

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241744

采用匹配控制的构网型光伏并网小扰动稳定性及参数域分析

李爽, 汪海蛟, 黄越辉, 何国庆, 王伟胜

(可再生能源并网全国重点实验室(中国电力科学研究院有限公司), 北京 100192)

摘要: 近年来, 构网型控制技术逐步成为一种提升高比例新能源电力系统稳定性的有效措施, 但在不同交流电网条件下, 可能存在由于控制参数不合理导致的振荡风险。针对上述问题, 提出了一种采用匹配控制的构网型光伏控制策略, 并从同步视角研究构网型光伏并网系统的小扰动稳定机理和参数稳定域。首先, 采用组件连接法建立构网型光伏并网系统的传递函数模型, 并定性分析系统小扰动的传导路径。然后, 基于同步主导回路小信号模型分析控制环路动态交互作用, 以揭示构网型光伏控制参数与交流电网阻抗不匹配时的失稳机理。在此基础上, 提出一种基于等效环路增益的小扰动稳定性指标, 定量评估不同因素对系统稳定性的影响以及关键控制参数稳定域。结果表明, 随着等效电网阻抗减小, 构网型光伏匹配控制参数的稳定域大幅减小, 而电压控制参数的稳定域显著增大。最后, 通过时域仿真和控制硬件在环平台验证了理论分析的正确性。

关键词: 构网型光伏; 匹配控制; 小扰动稳定性; 等效环路增益; 参数稳定域

Small-signal stability and parameter regions analysis of grid-forming PV systems based on matching control

LI Shuang, WANG Haijiao, HUANG Yuehui, HE Guoqing, WANG Weisheng

(State Key Laboratory of Renewable Energy Grid-integration (China Electric Power Research Institute), Beijing 100192, China)

Abstract: In recent years, grid-forming control has gradually emerged as an effective approach to enhance the stability of power systems with high renewable energy penetration. However, there exist potential oscillation risks due to inappropriate control parameter settings under different AC grid conditions. To address this issue, a grid-forming PV control strategy based on matching control is proposed, and the small-signal stability mechanism and parameter stability region are studied from a synchronization perspective. First, a transfer function model of the grid-forming PV system is established using the component connection method, and the propagation path of small-signal disturbances is qualitatively analyzed. Then, the dynamic interactions within the system are analyzed based on the synchronization dominant loop to reveal the instability mechanism caused by the mismatch between the control parameters and the equivalent AC grid impedance. On this basis, a small-signal stability index based on the equivalent loop gain is proposed to quantitatively evaluate the impact of various factors on system stability and to determine the stability regions of key control parameters. These results show that a reduction in grid impedance narrows the stability region of the matching control parameters while widening that of the voltage control parameters. Finally, the correctness of the theoretical analysis is verified by time-domain simulations and the control hardware-in-the-loop tests.

This work is supported by the Science and Technology Project of the Headquarters of State Grid Corporation of China (No. 4000-202332455A-3-2-ZN).

Key words: grid-forming PV; matching control; small-signal stability; equivalent loop gain; parameters stability region

0 引言

大力发展新能源, 是我国构建新型能源体系、

基金项目: 国家电网公司总部科技项目资助(4000-202332455A-3-2-ZN)

实现双碳目标的重要举措。受风、光资源功率密度的约束, 新能源单机容量小、电压等级低, 连片接入、多级升压汇集送出是其大规模开发利用的主要方式。随着接入容量的增大, 新能源机组并网点的等效电网支撑强度逐渐降低, 导致新能源送端电网呈现典型弱电网特征^[1]。目前应用的主流风、光发

电设备均采用跟网型控制方案, 通过锁相环跟随交流电网电压, 利用电力电子变流器控制功率输出, 其控制特性与弱电网交互作用容易引起振荡问题。

近年来, 构网型技术已成为国内外研究的热点, 其基本思路是改变现有控制策略的同步方式, 以内电势幅值和频率/相位作为控制目标, 对外呈现电压源特性^[2-3]。目前, 已有多种构网型控制方案被提出, 包括下垂控制^[4]、功率同步控制^[5]、虚拟同步机控制^[6-7]等基于有功功率同步的控制技术, 以及匹配控制^[8-9]、惯性同步控制^[10-11]等基于直流电压同步的控制技术。此外, 部分学者将跟网型和构网型控制技术相结合, 提出了混合同步控制技术^[12-13]。目前, 已有研究表明, 将采用不同构网型控制技术的并网变流器接入强电网均可能会导致系统出现振荡失稳现象^[2,14-15]。

针对构网型变流器并网系统小扰动稳定性问题, 目前主流的分析方法主要包括特征值法^[11,16]、阻抗法^[17-20]、复转矩系数法^[21-24]等, 分别从右半平面极点、负电阻和负阻尼的角度对系统中存在的振荡失稳现象进行解释。文献[25]采用相对增益理论方法分析了构网型变流器控制参数对系统耦合效应的影响。文献[26]将模态分析和动力学特性分析相结合, 研究表明构网型控制在低电网阻抗下会引入较大的附加负阻尼分量, 降低系统的稳定性。文献[27-28]基于简化的单输入单输出传递函数模型分析了构网型变流器并网系统的动态响应特性以及小扰动稳定性。文献[29]提出一种反馈分析方法, 将频率变化率和最低点作为评价指标来分析构网型变流器并网系统的宽频振荡问题。然而, 现有研究未充分挖掘控制系统中的结构信息, 对系统内部动态交互作用和失稳机理的认识还不够充分, 同时, 缺乏对控制参数稳定域的量化分析, 构网型控制策略的参数设计与优化面临较大的挑战。

综上, 本文首先提出一种采用匹配控制的单级式构网型光伏(grid-forming PV, GFM-PV)控制策略, 并对其稳定运行区域进行了分析; 其次, 采用组件连接法建立了系统小信号传递函数模型; 然后, 通过小扰动传导路径和动态交互作用分析, 从反馈控制角度揭示了 GFM-PV 并网系统小扰动稳定机理; 在此基础上, 提出一种基于等效环路增益的稳定性指标, 定量评估不同因素对系统稳定性的影响以及关键控制参数的稳定域; 最后, 通过案例分析和控制硬件在环平台验证理论分析的有效性。

1 GFM-PV 并网系统

1.1 系统结构与控制策略

图 1 给出了采用匹配控制的单级式构网型光伏并网系统的拓扑结构。相比于两级式光伏并网结构, 省去了 DC/DC 变换环节, 因此, 最大功率点跟踪(maximum power point tracking, MPPT)控制和并网输出控制均由 DC/AC 环节实现。

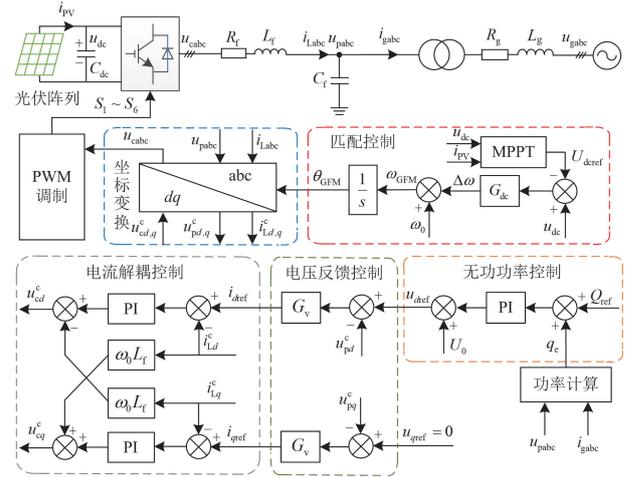


图 1 采用匹配控制的 GFM-PV 并网系统结构

Fig. 1 Structure of GFM-PV grid-connected system with matching control

图 1 中: i_{pV} 为光伏阵列输出电流; C_{dc} 和 u_{dc} 分别为直流侧电容及其电压; R_f 、 L_f 和 C_f 分别为交流滤波电阻、电感和电容; R_g 和 L_g 分别为交流电网等效电阻和电感; u_{cabc} 、 u_{pabc} 和 u_{gabc} 分别为变流器端口电压、并网点电压和电网电压; i_{Labc} 和 i_{gabc} 分别为经过滤波电感和交流电网的电流; q_c 为变流器输出的无功功率; θ_{GFM} 为匹配控制输出相位; ω_0 为理想电网的角频率; S_i 为调制环节输出的驱动信号。此外, 下标“d”和“q”表示对应变量的 dq 轴分量, 含上标“c”表示对应变量在控制坐标系下, 无上标表示对应变量在电网坐标系下, 后文也同样适用。

GFM-PV 的控制策略主要包括: 1) MPPT 控制; 2) 匹配控制; 3) 无功功率控制; 4) 电压反馈控制; 5) 电流解耦控制。其中, MPPT 控制采用电导增量法获得最大功率输出点对应的直流电压, 并根据光伏阵列 $P-U$ 特性, 设置匹配控制中直流侧电压的参考值; 匹配控制是 GFM-PV 的同步环节, 输出为变流器的内电势相位; 而无功功率控制输出为变流器的内电势幅值, 并为内环控制提供电压 d 轴分量参考值; 电压和电流内环控制均在 dq 坐标系下实施,

