐近时间复杂度(asymptotic time complexity, ATC)角度验证了效率提升。最后，以浙江省某海上风电系统为例，对其进行谐振稳定性分析，验证了所提方法的有效性。

1 系统阻抗建模

为了应用 s -NAM 法，各元件将被表示为 s 域阻抗，通过将所有阻抗转换到基本电压级，并根据系统拓扑进行布置，可将系统表示为 s 域阻抗网络，并进一步描述为 s -NAM^[22]。

基于当前工程应用现状，构网型机组占比较低，本文重点研究以跟网型机组为主的高比例新能源系统。

1.1 变压器阻抗模型

目前较为公认的变压器阻抗模型为 CIGRE 模型，其阻抗 Z_T 按式(1)~(5)计算^[23]。

$$R_{Ts} = X_{T0} / \tan \varphi \quad (1)$$

$$L_{Tp} = X_{T0} / \omega_0 \quad (2)$$

$$R_{Tp} = 10X_{T0} \tan \varphi \quad (3)$$

$$\tan \varphi = \exp \left[0.693 + 0.796 \ln S_N - 0.042 (\ln S_N)^2 \right] \quad (4)$$

$$Z_T = R_{Ts} + sR_{Tp}L_{Tp} / (R_{Tp} + sL_{Tp}) \quad (5)$$

式中： R_{Ts} 、 L_{Tp} 和 R_{Tp} 分别为变压器阻抗模型中的串联电阻、并联电感和并联电阻； ω_0 为工频角频率； X_{T0} 为变压器工频漏抗； φ 为阻抗角； S_N 为变压器额定容量，MVA。

1.2 输电线路阻抗模型

输电线路主要包括架空线和电缆。考虑参数分布特性^[24]和频变特性^[25],建立精确 π 模型,其串联阻抗 Z_{Ls} 和并联导纳 Y_{Lp} 分别按式(6)~(7)计算。

$$Z_{Ls} = K_z z l, K_z = [\sinh(\gamma l)] / (\gamma l) \quad (6)$$

$$Y_{Lp} = K_y y l / 2, K_y = [\tanh(\gamma l / 2)] / (\gamma l / 2) \quad (7)$$

式中: l 为输电线路长度; K_z 和 K_y 分别为串联阻抗和并联导纳的修正因子; z 和 y 分别为单位长度串联阻抗和并联导纳; $\gamma = \sqrt{zy}$ 为传播系数。

输电线路单位长度电气参数计算过程可分为以下步骤^[25-26]:首先,基于几何参数构建全维电气参数矩阵,其中全维串联阻抗矩阵的元素分别由导体材料、导体几何形状和大地/海水回路提供;其次,基于联结方式和接地方式变换相电气参数矩阵;最后,通过相序变换计算序电气参数矩阵,其对角元素即为单位长度电气参数。

输电线路阻抗模型可从以下两方面进行简化^[26-29]。一方面,由于导体材料电抗较小,可基于趋肤效应下的有效载流面积计算电阻,避免阻抗表达式中Bessel函数的引入。另一方面,可基于安装环境确定的位置因子,将大地/海水回路阻抗的无穷级数简化为满足精度要求的最简级数。

1.3 直驱风力/光伏发电机组阻抗模型

忽略直流电容的动态效应,直驱风力/光伏发电机组的动态特性主要由网侧换流器决定^[8, 30-31]。分析扰动分量在网侧换流器中的传递过程,得到网侧扰动电压与扰动电流间的关系以获取端口阻抗。

直驱风力/光伏发电机组完整阻抗按式(8)计算。

$$\begin{aligned} Z_{\text{PMSG/PV}} &= \mathbf{U}_{a,p} / \mathbf{I}_{a,p} \\ &= \frac{G_{\text{mod}}(G_{L_{\text{IN}}} + G_{L_{\text{OUT}}}) - (R_f + sL_f)}{G_{\text{mod}}[G_{U_{\text{IN}}} + G_{\text{PLL}}(G_{\theta_I} + G_{\theta_U} + G_{\theta_T})] - 1} \end{aligned} \quad (8)$$

式中: $G_{U_{\text{IN}}}$ 为网侧电压扰动 $\mathbf{U}_{a,p}$ 通过内环中的电压前馈到阀侧参考电压扰动 $\mathbf{U}_{va,ref,p}$ 的传递函数; $G_{L_{\text{IN}}}$ 为电流扰动 $\mathbf{I}_{a,p}$ 通过内环中的PI控制器和电流解耦到 $\mathbf{U}_{va,ref,p}$ 的传递函数; $G_{L_{\text{OUT}}}$ 为 $\mathbf{I}_{a,p}$ 首先转换为外环中的参考电流扰动,然后通过内环到 $\mathbf{U}_{va,ref,p}$ 的传递函数; G_{PLL} 为 $\mathbf{U}_{a,p}$ 到PLL输出的相位扰动 θ_p 的传递函数; G_{θ_I} 、 G_{θ_U} 和 G_{θ_T} 分别为 θ_p 通

过电流扰动、电压扰动和Park反变换到 $\mathbf{U}_{va,ref,p}$ 的传递函数; G_{mod} 为 $\mathbf{U}_{va,ref,p}$ 通过调制环节到阀侧电压扰动 $\mathbf{U}_{va,p}$ 的传递函数; R_f 为滤波电阻; L_f 为滤波电感。

运行工况、外环控制器和PLL对直驱风力/光伏发电机组阻抗影响有限,在分析远离工频频段的谐振问题时可忽略其影响^[31]。

直驱风力/光伏发电机组简化阻抗按式(9)~(11)计算。

$$Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim1}} = \frac{G_{\text{mod}}G_{L_{\text{IN}}} - (R_f + sL_f)}{G_{\text{mod}}[G_{U_{\text{IN}}} + G_{\text{PLL}}(G_{\theta_I} + G_{\theta_U} + G_{\theta_T})] - 1} \quad (9)$$

$$Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim2}} = \frac{G_{\text{mod}}(G_{L_{\text{IN}}} + G_{L_{\text{OUT}}}) - (R_f + sL_f)}{G_{\text{mod}}G_{U_{\text{IN}}} - 1} \quad (10)$$

$$Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim3}} = \frac{G_{\text{mod}}G_{L_{\text{IN}}} - (R_f + sL_f)}{G_{\text{mod}}G_{U_{\text{IN}}} - 1} \quad (11)$$

式中 $Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim1}}$ 、 $Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim2}}$ 、 $Z_{\text{PMSG/PV}}^{\text{sim3}}$ 分别为忽略外环控制器、忽略PLL和上述二者均忽略情况下的简化阻抗。

1.4 双馈风力发电机组阻抗模型

忽略直流电容和外环控制器的动态效应,双馈风力风电机组阻抗可近似等效为异步发电机单元和网侧换流器单元的并联阻抗^[32]。分析扰动分量在两个单元中的传递过程,得到各自端口电压与电流间的关系以获取各自端口阻抗。

异步发电机单元阻抗按式(12)~(13)计算。

$$Z_{\text{DFIG_AG}} = \frac{R_s + j\omega_{sp}(L_s + L_m - L_m G_2)}{1 - j\omega_{sp}L_m G_1} \quad (12)$$

$$G_1 = \frac{G_{\text{mod}}G_{\text{PLL}}(G_{\theta_{fr}} + G_{\theta_T})}{G_{\text{mod}}G_{fr_{\text{IN}}} - R_r - j\omega_{rp}(L_r + L_m)} \quad (13)$$

$$G_2 = \frac{j\omega_{rp}L_m}{G_{\text{mod}}G_{fr_{\text{IN}}} - R_r - j\omega_{rp}(L_r + L_m)} \quad (14)$$

式中: R_s 为定子电阻; R_r 为转子电阻; L_s 为定子电感; L_r 为转子电感; L_m 为励磁电感; ω_{sp} 为定子扰动角频率; ω_{rp} 为转子扰动角频率; $G_{fr_{\text{IN}}}$ 为转子电流扰动 $\mathbf{I}_{ra,p}$ 通过内环中的PI控制器到转子参考电压扰动 $\mathbf{U}_{ra,ref,p}$ 的传递函数; $G_{\theta_{fr}}$ 为 θ_p 通过转子电流扰动到 $\mathbf{U}_{ra,ref,p}$ 的传递函数; $\mathbf{U}_{a,p}$ 、 $\mathbf{I}_{a,p}$ 和转子电压扰动 $\mathbf{U}_{ra,p}$ 通过异步发电机等效扰动电路相连。

网侧换流器单元阻抗 $Z_{\text{DFIG_GSC}}$ 计算方法同1.3节忽略外环控制器的简化阻抗,即

$$Z_{\text{DFIG_GSC}} = \frac{G_{\text{mod}} G_{\text{Ig_IN}} - (R_f + sL_f)}{G_{\text{mod}} [G_{U_IN} + G_{\text{PLL}} (G_{\theta_Ig} + G_{\theta_U} + G_{\theta_T})] - 1} \quad (15)$$

双馈风力发电机组阻抗 Z_{DFIG} 按式(16)计算。

$$Z_{\text{DFIG}} = \frac{Z_{\text{DFIG_AG}} Z_{\text{DFIG_GSC}}}{Z_{\text{DFIG_AG}} + Z_{\text{DFIG_GSC}}} \quad (16)$$

由于异步发电机单元主导机组全频段阻抗频率特性, 而网侧换流器单元仅在超同步及以上频段产生影响^[33-34], 因此次同步频段内机组阻抗可简化为异步发电机单元阻抗, 其余频段采用完整阻抗。

2 s-NAM 法的基础

2.1 谐振模态求解

系统的谐振模态对应 s -NAM 行列式的零点^[3, 19], 即

$$\det[Y(s_{\text{res}})] = \det[Y(-\sigma_{\text{res}} \pm j2\pi f_{\text{res}})] = 0 \quad (17)$$

式中: Y 为 s -NAM; s_{res} 为谐振模态; σ_{res} 为衰减因子; f_{res} 为谐振频率。 σ_{res} 决定系统谐振稳定性: 若 $\sigma_{\text{res}} > 0$, 则谐振稳定; 若 $\sigma_{\text{res}} \leq 0$, 则谐振不稳定。

直接求解高阶 s -NAM 行列式的零点存在困难。基于 σ_{res} 与电抗之间以及 f_{res} 与电阻之间存在一定程度的解耦关系, 可将 s -NAM 法分为 2 个阶段^[3]: 无阻尼系统估算谐振频率; 完整系统精算谐振模态。

第一阶段, 忽略系统阻尼, s 转换为 $j\omega$, s -NAM 转换为频域节点电纳矩阵 (frequency-domain node susceptance matrix, F-NSM)。通过在目标频段内按一定步长计算 F-NSM 行列式, 可对谐振频率进行估算, 即

$$\begin{cases} f_{\text{est}} = \frac{f_k \cdot \det[B(2\pi f_{k+1})] - f_{k+1} \cdot \det[B(2\pi f_k)]}{\det[B(2\pi f_{k+1})] - \det[B(2\pi f_k)]} \\ \text{s.t. } \det[B(2\pi f_k)] \cdot \det[B(2\pi f_{k+1})] < 0 \end{cases} \quad (18)$$

式中: B 为 F-NSM; f_k 和 f_{k+1} 为目标频段内相邻离散频率; f_{est} 为估算谐振频率。

第二阶段, 首先通过 $B(2\pi f_{\text{est}})$ 的右特征向量确定最佳可观测节点 (记作节点 i)。其次, 在 f_{est} 的邻域内计算最佳可观测节点的驱动点阻抗或分流比, 如式(19)和(20)所示, 其分母包含 $\det(Y)$ 的信息。

$$z_i = \frac{v_i}{i_i} = \beta^T Y^{-1}(s) \beta = \beta^T \frac{Y^*(s)}{\det[Y(s)]} \beta \quad (19)$$

$$\eta_{ij} = \frac{i_{ij}}{i_i} = y_{ij} \gamma Y^{-1}(s) \beta = y_{ij} \gamma \frac{Y^*(s)}{\det[Y(s)]} \beta \quad (20)$$

式中: z_i 、 v_i 和 i_i 分别为节点 i 的驱动点阻抗、电压和注入电流; η_{ij} 为节点 i 与节点 j 间支路电流 i_{ij} 与 i_i 的比值, 即分流比; y_{ij} 为节点 i 与节点 j 间支路导纳; β 为 $n \times 1$ 维列向量 (n 为系统节点数量), 其中第 i 个元素为 1, 其余元素为 0; γ 为 $1 \times n$ 维行向量, 其中第 i 个元素为 1, 第 j 个元素为 -1, 其余元素为 0。最后, 通过拟合得到式(19)~(20)的解析表达式, 并根据其分母多项式求解谐振模态。

2.2 主导谐振区域定位

主导谐振区域可通过节点电压振型 (node voltage mode shape, NVMS) 和参与因子矩阵 (participation factor matrix, PFM) 定位^[19]。

对系统节点电压方程变换得

$$LV = \Lambda^{-1} R^{-1} I \Rightarrow V_{\text{mode}} = \Lambda^{-1} I_{\text{mode}} \quad (21)$$

式中: V 和 I 分别为节点电压和电流向量; V_{mode} 和 I_{mode} 分别为模态电压和电流向量; Λ 、 R 和 L 分别为 Y 的对角特征值矩阵、右特征向量矩阵和左特征向量矩阵, 且有 $L=R^{-1}$ 。

根据矩阵理论, $Y(s_{\text{res}})$ 存在零特征值 λ_k , 使得模态电流 i_{mode_k} 激发极大的模态电压 v_{mode_k} , 此时 V 可表示为

$$V = RV_{\text{mode}} \approx R_k v_{\text{mode}_k} \quad (22)$$

式中: R_k 为 λ_k 的右特征向量, 即 NVMS, 反映了该模态下各节点电压的相对大小和相位, 即各节点的可观度。

对式(22)进一步变换得

$$V \approx \lambda_k^{-1} R_k i_{\text{mode}_k} = \lambda_k^{-1} R_k L_k I = \lambda_k^{-1} P I \quad (23)$$

式中: L_k 为 λ_k 的左特征向量, 反映了各节点注入电流对该模态激发程度, 即各节点的可激励度; P 为 PFM, 其元素 p_{ij} 表示节点 j 注入电流对节点 i 电压的相对影响程度, 即各节点间的耦合度。