输出调制电压 dq 轴分量；最后，通过 Park 逆变换和 PWM 调制环节生成 GFM-PV 的端口电压。

1.2 工作原理

匹配控制的核心思想是基于直流电容电压动态方程与同步发电机转子运动方程的相似性，如式(1)所示，将直流电容电压类比为同步发电机转速，因此，可以利用直流侧电容电压映射变流器输出交流电压的角频率，即通过 u_{dc} 来调节 ω 。

$$\begin{cases} C_{dc} u_{dc} \frac{du_{dc}}{dt} = P_{in} - P_c \\ J\omega \frac{d\omega}{dt} = P_T - P_E \end{cases} \quad (1)$$

式中： P_{in} 和 P_c 分别为光伏变流器前级输入有功功率和交流侧输出有功功率； J 和 ω 分别为同步发电机的转动惯量和转子转速； P_T 和 P_E 分别为同步发电机输入和输出的有功功率。

基于上述控制思想，GFM-PV 可模拟同步发电机的外特性，其中，直流侧电容对不平衡能量具有缓冲作用。当光伏阵列向直流电容传递的功率增大时，直流电压增大，变流器的内电势角频率增大，对应的虚拟功角 δ 增大，使其输出功率增大，从而维持直流电压恒定，反之亦然。该方法依据直流电容两侧的有功功率匹配关系实现对交流电网的自主同步功能，因此，被称为“匹配控制”^[8]。相较于其他构网型控制技术，匹配控制利用直流侧电压和电网频率之间的映射关系构建自同步机制，具有较快响应速度。其中，直流电容可自发为系统提供惯量支撑，无需附加额外控制环节，对传统光伏变流器控制结构的改动较小，易于实现。因此，将匹配控制策略应用在光伏发电并网领域是一种具有发展前景的方案。

1.3 GFM-PV 单元稳定运行区域分析

由于光伏变流器直流侧电容的容量有限，存在支撑能力不足的问题，因此，需将光伏阵列运行在预留备用模式下，以实现 GFM-PV 对交流系统的主动支撑。下面将结合光伏发电单元的“ $P-U$ 曲线”特性对 GFM-PV 的可运行区域进行定性分析。

图 2 给出了 GFM-PV 的 $P-U$ 输出特性示意图。其中： U_{dc} 和 P_{pv} 分别为光伏单元直流侧电压和可用功率； U_{oc} 为光伏阵列开路电压； P_{max} 为光伏最大输出功率； ΔP 和 ΔU 分别为系统有功功率需求及其对应直流电压变化量。 A 和 A' 、 B 和 B' 点为光伏单元在不同状态下的运行点，MPP 表示光伏单元的最大输出功率点，该点可将运行区域划分为两部分。将左侧直流电压小于最大功率点电压 U_{MPP} 的范围称为区域 I，右侧直流电压大于 U_{MPP} 的范围称为区

域 II。在区域 I 内，光伏单元输出有功功率与直流电压呈正相关，而区域 II 内则相反。

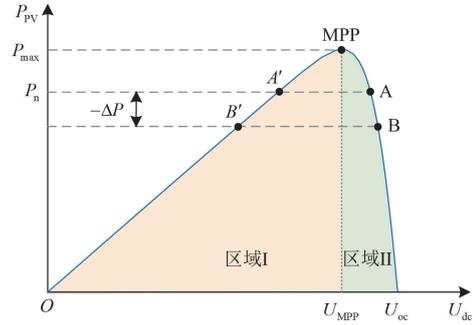


图 2 GFM-PV 的 $P-U$ 输出特性示意图

Fig. 2 $P-U$ output characteristic curve of GFM-PV

根据图 2 可以发现，当系统可用功率 P_{pv} 小于 P_{max} 时，在两个区域内分别存在一个对应运行点，这里以 A 和 A' 为例进行分析。假设光伏单元运行在 A 点，当系统功率需求减小 ΔP 时，为满足能量守恒，光伏单元的输出功率应减小 ΔP ，理论上阶跃至 B 点。但由于光伏输出的调节需要时间，在该暂态过程中，光伏单元输出功率大于交流侧输出功率，会导致直流侧电容以充电形式吸收多余功率，使得直流电压升高。根据 $P-U$ 曲线可知，在区域 II 中，直流电压升高会减小其输出功率。因此，光伏单元运行点可以从 A 点平稳过渡至 B 点。同理，当系统功率需求增加 ΔP 时，区域 II 中的光伏运行点也可以实现平稳过渡。然而，当光伏单元运行在 A' 点时，若系统功率需求减小 ΔP ，直流侧电容仍充电使其电压升高，但在区域 I 中，直流电压升高会导致光伏单元输出功率增加，这与系统功率需求相悖，使得直流电压持续升压直至崩溃；当系统功率需求减小时，区域 I 中运行点无法过渡到新的稳定点。因此，区域 II 是 GFM-PV 的稳定运行区域，在该区域内可利用其 $P-U$ 特性实现对交流系统的功率支撑。

综上，GFM-PV 的稳定运行区域可以根据直流电压来判定，即保证光伏单元直流侧电压不小于最大功率点电压 U_{MPP} ，如式(2)所示。值得注意的是，后续研究均在稳定运行区域内开展。

$$U_{MPP} \leq U_{dc} < U_{oc} \quad (2)$$

2 GFM-PV 并网系统小信号建模

本节采用组件连接法(component connection method, CCM)^[30]建立 GFM-PV 并网系统的传递函数模型。首先，将系统划分为若干模块，分别建立各个模块的小信号模型；然后，根据不同模块输入/输出信号之间的隐含关系建立其数学模型；最后，

通过联立构建整个系统的小信号模型。该方法基于模块化思想进行建模, 具有良好的可扩展性。

2.1 GFM-PV 变流器模块

1) 匹配控制环节

$$\Delta\theta_{\text{GFM}} = \frac{G_{\text{dc}}(s)}{s}(\Delta u_{\text{dc}} - 0) \quad (3)$$

式中: $\Delta\theta_{\text{GFM}}$ 和 Δu_{dc} 分别为匹配控制输出相位和直流侧电压的小信号扰动量; $G_{\text{dc}}(s)$ 为匹配控制器, $G_{\text{dc}}(s) = k_{\text{dc}}/(1 + T_{\text{dc}}s)$, k_{dc} 和 T_{dc} 分别为其比例系数和时间常数; s 为拉普拉斯算子。

2) 无功功率控制环节

$$\Delta u_{\text{dref}} = G_{\text{Q}}(s)(0 - \Delta q_{\text{e}}) \quad (4)$$

式中: Δu_{dref} 和 Δq_{e} 分别为电压 d 轴分量参考值和无功功率的小信号扰动量; $G_{\text{Q}}(s)$ 为无功控制器, $G_{\text{Q}}(s) = k_{\text{Qp}} + k_{\text{Qi}}/s$, k_{Qp} 和 k_{Qi} 分别为其比例系数和积分系数。

3) 电压反馈控制环节

$$\begin{cases} \Delta i_{\text{dref}} = G_{\text{v}}(s)(\Delta u_{\text{dref}} - \Delta u_{\text{pd}}^{\text{c}}) \\ \Delta i_{\text{qref}} = G_{\text{v}}(s)(0 - \Delta u_{\text{pq}}^{\text{c}}) \end{cases} \quad (5)$$

式中: Δi_{dref} 、 Δi_{qref} 和 $\Delta u_{\text{pd}}^{\text{c}}$ 、 $\Delta u_{\text{pq}}^{\text{c}}$ 分别为输出电流 d 、 q 轴参考值和并网点电压 d 、 q 轴反馈值的小信号扰动量; $G_{\text{v}}(s)$ 为电压反馈控制器, $G_{\text{v}}(s) = 1/(k_{\text{v}} + sT_{\text{v}})$, k_{v} 和 T_{v} 分别为其比例系数和时间常数。

4) 电流解耦控制环节

$$\begin{cases} \Delta u_{\text{md}}^{\text{c}} = G_{\text{CC}}(s)(\Delta i_{\text{dref}} - \Delta i_{\text{Ld}}^{\text{c}}) - \omega_0 L_{\text{f}} \Delta i_{\text{Lq}}^{\text{c}} \\ \Delta u_{\text{mq}}^{\text{c}} = G_{\text{CC}}(s)(\Delta i_{\text{qref}} - \Delta i_{\text{Lq}}^{\text{c}}) + \omega_0 L_{\text{f}} \Delta i_{\text{Ld}}^{\text{c}} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\Delta u_{\text{md}}^{\text{c}}$ 、 $\Delta u_{\text{mq}}^{\text{c}}$ 和 $\Delta i_{\text{Ld}}^{\text{c}}$ 、 $\Delta i_{\text{Lq}}^{\text{c}}$ 分别为调制电压 dq 轴分量和输出电流 dq 轴反馈值的小信号扰动量; $G_{\text{CC}}(s)$ 为电流控制器, $G_{\text{CC}}(s) = k_{\text{CCp}} + k_{\text{CCi}}/s$, k_{CCp} 和 k_{CCi} 分别为其比例系数和积分系数。

5) 调制环节

$$\begin{cases} \Delta u_{\text{cd}}^{\text{c}} = \Delta u_{\text{md}}^{\text{c}} + \frac{U_{\text{md}0}}{U_{\text{dc}0}} \Delta u_{\text{dc}} \\ \Delta u_{\text{cq}}^{\text{c}} = \Delta u_{\text{mq}}^{\text{c}} + \frac{U_{\text{mq}0}}{U_{\text{dc}0}} \Delta u_{\text{dc}} \end{cases} \quad (7)$$