3 阻抗聚合系统的谐振特性

通过第 2 节的分析可知, s -NAM 法涉及大量行列式计算。因此, 通过阻抗聚合减少系统节点数量可有效减少计算量。

3.1 阻抗聚合

对于图 1 所示系统, 其分为 2 个子系统 S_1 和 S_2 , 二者通过节点 k 相连。原系统 s -NAM 可表示为

$$\mathbf{Y}_{\text{orig}} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} & 0 \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & y_{k0} + y_{k1} + y_{k2} & -\mathbf{Y}_{m2}^T \\ 0 & -\mathbf{Y}_{m2} & \mathbf{Y}_{s2} \end{bmatrix} \quad (24)$$

式中: $\mathbf{Y}_{s1}$ 和 $\mathbf{Y}_{s2}$ 分别为 S_1 和 S_2 的自导纳矩阵; $-\mathbf{Y}_{m1}$ 和 $-\mathbf{Y}_{m2}$ 分别为 S_1 和 S_2 与节点 k 间的互导纳向量; y_{k0} 为节点 k 的对地导纳; y_{k1} 和 y_{k2} 分别为 $\mathbf{Y}_{m1}$ 和 $\mathbf{Y}_{m2}$ 中所有导纳之和。

如图1(b)所示,保留 S_1 ,对 S_2 进行阻抗聚合,具体步骤如下。

首先,仅在节点 k 注入电流 i_{k2} ,建立 S_1 的节点电压方程。

$$\begin{bmatrix} y_{k2} & -\mathbf{Y}_{m2}^T \\ -\mathbf{Y}_{m2} & \mathbf{Y}_{s2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{k2} \\ \mathbf{V}_{s2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{k2} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (25)$$

式中: $\mathbf{V}_{s2}$ 为 S_2 除节点 k 外的节点电压向量; v_{k2} 为节点 k 的电压。

其次,式(25)化简得:

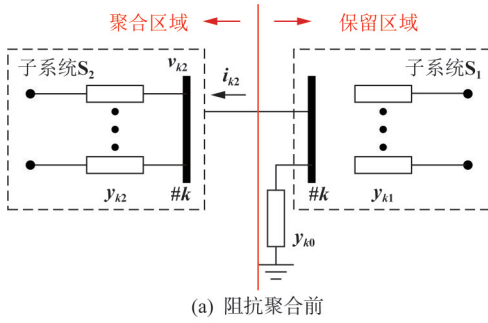
$$\begin{cases} \mathbf{Y}_{s2} \mathbf{V}_{s2} = \mathbf{Y}_{m2} v_{k2} \\ i_{k2} = y_{k2} v_{k2} - \mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{V}_{s2} \end{cases} \quad (26)$$

最后,将式(26)中的上式代入下式消去 $\mathbf{V}_{s2}$ 得 S_2 的等效导纳为:

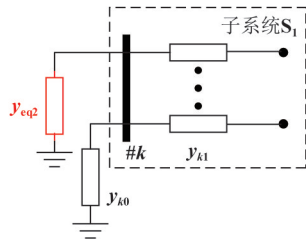
$$y_{\text{eq2}} = \frac{i_{k2}}{v_{k2}} = y_{k2} - \mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{Y}_{s2}^{-1} \mathbf{Y}_{m2} \quad (27)$$

阻抗聚合系统的 s -NAM 可表示为:

$$\mathbf{Y}_{\text{new}} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & y_{k0} + y_{k1} + y_{k2} - \mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{Y}_{s2}^{-1} \mathbf{Y}_{m2} \end{bmatrix} \quad (28)$$



(a) 阻抗聚合前



(b) 阻抗聚合后

图1 含单聚合区域系统

Fig. 1 System with a single aggregated region

上述通用阻抗聚合不依赖聚合区域的内部拓扑和规模,其结果与串并联、Y- Δ 变换等传统方法一致,有效解决了引言中提出的第一个问题。

3.2 阻抗聚合系统的谐振模式

将 s -NAM 法与阻抗聚合结合的关键在于厘清 $\det(\mathbf{Y}_{\text{orig}})$ 和 $\det(\mathbf{Y}_{\text{new}})$ 的关系。下面将根据 $\det(\mathbf{Y}_{s2})$ 是否为零分为2种情况进行讨论。

当 $\det(\mathbf{Y}_{s2}) \neq 0$ 时,对于 $\mathbf{Y}_{\text{orig}}$,将下行左乘 $\mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{Y}_{s2}^{-1}$ 并加至中行可保持行列式不变,即:

$$\begin{aligned} \det(\mathbf{Y}_{\text{orig}}) &= \det \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} & 0 \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & y_{k0} + y_{k1} + y_{k2} & 0 \\ 0 & -\mathbf{Y}_{m2} & \mathbf{Y}_{s2} \end{bmatrix} \right\} \\ &= \det(\mathbf{Y}_{\text{new}}) \cdot \det(\mathbf{Y}_{s2}) \end{aligned} \quad (29)$$

观察式(29)可知, $\det(\mathbf{Y}_{\text{orig}})$ 的零点完全由 $\det(\mathbf{Y}_{\text{new}})$ 提供,即阻抗聚合系统可完全反映原系统模态。

当 $\det(\mathbf{Y}_{s2}) = 0$ 时,阻抗聚合后节点 k 接地并在系统中消失,等效于 S_1 和 S_2 解耦,此时系统 s -NAM 可表示为

$$\mathbf{Y}_{\text{orig}} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mathbf{Y}_{s2} \end{bmatrix} \quad (30)$$

对应的行列式为0,表明该模态属于 S_2 及全系统,但并不属于 S_1 ,因此阻抗聚合系统无法反映原系统模态。

本文将能在所有区域均表达的模态定义为全局模态,仅在部分区域表达的模态定义为局部模态。

考虑到划分自然性与分析便捷性,高比例新能源系统通常以各场站公共连接点(point of common coupling, PCC)为边界,划分为公共连接区域(common coupling region, CCR)和多个场站。对于全局模态,子系统的划分不会影响其求解;而对于局部模态,由于局部表达区域通常与子系统划分不完全重合,其求解需进一步讨论。

当局部表达区域与聚合区域重合时,可直接应用上述分析。当局部表达区域被聚合区域包含时,由于与聚合区域其余部分解耦,等价于聚合区域 s -NAM 行列式为0,阻抗聚合后无法捕捉该模态。若局部表达区域包含聚合区域时,符合聚合区域 s -NAM 行列式不为0的情况,阻抗聚合后可捕捉该模态。

综上所述,阻抗聚合系统保留了原系统部分模态,但失去了仅在聚合区域表达的模式。

3.3 阻抗聚合系统的 NVMS

本节重点讨论全局模态的 NVMS。上一节分析表明,局部模态在非表达区域振型为 0。

原系统的 NVMS 满足

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} & 0 \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & \mathbf{y}_{k0} + \mathbf{y}_{k1} + \mathbf{y}_{k2} & -\mathbf{Y}_{m2}^T \\ 0 & -\mathbf{Y}_{m2} & \mathbf{Y}_{s2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{o1} \\ r_{ok} \\ \mathbf{R}_{o2} \end{bmatrix} = 0 \quad (31)$$

式中: $\mathbf{R}_{o1}$ 、 r_{ok} 和 $\mathbf{R}_{o2}$ 均为原系统 NVMS 的一部分,分别对应 $\mathbf{S}_1$ 、节点 k 和 $\mathbf{S}_2$ 。

式(31)消去 $\mathbf{R}_{o2}$ 得:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & \mathbf{y}_{k0} + \mathbf{y}_{k1} + \mathbf{y}_{k2} - \mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{Y}_{s2}^{-1} \mathbf{Y}_{m2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{o1} \\ r_{ok} \end{bmatrix} = 0 \quad (32)$$

阻抗聚合系统的 NVMS 满足式(33)。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1} \\ -\mathbf{Y}_{m1}^T & \mathbf{y}_{k0} + \mathbf{y}_{k1} + \mathbf{y}_{k2} - \mathbf{Y}_{m2}^T \mathbf{Y}_{s2}^{-1} \mathbf{Y}_{m2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{n1} \\ r_{nk} \end{bmatrix} = 0 \quad (33)$$

式中 $\mathbf{R}_{n1}$ 和 r_{nk} 均为阻抗聚合系统 NVMS 的一部分,分别对应 $\mathbf{S}_1$ 和节点 k 。

由式(32)–(33)可知,二者均为系数矩阵为 $\mathbf{Y}_{\text{new}}$ 的齐次线性方程。对于该类方程,当方程和未知数数量相等,且系数矩阵行列式为 0 时,存在无穷多非零解。由于 NVMS 反映各节点电压相对大小和相位,因此可通过尺度变换令 $r_{ok}=r_{nk}$,从而使 $\mathbf{R}_{o1}=\mathbf{R}_{n1}$ 。上述分析表明阻抗聚合不改变全局模态的 NVMS。

谐振模态和 NVMS 在阻抗聚合系统中的特性可称为部分继承性,有效解决了引言中提出的第二个问题。

3.4 区域可观度和区域耦合度

为了量化谐振模态在各区域的表达程度并检验阻抗聚合的有效性,基于 NVMS 和 PFM 分别定义了两个指标:区域可观度和区域耦合度。

区域可观度反映了该模态下区域内节点的平均可观度。通过计算 NVMS 中各区域元素的平均幅值,并以全区域最大值归一化,区域 x 的可观度 $\overline{O}_x$ 定义为:

$$\overline{O}_x = \frac{\sum_{i \in x} |r_i|}{N_x} \Rightarrow O_x = \frac{\overline{O}_x}{\max(\overline{O}_x)} \quad (34)$$

式中 N_x 为区域 x 的节点数量。

区域耦合度反映了该模态下两区域间节点的平均耦合度。类似地,通过计算 PFM 中每对区域间的参与因子平均幅值,并以全区域最大值归一化,区域 x 和 y 间的耦合度 $\overline{L}_{xy}$ 定义为

均耦合度。类似地,通过计算 PFM 中每对区域间的参与因子平均幅值,并以全区域最大值归一化,区域 x 和 y 间的耦合度 $\overline{L}_{xy}$ 定义为

$$\overline{L}_{xy} = \frac{\sum_{i \in x} \sum_{j \in y} |p_{ij}|}{N_x N_y} \Rightarrow L_{xy} = \frac{\overline{L}_{xy}}{\max(\overline{L}_{xy})} \quad (35)$$

式中 N_y 为区域 y 的节点数量。

基于区域可观度和区域耦合度可对全局模态与局部模态进行定量区分。对于给定模态,若存在某区域的可观度或其与其他区域的耦合度接近 0,则该模态在该区域的表达程度极低,判定为局部模态;反之则为全局模态。

4 系统分析方法

4.1 节点编号规则

对于式(25)–(27)所示的阻抗聚合,聚合区域的节点编号应遵循两条规则:边界节点为首编号;内部节点编号连续,以确保自导纳矩阵的完整性。这两条规则能确保含单聚合区域系统具有式(29)所示的谐振模态特性,而对于含多聚合区域系统,则需进一步明确节点编号规则。

由式(29)可知,阻抗聚合系统谐振模态特性成立的条件是右上角分块矩阵为零矩阵。对于含多聚合区域系统,为满足该条件,保留区域内的节点编号必须连续,而边界节点编号顺序则无特殊要求。

对于图 2 所示系统,子系统 $\mathbf{S}_2$ 和 $\mathbf{S}_3$ 分别通过节点 i 和 j 与子系统 $\mathbf{S}_1$ 相连。当保留 $\mathbf{S}_1$ 并聚合 $\mathbf{S}_2$ 和 $\mathbf{S}_3$ 时,首先对保留区域(包括节点 i 和 j)的节点连续编号,然后对 $\mathbf{S}_2$ 和 $\mathbf{S}_3$ 的节点连续编号,这样既能确保各区域节点编号的连续性,又能确保边界节点编号优先于聚合区域节点。因此,阻抗聚合前后系统的 s -NAM 及它们行列式间的关系如式(36)–(38)所示,式中各变量的含义与式(24)的相似,此处不再赘述。

$$\mathbf{Y}_{\text{orig}} = \begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{s1} & -\mathbf{Y}_{m1(i)} & -\mathbf{Y}_{m1(j)} & 0 & 0 \\ -\mathbf{Y}_{m1(i)}^T & \mathbf{y}_{i0} + \mathbf{y}_{i1} + \mathbf{y}_{i2} & 0 & -\mathbf{Y}_{m2}^T & 0 \\ -\mathbf{Y}_{m1(j)}^T & 0 & \mathbf{y}_{j0} + \mathbf{y}_{j1} + \mathbf{y}_{j3} & 0 & -\mathbf{Y}_{m3}^T \\ 0 & -\mathbf{Y}_{m2} & 0 & \mathbf{Y}_{s2} & 0 \\ 0 & 0 & -\mathbf{Y}_{m3} & 0 & \mathbf{Y}_{s3} \end{bmatrix} \quad (36)$$

$$Y_{\text{new}} = \begin{bmatrix} Y_{s1} & -Y_{m1(i)} & -Y_{m1(j)} \\ -Y_{m1(i)}^T & y_{i0} + y_{i1} + y_{i2} - Y_{m2}^T Y_{s2}^{-1} Y_{m2} & 0 \\ -Y_{m1(j)}^T & 0 & y_{j0} + y_{j1} + y_{j3} - Y_{m3}^T Y_{s3}^{-1} Y_{m3} \end{bmatrix} \quad (37)$$

$$\det(Y_{\text{orig}}) = \det \begin{bmatrix} Y_{s1} & -Y_{m1(i)} & -Y_{m1(j)} & 0 & 0 \\ -Y_{m1(i)}^T & y_{i0} + y_{i1} + y_{i2} - Y_{m2}^T Y_{s2}^{-1} Y_{m2} & 0 & 0 & 0 \\ -Y_{m1(j)}^T & 0 & y_{j0} + y_{j1} + y_{j3} - Y_{m3}^T Y_{s3}^{-1} Y_{m3} & 0 & 0 \\ 0 & -Y_{m2} & 0 & Y_{s2} & 0 \\ 0 & 0 & -Y_{m3} & 0 & Y_{s3} \end{bmatrix} \quad (38)$$