式中: $\Delta u_{\text{cd}}^{\text{c}}$ 和 $\Delta u_{\text{cq}}^{\text{c}}$ 分别为变流器 d 、 q 轴端口电压的小信号扰动量; $U_{\text{dc}0}$ 为直流侧电压; $U_{\text{md}0}$ 和 $U_{\text{mq}0}$ 分别为调制电压 d 、 q 轴分量的稳态值。

2.2 主电路模块

GFM-PV 系统主电路包括滤波电路和交流电网两部分。考虑到滤波电容主要影响系统高频动态特性, 这里将其忽略^[31]。根据 KVL 可得, 系统主电

路的小信号传递函数模型如下。

$$\begin{cases} \Delta u_{\text{cd}} - \Delta u_{\text{pd}} = (R_{\text{f}} + sL_{\text{f}})\Delta i_{\text{Ld}} - \omega_0 L_{\text{f}} \Delta i_{\text{Lq}} \\ \Delta u_{\text{cq}} - \Delta u_{\text{pq}} = (R_{\text{f}} + sL_{\text{f}})\Delta i_{\text{Lq}} + \omega_0 L_{\text{f}} \Delta i_{\text{Ld}} \\ \Delta u_{\text{pd}} - \Delta u_{\text{gd}} = (R_{\text{g}} + sL_{\text{g}})\Delta i_{\text{Ld}} - \omega_0 L_{\text{g}} \Delta i_{\text{Lq}} \\ \Delta u_{\text{pq}} - \Delta u_{\text{gq}} = (R_{\text{g}} + sL_{\text{g}})\Delta i_{\text{Lq}} + \omega_0 L_{\text{g}} \Delta i_{\text{Ld}} \end{cases} \quad (8)$$

式中: Δu_{gd} 和 Δu_{gq} 分别为电网电压小信号扰动量。

2.3 不同模块之间的隐含关系

不同模块输入/输出信号之间的隐含关系主要可分为两类: 一是不同参考坐标系下的同一信号, 可通过将坐标变换线性化来建立其代数关系; 二是同一参考坐标系下的不同信号, 需要通过隐含约束条件(比如功率平衡)实现变量替换。

1) 不同参考坐标系之间的关系

系统中存在两个同步参考坐标系, 将以并网点电压为基准的参考系称为电网坐标系, 以匹配控制输出相位为基准的参考系称为控制坐标系。当系统处于稳态时, 两种参考坐标系完全重合, 但发生扰动时, 两者之间的相位扰动 $\Delta\theta_{\text{GFM}}$ 会导致控制器中所采用的 dq 分量与实际值不符, 影响光伏变流器的输出特性。图 3 给出了不同参考坐标系下的矢量关系图, 下面以任意矢量 \vec{X} 为例进行推导, 其可代表端口电压 \vec{u}_{c} 、并网点电压 \vec{u}_{PCC} 和输出电流 \vec{i}_{L} 。

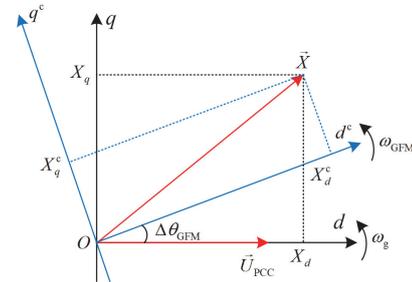


图 3 不同参考坐标系下的矢量关系图

Fig. 3 Vector relationship diagram in different reference coordinate systems

根据图 3 中矢量分解关系, 可以得到两种参考坐标系下的 dq 分量满足以下关系。

$$\begin{cases} X_d^{\text{c}} = X_d \cos(\Delta\theta_{\text{GFM}}) + X_q \sin(\Delta\theta_{\text{GFM}}) \\ X_q^{\text{c}} = X_q \cos(\Delta\theta_{\text{GFM}}) - X_d \sin(\Delta\theta_{\text{GFM}}) \end{cases} \quad (9)$$

式中: X_d^{c} 、 X_q^{c} 分别为控制坐标系下矢量 \vec{X} 的 d 、 q 轴分量; X_d 、 X_q 分别为电网坐标系下矢量 \vec{X} 的 d 、 q 轴分量。

将式(9)进行泰勒展开和小信号线性化可得

$$\begin{cases} \Delta X_d^{\text{c}} \approx \Delta X_d + X_{q0} \Delta\theta_{\text{GFM}} \\ \Delta X_q^{\text{c}} \approx \Delta X_q - X_{d0} \Delta\theta_{\text{GFM}} \end{cases} \quad (10)$$

式中： ΔX_d^c 、 ΔX_q^c 分别为 X_d^c 、 X_q^c 的小信号扰动量； ΔX_d 、 ΔX_q 和 X_{d0} 、 X_{q0} 分别为 X_d 、 X_q 的小信号扰动量和稳态值。

2) 功率平衡约束关系

匹配控制策略利用有功功率平衡原理实现直流母线的稳压控制，忽略外界功率扰动，直流侧电压与交流侧有功功率之间的隐含关系为

$$C_{dc}U_{dc0}s\Delta u_{dc} = \Delta p_o \quad (11)$$

式中： Δp_o 为光伏变流器端口输出有功的扰动。

将式(11)代入式(3)可得

$$\Delta \theta_{GFM} = \frac{G_{dc}(s)}{C_{dc}U_{dc0}s^2}(0 - \Delta p_o) \quad (12)$$

根据瞬时功率理论，光伏变流器端口输出有功功率和并网点输出无功功率的小信号表达式为

$$\begin{cases} \Delta p_o = 1.5(I_{Ld0}\Delta u_{cd} + U_{cd0}\Delta i_{Ld} + I_{Lq0}\Delta u_{cq} + U_{cq0}\Delta i_{Lq}) \\ \Delta q_e = 1.5(I_{Ld0}\Delta u_{pq} + U_{pq0}\Delta i_{Ld} - I_{Lq0}\Delta u_{pd} - U_{pd0}\Delta i_{Lq}) \end{cases} \quad (13)$$

式中： I_{Ld0} 和 I_{Lq0} 分别为输出电流 d 、 q 轴分量的稳态值； U_{cd0} 和 U_{cq0} 分别为端口电压 d 、 q 轴分量的稳态值； U_{pd0} 和 U_{pq0} 分别为并网点电压 d 、 q 轴分量的稳态值。

综上，根据坐标变换和功率平衡关系，可以将GFM-PV变流器模块与主电路模块进行连接，GFM-PV并网系统不同模块之间的关系图如图4所示，其中虚线框表示不同信号之间的隐含关系。因此，联立式(3)—式(13)，即可构建整个GFM-PV并网系统的小信号传递函数模型。

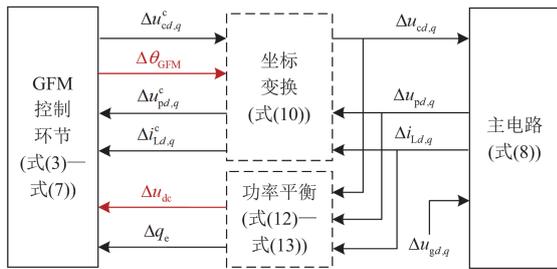


图4 GFM-PV 并网系统不同模块之间的关系图

Fig. 4 Connection relationships between different modules of the GFM-PV grid-connected system

3 GFM-PV 并网系统动态交互作用分析

在第2节建立的传递函数模型基础上，本节将采用定性分析与定量分析相结合的方法深入研究系统内部动态交互作用。首先，通过小扰动传导路径定性分析，确定反映稳定性的关键状态变量，然后，从正/负反馈控制角度解释GFM变流器与交流电网的动态交互过程，最后，采用所提的小扰动稳定性

指标定量评估导致系统失稳的主导环节。

3.1 小扰动传导路径分析

本节以光伏单元直流侧电压扰动和无功功率扰动为例，详细分析小扰动信号在GFM-PV并网系统内部的传导路径，如图5所示。

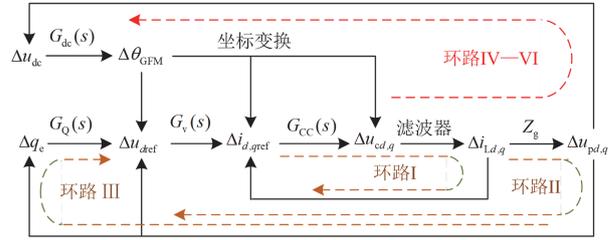


图5 系统小扰动信号传导路径示意图

Fig. 5 Schematic of the small-disturbance signal propagation path

由图5可知，GFM-PV系统中存在6条闭环环路，其中，环路I—III分别由输出电流、并网点电压和无功功率负反馈控制构成，用于实现参考值跟踪，属于系统固有的扰动信号传导路径。然而，由于控制系统中同步相位扰动的存在，额外引入了闭环环路IV—VI，使得系统内部动态交互作用加剧，甚至可能会引发局部正反馈环路现象，导致扰动信号在传导过程中不断被放大，弱化系统稳定性。因此，在分析GFM-PV系统稳定机理时，需要重点关注同步控制环节的动态特性，本文将GFM同步相位作为反映动态交互作用的关键状态变量。