$$= \det(Y_{\text{new}}) \cdot \det(Y_{s2}) \cdot \det(Y_{s3})$$

综上所述,节点编号规则为:首先对保留区域的节点连续编号,然后对聚合区域的节点连续编号。

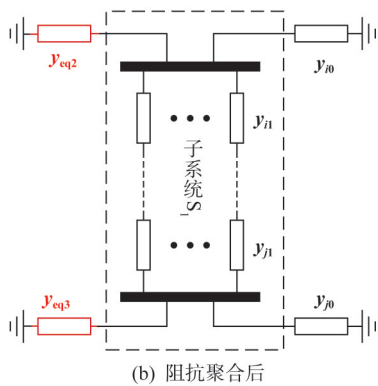
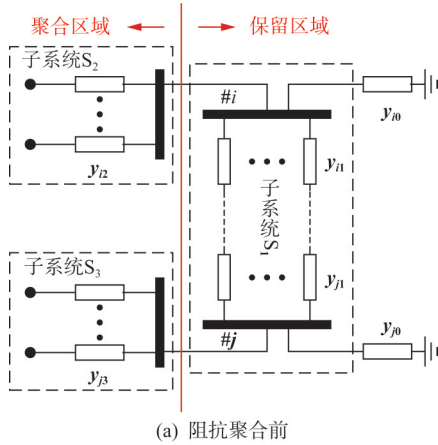


图2 含多聚合区域系统

Fig. 2 System with multiple aggregated regions

4.2 分析步骤

通过阻抗聚合对s-NAM法进行优化实现对高比例新能源电力系统谐振稳定性的快速分析,其步骤如下。

步骤1: 系统建模。收集系统中各元件设计参

数和各新能源机组运行参数,按照第1节的方法建立各元件s域阻抗模型,根据阻抗频率特性在各频段选择合适的简化模型,并形成s域阻抗网络。

步骤2: 系统分区。以各场站PCC作为边界节点,将系统划分为CCR和多个场站,并按4.1节规定对各区域节点编号。

步骤3: 分部分析。首先对非目标区域进行阻抗聚合获取其频域导纳,随后通过矢量拟合将其变换至s域,此时该导纳表示为:

$$y_{\text{eq}} = \sum_{k=1}^n \frac{C_k}{s - A_k} + D \quad (39)$$

式中: A_k 为极点; C_k 为残差; D 为直接项。最后对目标区域应用s-NAM法。对各区域重复上述操作,直至覆盖全系统。

步骤4: 信息整合。将各分部分析得到的模态取并集以获取完整模态。对于全局模态,全系统的NVMS通过将各PCC的元素作为参考值、缩放各场站元素拼接形成。对于局部模态,仅保留其局部表达区域的NVMS。

4.3 分析效率

由于s-NAM法主要涉及行列式计算,本文通过比较优化方法前后行列式计算的ATC评估优化方法的有效性。算法的ATC用以刻画计算指令数量随问题规模的增长趋势,通常用符号“O”表示。计算机内行列式计算通常使用LU分解法,其n阶行列式的ATC为 $O(n^3)^{[35]}$ 。

对于包含 $K(K \geq 2)$ 个场站的系统,假设CCR有 M 个节点,各场站均有 N 个节点,则全系统s-NAM的阶数为 $(M+KN)$ 。

对于传统方法,计算全系统s-NAM行列式的ATC为:

$$T_1 = O[(M + KN)^3] \quad (40)$$

对于优化方法, 计算量主要来自 CCR 分部分析和需重复 K 次的场站分部分析, 分别对应 M 阶行列式和 K 次 $(N+1)$ 阶行列式的计算。因此, 其等效 ATC 为:

$$\begin{cases} T_{21} = O[K(N+1)^3] \\ T_{22} = O(M^3) \end{cases} \quad (41)$$

优化方法前后行列式计算的 ATC 之差为:

$$\begin{aligned} \Delta T &= T_1 - (T_{21} + T_{22}) \\ &\approx O[(K^2 - 1)KN^3 + 3(MK - 1)KN^2] \end{aligned} \quad (42)$$

式中忽略了 N 的一次项和常数项。

由式(42)可知, 当 $K \geq 2$ 时, N 的三次项和二次项系数总是大于 0。因此, 优化 s -NAM 法能提高谐振稳定性分析效率, 且随着新能源场站的数量和规模的增加, 效率提升更加明显(图 3)。

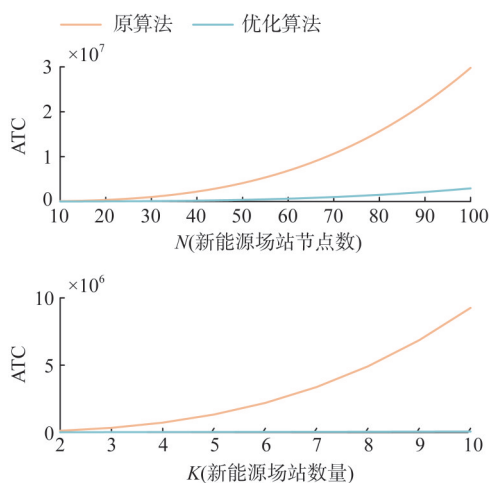


图 3 优化算法与原算法效率对比

Fig. 3 Efficiency comparison of optimized and original algorithms

综上所述, 本文所提方法兼顾了全面性和高效性, 有效解决了引言中提出的第三个问题。

5 案例分析

5.1 案例介绍

本节分析的案例改编自浙江省某海上风电系统(图 4), 含 3 个海上风电场(图 C1—C3), 均通过高压交流方案并网。该系统在投运时并网节点(节点 1)出现严重的 5 次谐波放大现象。由文献[36]中谐振稳定性和谐波放大关系的研究可知, 该系统存在

5 次谐波频率附近的主导模态(衰减因子最小的模态)。

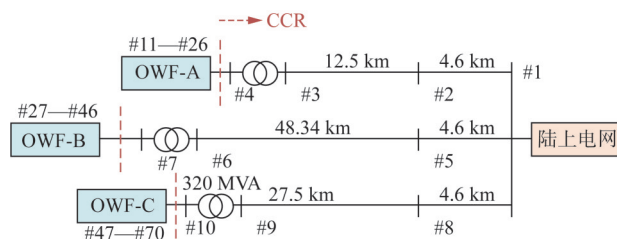


图 4 目标海上风电系统

Fig. 4 Target offshore wind power system

目标系统中的风力发电机组均为直驱型。风电场 A 含 32 台 4.5 MW 风机和 18 台 4 MW 风机, 通过 12.5 km 三芯海缆和 4.6 km 单芯陆缆并网。风电场 B 含 45 台 6.25 MW 风机, 通过 48.34 km 三芯海缆和 4.6 km 单芯陆缆并网。风电场 C 含 35 台 8.5 MW 风机, 通过 27.5 km 三芯海缆和 4.6 km 单芯陆缆并网。由于同一集电链上的风机型号相同、位置接近且捕获风能相似, 对各集电链进行如下化简: 将集电链上所有风机聚合至一个节点; 保留集电链始末端较长海缆, 忽略风机间较短海缆。