根据上述分析，选择匹配控制输出相位扰动 $\Delta \theta_{GFM}$ 作为输出信号，GFM-PV端口有功扰动 Δp_o 作为输入信号。从同步视角分析GFM-PV系统的动态交互作用，以解释系统失稳机理。通过重构可将原来的多输入多输出系统转化为单输入单输出系统，由于未改变闭环系统的内部结构，因此，系统变换前后具有相同的稳定特征^[32]。图6给出了基于同步主导回路的GFM-PV系统小信号方框图模型。绿色路径表示固有的反馈回路，红色路径表示由相位动态误差额外引入的反馈环路，黑色路径表示电路约束关系， $K_{pd}(s)$ 、 $K_{pq}(s)$ 、 $K_{qd}(s)$ 、 $K_{qq}(s)$ 和 H_{d0} 、 H_{q0} 的表达式分别为

$$\begin{cases} K_{pd}(s) = 1.5[U_{cd0} + (R_{cq} + sL_{cq})I_{Ld0} + \omega_0 L_{cq} I_{Lq0}] \\ K_{pq}(s) = 1.5[U_{cq0} + (R_{cq} + sL_{cq})I_{Lq0} - \omega_0 L_{cq} I_{Ld0}] \\ K_{qd}(s) = 1.5[U_{pq0} - (R_g + sL_g)I_{Lq0} + \omega_0 L_g I_{Ld0}] \\ K_{qq}(s) = 1.5[(R_g + sL_g)I_{Ld0} + \omega_0 L_g I_{Lq0} - U_{pd0}] \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} H_{q0} = \omega_0 L_f I_{Ld0} - U_{cq0} \\ H_{d0} = \omega_0 L_f I_{Lq0} + U_{cd0} \end{cases} \quad (15)$$

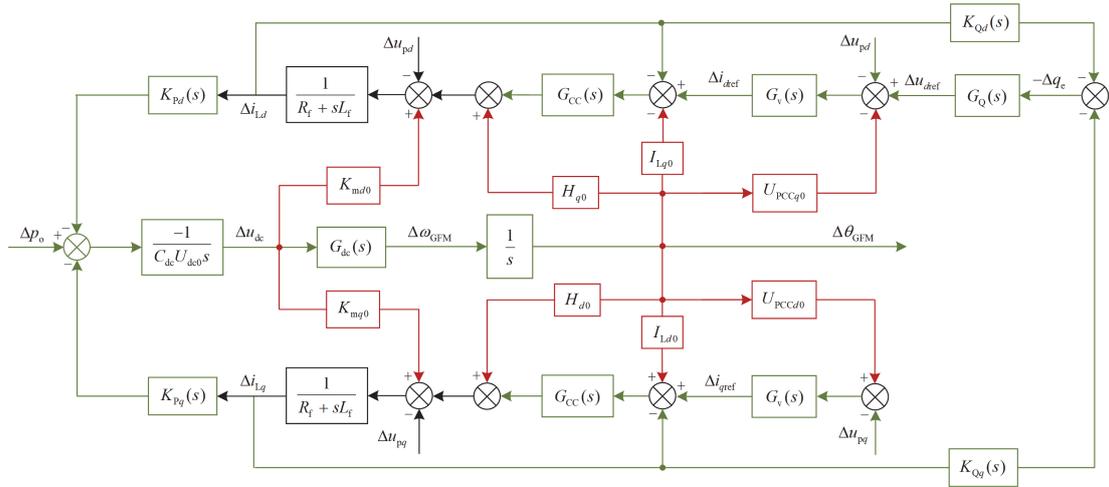


图 6 基于同步主导回路的系统小信号模型方框图

Fig. 6 Small-signal block diagram model of the system based on the synchronization dominant loop

式中: $R_{eq} = R_f + R_g$; $L_{eq} = L_f + L_g$ 。

结合图 6 和式(14)、式(15)可以发现, 系统小信号模型具有多变量特征, 包含电气参数与控制参数等信息, 这为后续深入分析不同因素对小扰动稳定性的影响机理奠定了基础。

3.2 基于方框图的动态交互作用分析

根据图 6 中的小信号模型可以发现, 构网型光伏并网系统是一个多环路反馈控制系统, 其内部存在多个交叉耦合项, 不同控制环节之间以及与交流电网之间的交互作用复杂, 难以直接开展分析。更重要的是, 上述交互作用可能导致闭环系统中同时存在负反馈和正反馈现象, 后者会导致系统稳定性变差。因此, 本节将从反馈控制角度对 GFM-PV 并网系统进行小扰动稳定性分析。

为了直观地分析系统动态交互作用机理, 需要对小信号模型方框图进行等效变换, 如图 7 所示。首先, 根据方框图等效变换规则, 通过改变部分连接点和引出点, 对图 6 中的同类项进行合并化简, 同时, 将电流控制器和滤波电路组成的单位负反馈子系统合并, 可以得到图 7(a)所示的等效方框图。

图中, $G_{c1}(s)$ 、 $H_U(s)$ 、 $H_{01}(s)$ 和 $H_{02}(s)$ 的表达式分别为

$$\begin{cases} G_{c1}(s) = G_{CC}(s)/(G_{CC}(s) + R_f + sL_f) \\ H_U(s) = G_v(s) + 1/G_{CC}(s) \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{cases} H_{01}(s) = I_{Lq0} - \frac{H_{q0}}{G_{CC}(s)} + U_{pq0}G_v(s) - \frac{K_{md0}s}{G_{dc}(s)G_{CC}(s)} \\ H_{02}(s) = I_{Ld0} + \frac{H_{d0}}{G_{CC}(s)} + U_{pd0}G_v(s) + \frac{K_{mq0}s}{G_{dc}(s)G_{CC}(s)} \end{cases} \quad (17)$$

式中: $K_{md0} = U_{md0}/U_{dc0}$; $K_{mq0} = U_{mq0}/U_{dc0}$ 。

在图 7(a)中, 系统内存在多条交互作用路径, 但各环路间的信号连接不够直观, 结合主电路传递函数模型式(8), 对图 7(a)中的部分变量进行替换, 可得到结构清晰的等效形式, 如图 7(b)所示。图中, $G_{MC}(s)$ 、 $H_{id1}(s)$ 、 $H_{id2}(s)$ 、 $H_{iq1}(s)$ 和 $H_{iq2}(s)$ 的表达式分别为

$$G_{MC}(s) = \frac{G_{dc}(s)}{C_{dc}U_{dc0}s^2} \quad (18)$$

$$\begin{cases} H_{id1}(s) = (R_g + sL_g)H_U(s) + K_{Qd}(s)G_v(s)G_Q(s) \\ H_{iq1}(s) = K_{Qq}(s)G_v(s)G_Q(s) - \omega_0 L_g H_U(s) \\ H_{id2}(s) = H_U(s)\omega_0 L_g \\ H_{iq2}(s) = H_U(s)(R_g + sL_g) \end{cases} \quad (19)$$

图 7(b)展示了系统内不同反馈通道之间的交互作用, 根据各个反馈信号的符号可以发现, 系统中可能存在正反馈环路。在该闭环系统中, 以同步控制环节为前向通道, 存在 4 条反映不同交互作用的反馈通道。其中, 反馈通道 I 和 II 分别反映了 d 、 q 轴内外环控制级联作用对功率反馈环路的影响; 反馈通道 III 和 IV 分别反映了 d 、 q 轴控制之间的交互作用对功率反馈环路的影响。

考虑到 dq 轴反馈通道中存在交叉耦合项, 这里采用环路分解方法进行解耦处理^[33], 将 GFM-PV 系统小信号模型方框图等效变换为典型反馈结构, 如图 7(c)所示。图 7 直观展示了闭环系统中同时存在负反馈环路和正反馈环路, 鉴于后者对小扰动稳定性的弱化作用, 将其用红色突出表示。图 7 中, $H_{d1}(s)$ 、 $H_{d2}(s)$ 、 $H_{q1}(s)$ 、 $H_{q2}(s)$ 、 $G_d(s)$ 和 $G_q(s)$ 的表达式分别为

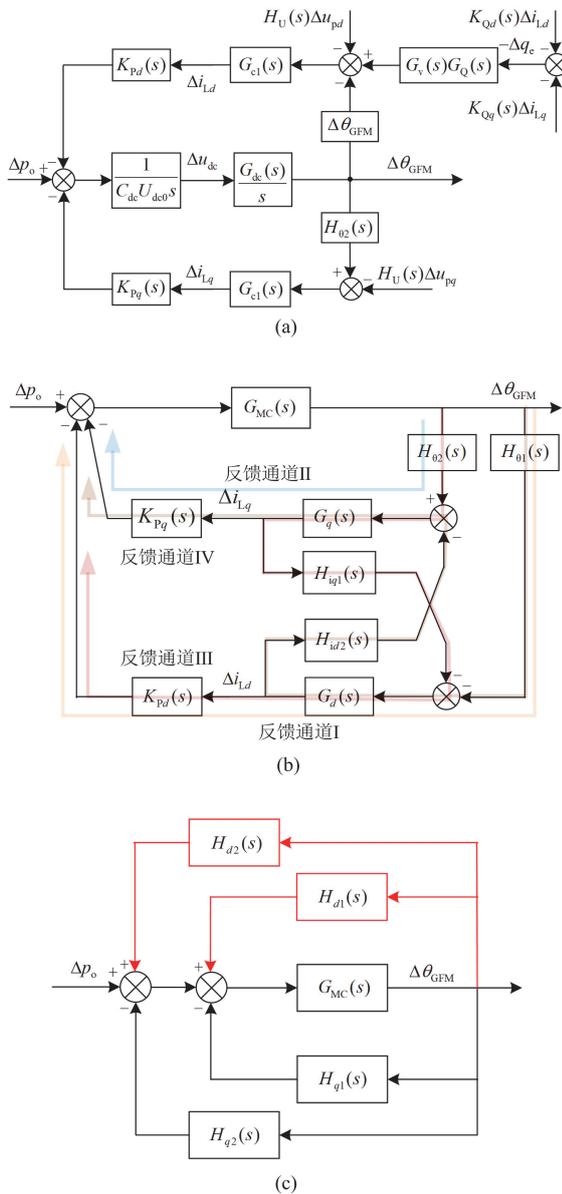


图 7 GFM-PV 并网系统小信号方框图等效变换

Fig. 7 Equivalent transformation of small-signal block diagram of the GFM-PV grid-connected system