海上风电系统中所有风机输出均设置为 $P=1.0$ p. u.、 $Q=0.0$ p. u., 目标频段设置为 1~2000 Hz。解析计算方面, 将全系统分为 CCR、风电场 A、风电场 B 和风电场 C, 并依次执行分部分析, 所得模态合集、NVMS 与完整系统分析结果进行对比以验证所提方法的有效性; 同时进一步分析阻抗聚合指标及计算效率。仿真验证方面, 在时域仿真中观察主导模态以验证解析计算的正确性。此外, 为方便后续说明, 节点编号保持统一, 如图 4 所示; 需要指出的是, 在实际分部分析过程中, 节点编号需根据 4.1 节所述规则进行相应调整。

5.2 解析计算

在解析计算过程中, 风力发电机组在次/超同步频段采用完整阻抗模型, 在其余频段采用忽略 PLL 和外环控制器的简化阻抗模型; 电缆的导体材料阻抗采用忽略 Bessel 函数的简化形式, 大地/海水回路阻抗采用 4 项级数。

5.2.1 模态分析

目标系统共有 7 个稳定模态(表 1), 其中模态 3 为主导模态, 其谐振频率接近 5 次谐波频率, 与实际工程情况吻合。通过对比优化方法(表 2)与传统

方法的模态求解结果,发现模态 1 和模态 2 分别为风电场 C 和风电场 A 中的局部模态,其余模态为全局模态。最终,将所有分部分析获得的模态取并集即可获得完整的模态,验证了所提方法在模态求解方面的有效性。

表 1 目标系统谐振模态(传统方法)
Tab. 1 Resonance modes of the target system (traditional method)

编号	$\sigma_{\text{res}}/\text{s}^{-1}$	f_{res}/Hz	ζ
1	50.82	105.68	0.076 3
2	90.20	158.77	0.090 1
3	15.88	253.21	0.010 0
4	364.31	979.69	0.059 1
5	259.36	1 310.95	0.031 5
6	251.81	1 425.32	0.028 1
7	375.55	1 581.89	0.037 8

注: ζ 为模态阻尼比。

表 2 目标系统谐振模态(优化方法)
Tab. 2 Resonance modes of the target system (optimized method)

编号	CCR 分部分析			风电场 A 分部分析		
	$\sigma_{\text{res}}/\text{s}^{-1}$	f_{res}/Hz	ζ	$\sigma_{\text{res}}/\text{s}^{-1}$	f_{res}/Hz	ζ
1						
2				90.20	158.77	0.090 1
3	15.88	253.21	0.010 0	15.89	253.21	0.010 0
4	364.31	979.69	0.059 1	364.41	979.68	0.059 1
5	259.33	1 310.95	0.031 5	259.49	1 310.96	0.031 5
6	251.88	1 425.32	0.028 1	251.77	1 425.31	0.028 1
7	375.39	1 581.89	0.037 7	375.47	1 581.89	0.037 7
编号	风电场 B 分部分析			风电场 C 分部分析		
	$\sigma_{\text{res}}/\text{s}^{-1}$	f_{res}/Hz	ζ	$\sigma_{\text{res}}/\text{s}^{-1}$	f_{res}/Hz	ζ
1				50.85	105.68	0.0764
2						
3	15.88	253.21	0.010 0	15.88	253.21	0.010 0
4	364.31	979.69	0.059 1	364.38	979.69	0.059 1
5	259.33	1 310.95	0.031 5	259.29	1 310.96	0.031 5
6	251.88	1 425.32	0.028 1	251.89	1 425.32	0.024 1
7	375.39	1 581.89	0.037 7	375.47	1 581.90	0.037 7

为了验证研究的广泛适用性,接下来的分析将聚焦于局部模态 2 和全局/主导模态 3。

5.2.2 振型分析

下面分析模态 2 和模态 3 的 NVMS,结果分别见表 3 和 4。对于局部模态 2,风电场 B 分部分析所

得 NVMS 与完整系统分析结果非常接近;对于全局模态 3,由各分部分析结果整合得到的全系统 NVMS 同样与完整系统分析结果吻合。上述结果验证了所提方法在振型求解方面的有效性。

表 3 目标系统模态 2 的部分 NVMS
Tab. 3 Partial NVMS of the target system for mode 2

区域	节点编号	传统 s -NAM 法		优化 s -NAM 法	
		幅值	相位/(°)	幅值	相位/(°)
风电场 A	20	1.000 0	0	1.000 0	0
	22	0.819 3	179.663 7	0.819 3	179.663 8
	19	0.052 2	-25.260 1	0.052 2	-25.206 1
	...	...	...	...	...
	24	0.000 6	32.076 5	0.000 6	32.076 1
	16	0.000 6	32.107 5	0.000 6	32.107 1
	17	0.000 3	179.361 4	0.000 3	179.360 9

表 4 目标系统模态 3 的部分 NVMS
Tab. 4 Partial NVMS of the target system for mode 3

区域	节点编号	传统 s -NAM 法		优化 s -NAM 法	
		幅值	相位/(°)	幅值	相位/(°)
CCR	6	1.000 0	0	1.000 0	0
	9	0.937 9	1.206 0	0.937 9	1.206 0
	...	...	...	...	...
	7	0.676 8	-0.578 1	0.676 8	-0.578 4
风电场 B	10	0.647 7	0.607 6	0.647 8	0.607 2
	27	0.666 4	-0.290 7	0.666 4	-0.291 0
	33	0.664 2	-0.260 3	0.664 2	-0.260 6
	...	...	...	...	...
	42	0.471 8	-0.265 6	0.471 8	-0.266 8
	46	0.471 0	-0.238 2	0.471 0	-0.239 5
风电场 C	47	0.639 5	0.866 5	0.639 6	0.866 3
	53	0.639 5	0.866 5	0.639 6	0.866 3
	...	...	...	...	...
	70	0.485 7	1.225 0	0.485 8	1.225 1
风电场 A	68	0.485 7	1.225 0	0.485 8	1.225 1
	11	0.511 8	0.529 7	0.511 8	0.529 6
	13	0.510 3	0.572 7	0.510 3	0.572 6
	...	...	...	...	...
	22	0.290 8	0.041 7	0.290 8	-0.040 6
	18	0.285 2	0.201 9	0.285 2	-0.201 0

5.2.3 聚合指标分析

为了观察模态在各区域内的表达程度,分析了区域可观度和区域耦合度这两个阻抗聚合指标。

各模态下各区域的可观度如表 5 所示。对于模

态 2, 除风电场 A 外的区域可观度均极小, 再次说明模态 1 是风电场 A 中的局部模态。类似地, 模态 1 也呈现出部分区域可观度极低的特征。相比之下, 其余模态各区域可观度均未接近 0, 表明它们均为全局模态。

模态 2 和模态 3 下各区域间的耦合度分别如表 6 和 7 所示。对于模态 2, 仅风电场 A 自耦合度明显, 其余区域耦合度均极小, 再次说明模态 2 是风电场 A 中的局部模态。类似地, 模态 1 也呈现出单一区域自耦合度显著而其余区域耦合度极低的特征。相比之下, 模态 3 各区域耦合度均未接近 0, 显示其全区域表达特性。