$$\begin{cases}
 H_{d1}(s) = \frac{K_{Pd}(s)G_d(s)H_{01}(s)}{1 - G_d(s)H_{id2}(s)G_q(s)H_{iq1}(s)} \\
 H_{d2}(s) = \frac{K_{Pd}(s)G_d(s)H_{02}(s)G_q(s)H_{iq1}(s)}{1 - G_d(s)H_{id2}(s)G_q(s)H_{iq1}(s)} \\
 H_{q1}(s) = \frac{K_{Pq}(s)G_q(s)H_{02}(s)}{1 - G_q(s)H_{iq1}(s)G_d(s)H_{id2}(s)} \\
 H_{q2}(s) = \frac{K_{Pq}(s)G_q(s)H_{01}(s)G_d(s)H_{id2}(s)}{1 - G_q(s)H_{iq1}(s)G_d(s)H_{id2}(s)}
 \end{cases} \quad (20)$$

$$\begin{cases}
 G_d(s) = \frac{G_{c1}(s)}{1 + G_{c1}(s)H_{id1}(s)} \\
 G_q(s) = \frac{G_{c1}(s)}{1 + G_{c1}(s)H_{iq2}(s)}
 \end{cases} \quad (21)$$

因此，整个系统的开环传递函数 $G_{op}(s)$ 为

$$G_{op}(s) = G_{MC}(s)(-H_{d1}(s) - H_{d2}(s) + H_{q1}(s) + H_{q2}(s)) \quad (22)$$

将式(14)—式(21)代入式(22)，可得 GFM-PV 并网系统的传递函数解析模型，可用于分析系统小扰动稳定性以及定量评估关键因素的影响。

3.3 基于等效环路增益的小扰动稳定性指标

根据反馈控制理论，负反馈常应用于给定值跟踪，具有扰动抑制能力，有助于增强系统稳定性。而正反馈会将扰动放大，导致输出信号偏离期望值，弱化系统稳定性。因此，在多环路控制系统中，当负反馈效应无法抑制正反馈效应时，即正反馈效应占主导地位，系统失稳风险将显著增加。

首先，需要解释多环路控制系统中正反馈环路的产生机制。根据瞬时极性法，当反馈信号与输入信号具有相同的极性时，则构成正反馈环路。因此，控制环路由负反馈变为正反馈的原因主要有两点：一是不同环节之间的耦合作用导致反馈信号的极性改变，使其与输入信号极性相同；二是闭合环路内所有元件累计产生 180° 的相位滞后，等效改变了反馈信号的极性^[34]。值得注意的是，由相位滞后累计导致的正反馈通常发生在特定频率点上，这是控制系统发生振荡失稳的原因。上述情况与新能源并网系统中当前存在的宽频振荡现象相对应。

然后，进一步明确局部正反馈环路导致系统发生失稳的条件。根据控制原理，闭环控制系统不稳定需要满足以下两个条件：1) 反馈信号反相，即存在正反馈环路；2) 系统等效环路增益幅值不小于 1^[35]。因此，本文将系统等效环路增益的频域特性作为小扰动稳定性的判断条件。将 $s = j2\pi f$ 代入式(22)，可得 GFM-PV 并网系统同步主导回路的等效环路增益为 $G_{op}(s)|_{s=j2\pi f}$ ，其实部 $\sigma(f)$ 和虚部 $\nu(f)$ 分别为

$$\begin{cases}
 \text{Re}[G_{op}(s)] = |G_{op}(j2\pi f)| \cos \angle G_{op}(j2\pi f) = \sigma(f) \\
 \text{Im}[G_{op}(s)] = |G_{op}(j2\pi f)| \sin \angle G_{op}(j2\pi f) = \nu(f)
 \end{cases} \quad (23)$$

当系统等效环路增益的相位滞后 180° 时，即 $\angle G_{op}(j2\pi f) = -180^\circ$ ，有 $\nu(f) = 0$ ，求解该方程可得对应频率为 f_p ，称为正反馈频率。此时，等效环路增益的幅值仅由其实部决定，因此，选择 $\sigma(f_p)$ 作

为评估闭环系统小扰动稳定性的指标。

综上, 可根据 $\sigma(f_p)$ 的值判断多环路控制系统的小扰动稳定性, 具体如下:

1) 当 $\sigma(f_p) > 0$ 时, 闭环系统由负反馈控制主导, 系统稳定;

2) 当 $-1 < \sigma(f_p) \leq 0$ 时, 闭环系统由正反馈控制主导, 但其幅值不满足失稳条件, 系统仍稳定;

3) 当 $\sigma(f_p) \leq -1$ 时, 闭环系统由正反馈控制主导, 且满足控制系统失稳条件, 系统失稳。

3.4 GFM-PV 并网系统失稳主导环路辨识方法

在上述交互作用分析以及稳定性指标的基础上, 本节将定量分析不同交互环节对系统小扰动稳定性的影响特性, 用以解释 GFM-PV 控制参数与交流电网阻抗不匹配时的失稳机理。

由图 7(c)可知, GFM-PV 并网系统内存在 4 个不同的反馈子系统, 分别是功率直接反馈控制子系统 $G_{\text{opd}1}(s)$ 、 $G_{\text{opq}2}(s)$, 以及 dq 轴交互作用反馈子系统 $G_{\text{opd}2}(s)$ 、 $G_{\text{opq}1}(s)$ 。因此, 整个闭环系统的输出特性由上述 4 个子系统构成, 通过对比分析各个子系统与整体稳定性之间的关系, 即可确定导致系统失稳的主导环路。

根据线性系统叠加定理, 整个闭环系统的等效环路增益等于 4 个闭环子系统环路增益之和, 因此, 所提出的小扰动稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 也满足叠加关系, 见式(24)。在此基础上, 可以实现定量评估不同子系统对整个闭环系统稳定性的影响。

$$\begin{cases} G_{\text{op}}(j2\pi f) = \sum_{i=1}^2 (G_{\text{opd}i}(j2\pi f) + G_{\text{opq}i}(j2\pi f)) \\ \sigma(f_p) = \sum_{i=1}^2 (\sigma_{d_i}(f_p) + \sigma_{q_i}(f_p)) \end{cases}, i=1,2 \quad (24)$$

式中: $\sigma_{d_i}(f_p)$ 和 $\sigma_{q_i}(f_p)$ 分别为不同子系统的小扰动稳定性指标。

综上, 本文采用从局部到整体的方法, 将多环路控制系统通过等效变换分解为若干个典型反馈控制结构。然后, 逐个分析不同子系统对整个系统小扰动稳定性的影响, 进而确定导致系统失稳的主导环路, 具体分析步骤如图 8 所示。

4 小扰动稳定性影响因素定量评估

基于第 3 节建立的传递函数解析模型和提出的稳定性指标, 本节将定量评估 GFM-PV 电气参数对系统稳定性的影响特性, 并构建不同电网条件下关键控制参数的稳定域。

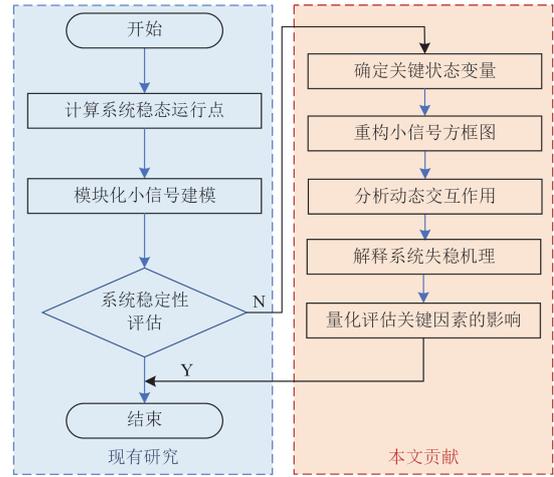


图 8 GFM-PV 并网系统失稳主导环路辨识流程图

Fig. 8 Flowchart for identifying the instability dominant loop of the GFM-PV grid-connected system

4.1 电气参数对小扰动稳定性的影响

1) 等效电网阻抗的影响

对于交流电网强度, 目前广泛采用短路比(short circuit ratio, SCR) S_{SCR} 进行表征, 其定义为

$$S_{\text{SCR}} = \frac{S_{\text{ac}}}{P_n} = \frac{U_n^2}{P_n Z_g} \frac{1}{Z_g} = \frac{Z_{\text{base}}}{Z_g} = \frac{1}{Z_{\text{gpu}}} \quad (25)$$

式中: S_{ac} 、 P_n 和 U_n 分别为短路容量、额定功率和电压; Z_{base} 和 Z_{gpu} 分别为电网阻抗 Z_g 的基准值和标幺值。为了方便理解, 本文均采用 Z_{gpu} 进行描述。

为分析电网阻抗对系统小扰动稳定性的影响特性, 在额定运行点条件下 ($P_0 = 1$ p.u. 和 $Q_0 = 1$ p.u.), 基于同步主导回路的系统等效环路增益的频域特性对 Z_g 分别为 0.15 p.u.、0.1 p.u. 和 0.05 p.u. 的工况进行分析, 如图 9 所示。