表 5 目标系统区域可观度

Tab. 5 Regional observabilities of the target system

模态编号	CCR	风电场 A	风电场 B	风电场 C
1	0	0	0	1.000 0
2	0.003 8	1.000 0	0.001 3	0.001 6
3	1.000 0	0.491 2	0.677 4	0.676 5
4	0.611 9	0.450 1	0.928 0	1.000 0
5	0.164 3	1.000 0	0.022 5	0.254 5
6	0.175 5	0.220 1	0.132 7	1.000 0
7	0.149 4	0.030 7	1.000 0	0.157 1

表 6 模态 2 下目标系统区域可观度

Tab. 6 Regional linkages of the target system under Mode 2

区域 1	区域 2	耦合度	区域 1	区域 2	耦合度
CCR	CCR	0	CCR	风电场 A	0.003 8
CCR	风电场 B	0	CCR	风电场 C	0.003 8
风电场 A	风电场 A	1.000 0	风电场 A	风电场 B	0.001 3
风电场 A	风电场 C	0.001 6	风电场 B	风电场 B	0
风电场 B	风电场 C	0	风电场 C	风电场 C	0

表 7 模态 3 下目标系统区域可观度

Tab. 7 Regional linkages of the target system under Mode 3

区域 1	区域 2	耦合度	区域 1	区域 2	耦合度
CCR	CCR	1.000 0	CCR	风电场 A	0.494 2
CCR	风电场 B	0.677 4	CCR	风电场 C	0.676 5
风电场 A	风电场 A	0.244 3	风电场 A	风电场 B	0.334 8
风电场 A	风电场 C	0.334 4	风电场 B	风电场 B	0.458 9
风电场 B	风电场 C	0.458 3	风电场 C	风电场 C	0.457 7

5.2.4 效率分析

对于目标海上风电系统, 若应用传统算法, 全系统 s -NAM 行列式计算的 ATC 为 $O(70^3) \approx O(3.4 \times 10^5)$; 若应用优化算法, CCR、风电场 A、风电场

B 和风电场 C 分部分析中子系统 s -NAM 行列式计算的 ATC 分别为 $O(10^3)$ 、 $O(17^3)$ 、 $O(21^3)$ 和 $O(25^3)$, 总和约为 $O(3.1 \times 10^4)$ 。

在 MATLAB 2024a 中进行解析计算, 完整系统分析所需时间为 340.13 s, 而 CCR、风电场 A、风电场 B 和风电场 C 分部分析所需时间分别为 6.26 s、19.48 s、27.62 s、39.73 s, 四者总时间为 93.09 s。由此可见, 本文所提方法显著提升了计算效率。

5.3 仿真实验

在 PSCAD/EMTDC 4.6.2 中搭建目标系统的时域仿真模型。在海上风电系统并网点 (节点 1) 设置三相经 30Ω 过渡电阻的接地故障, 持续时间为 0.1 s。观察故障清除后传输部分中节点 6、风电场 A 中节点 11、风电场 B 中节点 27 和风电场 C 中节点 47 处的 (相) 电压, 其时域波形和频谱如图 5—8 所示, 均包含一个频率为 252 Hz 的模态, 对应模态 3。上述现象说明了模态 3 的全局性和主导性, 验证了解析计算的正确性。

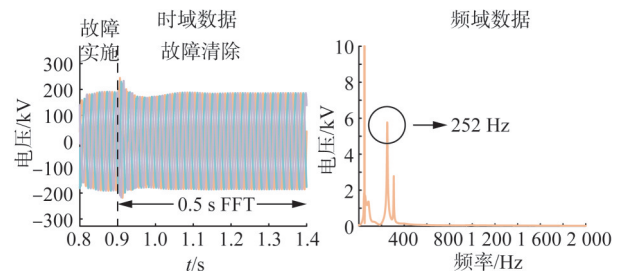


图 5 目标系统节点 6 电压

Fig. 5 Voltage at node 6 of the target system

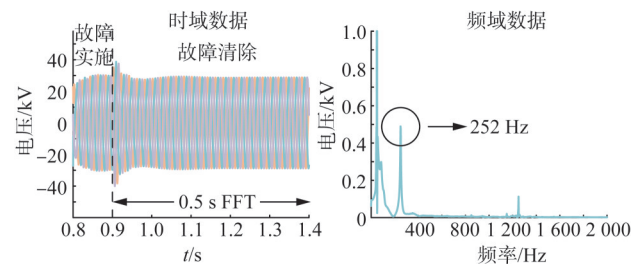


图 6 目标系统节点 11 电压

Fig. 6 Voltage at node 11 of the target system

6 结论

针对传统 s -NAM 法在处理大型系统时效率较低的问题, 本文提出基于阻抗聚合和 s -NAM 的电力系统谐振稳定性分析方法, 主要结论如下。

1) 阻抗聚合系统的谐振模态和 NVMS 具有部

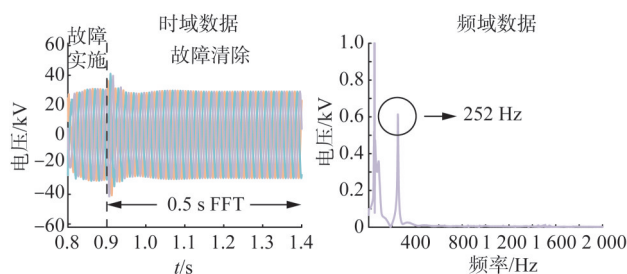


图7 目标系统节点27电压

Fig. 7 Voltage at node 27 of the target system

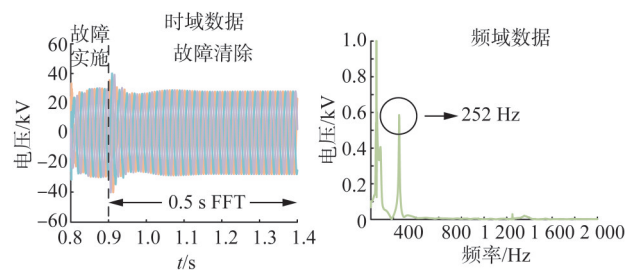


图8 目标系统节点47电压

Fig. 8 Voltage at node 47 of the target system

分继承性。阻抗聚合后,全局模式和保留区域中的局部模式仍能获取,聚合区域中的局部模式消失;全局模式的NVMS保持不变。

2) 基于NVMS的区域可观度和基于PFM的区域耦合度可以区分全局模式和局部模式。基于此,局部模式呈现出部分区域可观度极低,及单一区域自耦合度显著而其余区域耦合度极低的特征;全局模式所有区域可观度和耦合度均未接近0。

3) 所提方法将全系统谐振稳定性分析转换为各分部分析结果集合,相当于将高阶行列式计算转换为多个低阶行列式,既保留了新能源机组的详细阻抗建模和系统拓扑结构,又提高了分析效率,实现了全面性与高效性的平衡。