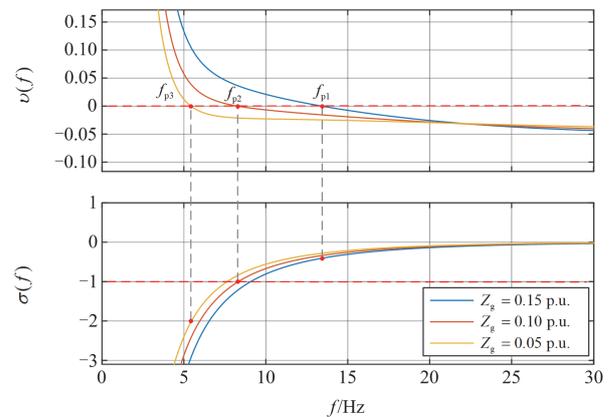


图 9 不同电网阻抗下系统等效环路增益的频域特性

Fig. 9 Frequency domain characteristics of the equivalent loop gain of the system with different grid impedances

由图 9 可以发现, 系统发生正反馈的频率 f_p 和小扰动稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 均随等效电网阻抗的减小而减小。其中, Z_g 为 0.1 p.u. 时, $\sigma(f_p)$ 的值约为 -1, 意味着系统存在振荡风险(在 dq 坐标系下的振荡频率为 8 Hz); Z_g 为 0.05 p.u. 时, $\sigma(f_p)$ 的值小于 -1, 意味着系统存在发散振荡风险(振荡频率为 6 Hz)。因此, 交流电网等效阻抗越小(电网强度越大), GFM-PV 并网系统小扰动稳定性越弱。

接下来, 以上述振荡现象为例, 采用第 3.4 节提出的失稳主导环节辨识方法开展进一步分析。根据图 7 和式(24)可知, GFM-PV 并网系统稳定性由 4 个反馈子系统共同决定, 因此, 通过分析不同子系统与整个闭环系统的稳定性指标之间的量化关系识别导致系统失稳的关键环节, 如图 10 所示。

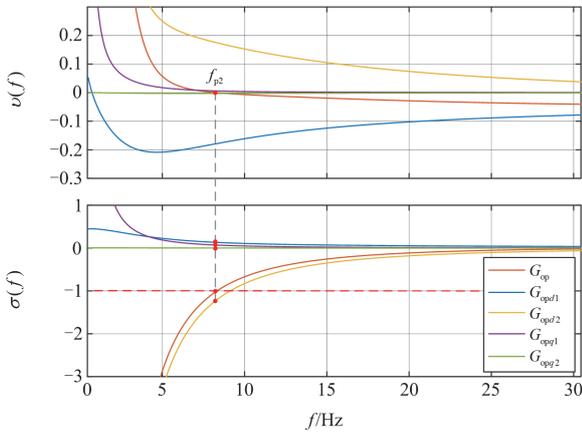


图 10 整个系统及其子系统等效环路增益的频域特性

Fig. 10 Frequency domain characteristics of the equivalent loop gain of the whole system and its subsystems

由图 10 可以发现, 整个系统等效环路增益 G_{op} 的实部频域特性主要由子系统 G_{opd2} 决定, 即图 7(b) 中反馈通道 III 是影响 GFM-PV 并网系统小扰动稳定性的主导环路。结合式(21)一式(23)可知, 子系统 G_{opd2} 动态特性主要由匹配控制环节以及 q 轴控制环路对 d 轴有功功率反馈的交互作用环节共同决定。因此, GFM-PV 并网系统的失稳机理如下: 构网型控制环节与交流电网之间交互作用会导致系统中存在局部正反馈现象, 当系统环路增益较大时, 会使同步相位扰动信号持续被放大, 超出变流器控制系统的可调节范围, 从而导致系统发生失稳。

此外, 在失稳频率 f_{p2} 处, G_{op} 的 $\sigma(f_{p2})$ 值为 -1, 而 G_{opd1} 、 G_{opd2} 、 G_{opq1} 、 G_{opq2} 的 $\sigma(f_{p2})$ 值分别为 0.1、-1.15、0.05、0, 这表明控制系统内部存在正反馈和负反馈作用相互抵消的现象。

2) 直流侧电容的影响

在匹配控制中, 直流侧电容作为能量缓冲环节, 对 GFM-PV 并网系统稳定性和主动支撑能力具有重要影响。在额定运行点条件下 ($P_0 = 1$ p.u. 和 $Q_0 = 1$ p.u. 和 $Z_g = 0.1$ p.u.), 基于同步主导回路的系统等效环路增益的频域特性对 C_{dc} 分别为 15 mF、30 mF 和 45 mF 的工况进行分析, 如图 11 所示。

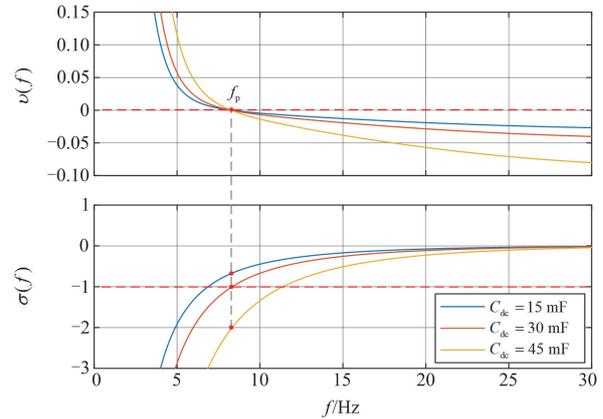


图 11 不同直流电容下系统等效环路的频域特性

Fig. 11 Frequency domain characteristics of the equivalent loop gain of the system with different DC capacitance

由图 11 可知, 直流电容对正反馈频率 f_p 的影响很小, 但稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 随直流电容的增大而减小。其中, C_{dc} 为 15 mF 时, $\sigma(f_p)$ 大于 -1, 系统可以稳定运行; 但当 C_{dc} 为 30 mF 和 45 mF 时, $\sigma(f_p)$ 小于 -1, 系统存在振荡风险。因此, 增大直流电容会弱化 GFM-PV 并网系统小扰动稳定性。

3) 交流滤波电感的影响

同步电抗是同步电机的一个重要参数, 鉴于构网型控制的核心思想是模拟同步发电机外特性, 因此, 交流滤波参数可能会影响 GFM-PV 并网系统的稳定性。在额定运行点条件下 ($P_0 = 1$ p.u. 和 $Q_0 = 1$ p.u. 和 $Z_g = 0.1$ p.u.), 基于同步主导回路的系统等效环路增益的频域特性对 L_f 分别为 0.08 mH、0.11 mH 和 0.15 mH 的工况进行分析, 如图 12 所示。

根据图 12 可知, 交流滤波电感对等效环路增益的实部频域特性的影响很小, 主要通过系统正反馈频率 f_p 改变稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 的值, 使其随 L_f 的增大而增大。其中, L_f 为 0.11 mH 时, $\sigma(f_p)$ 约为 -1, 系统存在振荡风险; L_f 为 0.15 mH 时, $\sigma(f_p)$ 大于 -1, 系统可以稳定运行。因此, 增大交流滤波电感可以提升 GFM-PV 并网系统小扰动稳定性。

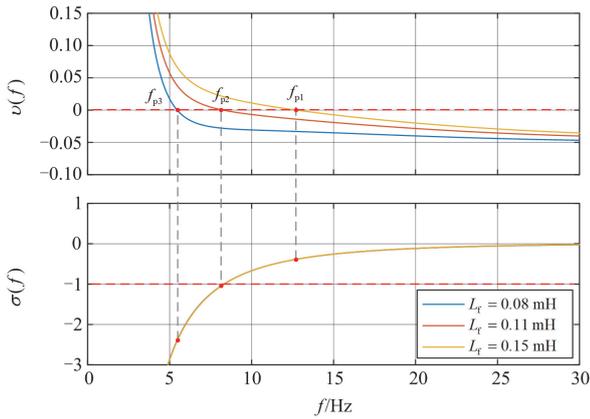


图 12 不同滤波电感下系统等效环路增益的频域特性

Fig. 12 Frequency domain characteristics of the equivalent loop gain of the system with different filter inductance

4.2 关键控制参数的稳定域

当 GFM-PV 变流器控制参数与交流电网阻抗不适配时, 系统可能存在失稳风险。因此, 本节将采用稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 定量评估不同电网条件下关键控制参数的稳定域, 以指导构网型控制参数的优化设计。这里以系统运行在额定功率 ($P_0 = 1$ p.u. 和 $Q_0 = 1$ p.u.) 状态为例。

1) 匹配控制比例系数的稳定域

匹配控制是 GFM-PV 变流器实现频率和惯量支撑的关键环节, 因此, 这里将定量评估不同电网条件下匹配控制比例系数 k_{dc} 的稳定域。选择 k_{dc} 和 Z_g 作为自变量, 将附录 A 表 A1 中其余参数代入式 (24), 可得稳定性指标 $\sigma(f_p)$ 关于 k_{dc} 和 Z_g 的关系式, 即 $\sigma(f_p) = f(k_{dc}, Z_g)$, 其中 $v(f_p) = 0$ 。在此基础上, 通过求解不等式 $\sigma(f_p) > -1$, 即可得到 GFM-PV 变流器匹配控制比例系数的稳定域, 如图 13 所示。

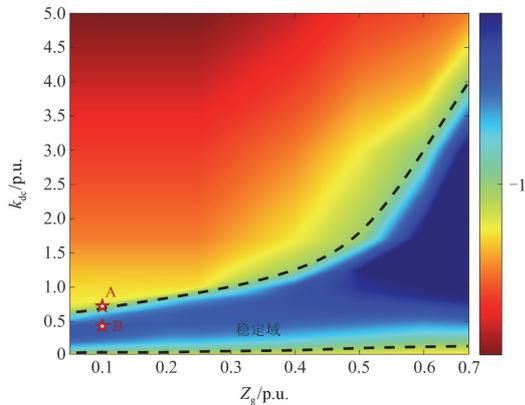


图 13 不同电网阻抗下匹配控制比例系数的稳定域

Fig. 13 Stability region of the proportional coefficient of matching control for different grid impedances

根据图 13 可以发现, 随着匹配控制比例系数增大, GFM-PV 系统小扰动稳定性呈现“先增强后减弱”的特征。在系统小扰动稳定约束下, 匹配控制比例系数存在上限和下限, 且其稳定域随交流电网等效阻抗的减小而大幅减小, 即强电网条件给匹配控制比例系数带来了更加严格的限制。

2) 电压控制比例系数的稳定域

为了定量评估不同电网条件下电压控制比例系数 k_v 的稳定域, 选择 k_v 和 Z_g 作为自变量, 将附录 A 表 A1 中其余参数代入式 (24), 可得 $\sigma(f_p)$ 关于 k_v 和 Z_g 的关系式, 即 $\sigma(f_p) = f(k_v, Z_g)$, 其中 $v(f_p) = 0$ 。进而通过求解不等式 $\sigma(f_p) > -1$, 即可得到 GFM-PV 变流器电压控制比例系数的稳定域, 如图 14 所示。

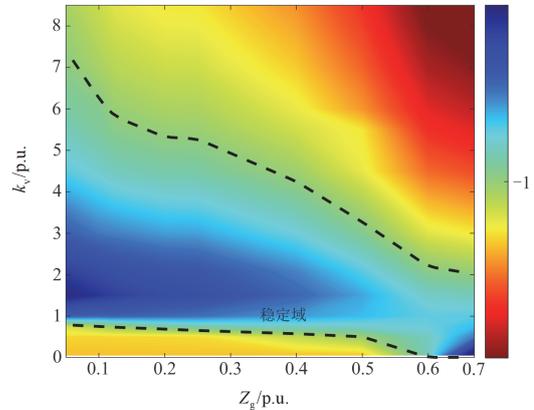


图 14 不同电网阻抗下电压控制比例系数的稳定域

Fig. 14 Stability region of the proportional coefficient voltage control for different grid impedances

由图 14 可以发现, 随着电压控制比例系数增大, GFM-PV 系统小扰动稳定性也呈现“先增强后减弱”的特征。在系统小扰动稳定约束下, 电压控制比例系数存在上限和下限, 且其稳定域随交流电网等效阻抗的减小而增大, 即弱电网条件给电压控制比例系数带来了更加严格的限制。

综上, 交流电网条件可能会对不同的控制参数产生相反的影响, 因此, 构建不同控制参数的稳定域对构网型控制参数优化具有重要意义。

5 仿真与实验验证

为了验证上述理论分析的有效性, 本节将基于离线仿真和控制硬件在环平台开展相关案例分析。其中, GFM-PV 并网系统拓扑结构见图 1, 其电气和控制参数见附录 A 表 A1。考虑到等效电网阻抗、直流电容和滤波电感均是电气参数, 而真实光伏发电装置的硬件电路修改比较困难, 通常优先选择仿

真手段分析不同电气参数对系统的影响；而对于控制参数，可以通过上位机实现在线切换，因此，优先采用实验手段分析不同控制参数对系统的影响。

5.1 案例分析

基于 MATLAB/Simulink 搭建 GFM-PV 并网系统的时域仿真模型，本节将采用 3 个案例来验证所提方案的频率支撑能力和小扰动稳定性。

1) 直流电容对 GFM-PV 频率支撑特性的影响

首先，分析直流电容对 GFM-PV 频率响应特性的影响。设置光伏阵列外界的辐照度 S 为 950 W/m^2 ，在系统启机并稳定运行后， S 阶跃至 1000 W/m^2 ，观测不同直流电容 C_{dc} 下并网点输出有功功率和电压频率的动态波形，仿真结果如图 15 所示。

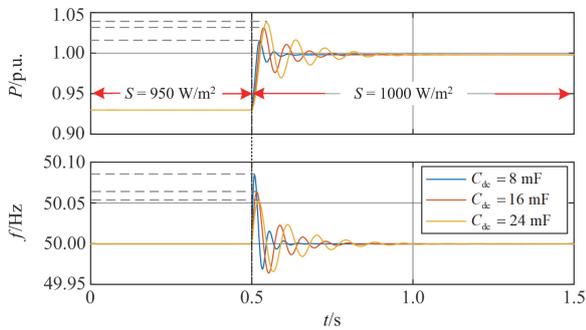


图 15 不同直流电容下 GFM-PV 的有功和频率响应特性
Fig. 15 Active power and frequency response characteristics of GFM-PV under different DC capacitance

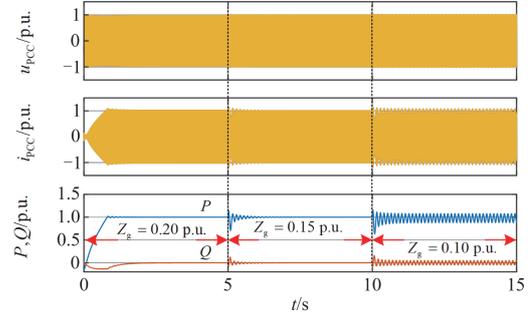
由图 15 可以发现，随着直流电容值增大，GFM-PV 暂态期间所发出的有功功率增大，使得系统频率的变化率和超调量均减小，即增大直流电容可以提高 GFM-PV 的惯量支撑能力。但这导致系统调节时间变长，将弱化系统小扰动稳定性，与图 11 的理论分析结果一致。因此，对于直流电容的选取需要在支撑能力和稳定性之间进行折中处理。

2) 等效电网阻抗对 GFM-PV 稳定性的影响

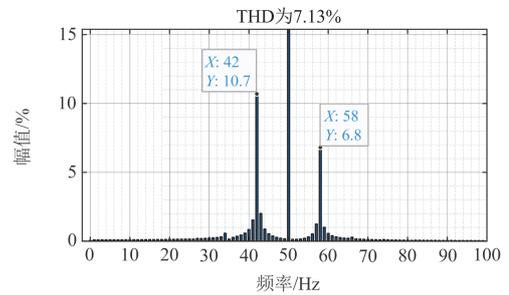
为验证电网阻抗对系统小扰动稳定性的影响，开展下列仿真工况：从启机到额定运行状态，保持 Z_g 为 0.2 p.u. 不变； 5 s 时 Z_g 减小为 0.15 p.u. ， 10 s 时 Z_g 继续减小为 0.1 p.u. 。仿真结果如图 16 所示，其中给出了并网点电压 u_{PCC} 、电流 i_{PCC} 、输出有功功率 P 和无功功率 Q 的响应特性。

由图 16(a)可得，初始条件下 ($Z_g = 0.2 \text{ p.u.}$)，系统能顺利启动并稳定运行至额定状态，且具有良好的输出特性；当 Z_g 减小至 0.15 p.u. 时，系统发生衰减振荡现象，但仍能很快恢复至稳定状态；然而，当 Z_g 减小至 0.1 p.u. 时，系统将发生等幅振荡现象。

由图 16(b)的 FFT 结果可知，系统振荡频率为 42 Hz 和 58 Hz (三相静止坐标系)，这对应于 dq 坐标系下的 8 Hz 振荡。上述结果与图 9 的理论分析结果一致，验证了本文所提小扰动稳定性指标的准确性。



(a) 仿真结果



(b) 电网阻抗为 0.1 p.u. 时的 FFT 结果

图 16 GFM-PV 接入不同电网条件下的时域响应特性

Fig. 16 Time-domain response characteristics of GFM-PV connected to different AC grid conditions

3) 交流滤波电感对 GFM-PV 稳定性的影响

为验证滤波电感对系统小扰动稳定性的影响，开展下列仿真工况：启机阶段，设置 L_f 为 0.11 mH ， 5 s 时，将 L_f 增加为 0.15 mH ，观测 GFM-PV 并网点输出响应，其仿真结果如图 17 所示。

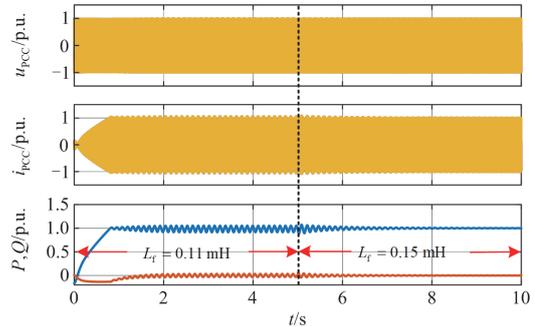


图 17 不同滤波电感下 GFM-PV 的时域响应特性

Fig. 17 Time-domain response characteristics of GFM-PV under different filter inductances