参考文献

- [1] 康重庆,姚良忠.高比例可再生能源电力系统的关键科学问题与理论研究框架[J].电力系统自动化,2017,41(9):2-11.
KANG Chongqing, YAO Liangzhong. Key Scientific issues and theoretical research framework for power systems with high proportion of renewable energy [J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(9): 2-11.
- [2] HARNEFORS L, WANG X, YEPES A G, et al. Passivity based stability assessment of grid-connected VSCs—an overview[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(1): 116-125.
- [3] 徐政.基于s域节点导纳矩阵的谐振稳定性分析方法[J].电力自动化设备,2023,43(10):1-8.
- [4] XU Zheng. resonance stability analysis method based on s-domain node admittance matrix [J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(10): 1-8.
- [5] SUN J. Impedance-based stability criterion for grid-connected inverters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2011, 26(11): 3075-3078.
- [6] CESPEDDES M, SUN J. Impedance modeling and analysis of grid-connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(3): 1254-1261.
- [7] SUN J. Frequency-domain stability criteria for converter-based power systems [J]. IEEE Open Journal of Power Electronics, 2022, 3(1): 222-254.
- [8] 陈新,张畅,王赞程.基于阻抗分析法研究光伏并网逆变器与电网的动态交互影响[J].中国电机工程学报,2014,34(27):4559-4567.
CHEN Xin, ZHANG Yang, WANG Yuncheng. A study of dynamic interaction between PV grid-connected inverters and grid based on the impedance analysis method [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(27): 4559-4567.
- [9] 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.
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): 6547-6561.
- [10] 徐政.交直流电力系统动态行为分析[M].北京:机械工业出版社,2004.
- [11] MIAO Z. Impedance-model-based SSR analysis for type 3 wind generator and series-compensated network [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2012, 27(4): 984-991.
- [12] YANG D, RUAN X, WU H. Impedance shaping of the grid-connected inverter with LCL filter to improve its adaptability to the weak grid condition [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(11): 5795-5805.
- [13] WANG Y, LI Y W, BLAABJERG F, et al. Virtual-impedance-based control for voltage-source and current-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2015, 30(12): 7019-7037.
- [14] 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, 2017, 32(1): 474-483.
- [15] LIU H, XIE X, LIU W. 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.
- [16] LIU H, XIE X, GAO X, et al. Stability analysis of SSR in multiple wind farms connected to series-compensated systems using impedance network model [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 3118-3128.
- [17] 张畅,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):2877-2891.
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): 2877-2891.

- [17] 王晨轩. 新能源电力系统次同步振荡建模与分析方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2022.
- [18] ZHANG C, 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.
- [19] 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.
- [20] 占颖, 谢小荣, 王艳辉, 等. 计及模式可观度的阻抗网络聚合方法[J]. 电网技术, 2021, 45(6): 2328–2334.
ZHAN Ying, XIE Xiaorong, WANG Yanhui, et al. Aggregation of impedance network model considering modal observability [J]. Power System Technology, 2021, 45(6): 2328–2334.
- [21] ZHAN Y, XIE X, WANG Y. Impedance network model based modal observability and controllability analysis for renewable integrated power systems [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 2025–2034.
- [22] ZHAN Y, XIE X, LIU H, 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.
- [23] 方少麟, 李建华, 黄莹, 等. 变压器谐波模型的研究与评价[J]. 电力系统及其自动化学报, 2013, 25(2): 103–108.
FANG Shaolin, LI Jianhua, HUANG Ying, et al. Research and evaluation of the transformer harmonic model [J]. Proceedings of the CSU-EPSS, 2013, 25(2): 103–108.
- [24] WAKILEH G J. 电力系统谐波: 基本原理、分析方法和滤波器设计[M]. 徐政, 译. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- [25] TLEIS N D. Power systems modelling and fault analysis: theory and practice[M]. Oxford, UK: Newnes, 2008.
- [26] HE B, ZHANG Z, YE Q, et al. Calculations of electrical parameters of cables in wide frequency range [J]. Electronics, 2025, 14(8): 1570.
- [27] 邱晓燕, 闫幸, 周毅, 等. 基于自适应虚拟阻抗的构网型与跟网型逆变器主导微网系统无功功率均分控制策略[J]. 电力建设, 2024, 45(1): 22–32.
QIU Xiaoyan, YAN Xing, ZHOU Yi, et al. Reactive power sharing control strategy for microgrids dominated by grid-forming and grid-following inverters based on adaptive virtual impedance [J]. Electric Power Construction, 2024, 45(1): 22–32.
- [28] 刘杉, 刘琪, 朱琳, 等. 基于电网阻抗压降的构网型柔直换流器改进双闭环控制[J]. 电力建设, 2025, 46(5): 12–23.
LIU Shan, LIU Qi, ZHU Lin, et al. Improved dual closed-loop control for modular multilevel converters based on voltage drop on grid impedance [J]. Electric Power Construction, 2025, 46(5): 12–23.
- [29] 邓晓洋, 吴林林, 李立洋, 等. 基于虚拟阻抗控制的跟/构网混联经柔性直流送出系统中传输容量提升与构网占比优化策略[J]. 南方电网技术, 2026, 20(1): 12–23.
DENG Xiaoyang, WU Linlin, LI Lifeng, et al. Virtual impedance-based control strategy for transmission capacity enhancement and grid-forming proportion optimization in following/ forming hybrid VSC DC systems [J]. Southern Power System Technology, 2026, 20(1): 12–23.
- [30] 邢法财, 徐政, 王世佳, 等. 三相换流器交流侧扰动特性的定性及定量分析[J]. 电网技术, 2020, 44(1): 255–265.
XING Facai, XU Zheng, WANG Shijia, et al. Qualitative and quantitative analysis on AC-Side disturbance characteristics of three-phase converter [J]. Power System Technology, 2020, 44(1): 255–265.
- [31] 邢法财. 含非同步机电源电力系统的宽频谐振问题研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2021.
- [32] 邢法财, 徐政. 双馈感应风力发电机的负电阻效应研究[J]. 太阳能学报, 2022, 43(4): 324–332.
XING Facai, XU Zheng. Investigation on negative-resistance effect of doubly-fed induction generator [J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2022, 43(4): 324–332.
- [33] 李光辉, 王伟胜, 郭剑波, 等. 风电场经 MMC-HVDC 送出系统宽频带振荡机理与分析方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(18): 5281–5297, 5575.
LI Guanghui, WANG Weisheng, GUO Jianbo, et al. Broadband oscillation mechanism and analysis for wind farm integration through MMC-HVDC system [J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(18): 5281–5297, 5575.
- [34] 李光辉, 王伟胜, 张兴, 等. 双馈风电场并网次/超同步振荡建模与机理分析(二): 阻抗特性与振荡机理分析[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(10): 3614–3627.
LI Guanghui, WANG Weisheng, ZHANG Xing, et al. Modeling and mechanism analysis of sub/super-synchronous oscillation of grid-connected DFIG wind farms (Part II): analysis of impedance characteristic and oscillation mechanism [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(10): 3614–3627.
- [35] SAUER T. 数值分析[M]. 裴玉茹, 马赅宇, 译. 北京: 机械工业出版社, 2014.
- [36] HUANG Z, CUI Y, XU W. Application of modal sensitivity for power system harmonic resonance analysis [J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2007, 22(1): 222–231.

收稿日期: 2025-08-29; 网络首发日期: 2026-03-29

作者简介:

何冰鑫(2001), 男, 硕士研究生, 研究方向为新型电力系统谐振稳定性, 22360572@zju.edu.cn;

李探(1989), 男, 高级工程师, 博士, 研究方向为直流输电与柔性直流输电工程设计, litanb7101@126.com;

张哲任(1988), 男, 通信作者, 研究员, 博士, 研究方向为直流输电与柔性交流输电, zhangzheren@zju.edu.cn。