由图 17 可得，初始条件下 (L_f 为 0.11 mH)，系统启机达到额定运行状态后，逐步发生振荡现象；

当 L_f 增加至 0.15 mH 时, 系统转变为衰减振荡, 并恢复至稳定状态, 与图 12 的理论分析结果一致。

5.2 实验验证

在上述离线仿真的基础上, 本节将基于控制硬件在环平台进行实验验证。图 18 给出了实验装置示意图, 包括 OPAL-RT 实时仿真器、实际控制器、I/O 板和上位机。其中, 系统主电路在 RT-LAB 中实现, GFM-PV 控制器通过 TMS320F28377D DSP+FPGA 硬件控制板来实现, 其采样频率为 2.5 kHz。

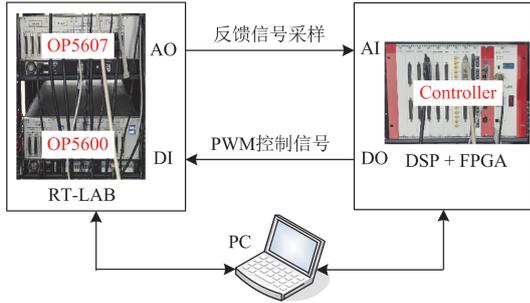


图 18 控制硬件在环实验装置示意图

Fig. 18 Schematic diagram of control hardware-in-the-loop experimental setups

为验证第 4.2 节构建的控制参数稳定域对抑制 GFM-PV 系统振荡现象的有效性, 基于上述控制硬件在环平台开展下列实验: 在额定运行点条件下 ($P_0 = 1$ p.u. 和 $Q_0 = 1$ p.u. 和 $Z_g = 0.1$ p.u.), 通过在线设置将匹配控制比例系数 k_{dc} 由 0.7 p.u.(对应图 13 中 A 点)修改为 0.4 p.u.(对应图 13 中 B 点), 其实验结果如图 19 所示。

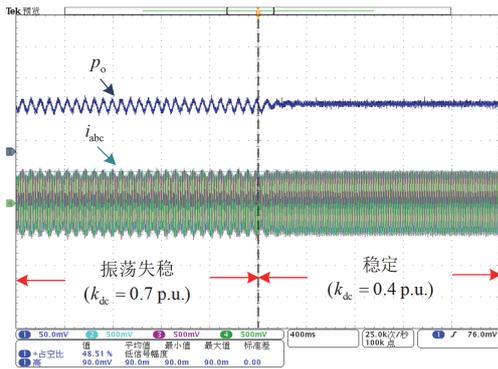


图 19 优化匹配控制参数抑制振荡的实验结果

Fig. 19 Experimental results of optimizing matching control parameters to suppress oscillations

由图 19 可知, 初始阶段 GFM-PV 并网系统发生振荡现象, 根据图 13 的参数稳定域对匹配控制比例系数进行优化, 优化后振荡被很快抑制, 系统恢复至稳定运行状态。因此, 构建控制参数稳定域对

提升 GFM-PV 系统小扰动稳定性具有重要作用。

6 结论

本文提出一种采用匹配控制的单级式构网型光伏控制策略, 基于小信号传递函数模型和系统等效环路增益的频域特性, 深入分析了 GFM-PV 并网系统的动态交互作用, 并定量评估了关键因素对系统小扰动稳定性的影响。本文的主要结论如下:

1) 采用匹配控制的构网型控制策略适用于光伏等具有波动性的新能源并网场景, 其主动支撑能力范围取决于直流侧电容和光伏阵列输出特性。

2) GFM-PV 控制参数与交流电网阻抗不匹配可能会导致出现振荡现象, 其失稳机理为构网型控制环节与交流电网之间交互作用引发的局部正反馈效应会导致同步相位扰动信号持续被放大, 进而超出变流器控制系统的可调节范围, 使得系统发生失稳, 其发散速度与系统等效环路增益有关。

3) 随着等效电网阻抗减小, GFM-PV 匹配控制参数的稳定域大幅减小, 而电压控制参数的稳定域显著增大, 因此, 在优化构网型控制参数时, 对于弱电网条件应优先设计匹配控制参数, 而强电网条件应优先设计电压控制参数。同时, 还需要综合考虑不同控制参数之间的交互作用, 以提升 GFM-PV 单元对不同交流电网条件的适应性。

附录 A

表 A1 GFM-PV 并网系统主要参数

Table A1 Key parameters of GFM-PV grid-connected systems

电气参数	数值	控制参数	数值
额定容量 S_n/kVA	500	匹配控制 k_{dc}, T_{dc}	0.0035, 0.0001
额定交流线电压 U_n/V	320	无功控制 k_{Qp}, k_{Qi}	0.001, 0.0026
直流侧电压 U_{dc}/V	750	电压控制 k_v, T_v	0.2048, 0.001
交流电网频率 f_g/Hz	50	电流内环 k_{ip}, k_{ii}	0.32, 9.6
直流电容 C_{dc}/mF	28.8	开关频率 f_s/Hz	2500
滤波电感 L_f/mH	0.11		
滤波电容 $C_f/\mu F$	800		

参考文献

- [1] 王伟胜, 李光辉, 何国庆, 等. 面向新型电力系统的新能源并网控制挑战与展望[J]. 新型电力系统, 2023(2): 145-160.
WANG Weisheng, LI Guanghui, HE Guoqing, et al. Challenges and prospects of grid connection control of renewable energy for new power systems[J]. New Type Power Systems, 2023(2): 145-160.
- [2] 詹长江, 吴恒, 王雄飞, 等. 构网型变流器稳定性研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(6): 2339-2359.

- ZHAN Changjiang, WU Heng, WANG Xiongfei, et al. An overview of stability studies of grid-forming voltage source converters[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(6): 2339-2359.
- [3] 王新宝, 葛景, 韩连山, 等. 构网型储能支撑新型电力系统建设的思考与实践[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(5): 172-179.
- WANG Xinbao, GE Jing, HAN Lianshan, et al. Theory and practice of grid-forming BESS supporting the construction of a new type of power system[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(5): 172-179.
- [4] 秦晓辉, 范宸琿, 齐磊, 等. 构网型下垂控制本质及虚拟阻抗对其源端特性的影响分析[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 51(5): 172-179.
- QIN Xiaohui, FAN Chenhui, QI Lei, et al. Analysis of the essence of grid-forming droop control and the impact of virtual impedance on its source end characteristic[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 51(5): 172-179.
- [5] ZHANG Lidong, HARNEFORS L, NEE H P. Power-synchronization control of grid-connected voltage-source converters[J]. *IEEE Transactions on Power Systems*, 2010, 25(2): 809-820.
- [6] 龚仁喜, 顾佳宇. 负荷虚拟同步机惯性与阻尼自适应控制策略[J]. *电测与仪表*, 2023, 60(3): 130-135.
- GONG Renxi, GU Jiayu. Adaptive control strategy of inertia and damping for load virtual synchronous machine[J]. *Electrical Measurement & Instrumentation*, 2023, 60(3): 130-135.
- [7] 张礼波, 李洪波, 毛雅茹, 等. 线性自抗扰在虚拟同步机预同步控制中的应用[J]. *电网与清洁能源*, 2024, 40(10): 40-49.
- ZHANG Libo, LI Hongbo, MAO Yaru, et al. Application of linear self-immunity to the pre-synchronization control of virtual synchronous generators[J]. *Power System and Clean Energy*, 2024, 40(10): 40-49.
- [8] ARGHIR C, DÖRFLER F. The electronic realization of synchronous machines: model matching, angle tracking, and energy shaping techniques[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2020, 35(4): 4398-4410.
- [9] ZHAO Liang, WANG Xiongfei, JIN Zheming. Impedance-based dynamics analysis for DC-link voltage-synchronized voltage-source converters[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2023, 38(9): 10829-10844.
- [10] 杨可昕, 鲍颜红, 任先成, 等. 直接电压控制构网型变流器控制参数暂态稳定影响分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(8): 20-30.
- YANG Kexin, BAO Yanhong, REN Xiancheng, et al. Analysis of transient stability effects of control parameters for direct voltage control grid-forming converters[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(8): 20-30.
- [11] 高本锋, 刘王锋, 丁雨晴, 等. 基于惯性同步的构网型光伏并网系统次同步振荡特性分析[J]. *太阳能学报*, 2024, 45(8): 398-406.
- GAO Benfeng, LIU Wangfeng, DING Yuqing, et al. Analysis of sub-synchronous oscillation characteristics of grid-forming photovoltaic system based on inertia synchronization[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2024, 45(8): 398-406.
- [12] HAN Feng, ZHANG Xing, LI Ming, et al. Stability control for grid-connected inverters based on hybrid-mode of grid-following and grid-forming[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2024, 71(9): 10750-10760.
- [13] GONG Hong, WANG Xiongfei. Interaction analysis and enhanced design of grid-forming control with hybrid synchronization and virtual admittance loops[J]. *iEnergy*, 2023, 2(1): 71-84.
- [14] 龚振, 沈汉铭, 谢小荣, 等. 基于虚拟同步机控制的单级式光伏并网系统强迫低频振荡分析[J]. *电力系统自动化*, 2024, 48(16): 18-29.
- GONG Zhen, SHEN Hanming, XIE Xiaorong, et al. Analysis of forced low-frequency oscillation in single-stage grid-connected Photovoltaic system based on virtual synchronous generator control[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2024, 48(16): 18-29.
- [15] 姜鑫, 易皓, 卓放, 等. 基于直流电压同步的构网型变流器低频振荡分析与阻尼控制[J]. *电力系统自动化*, 2024, 48(16): 30-39.
- JIANG Xin, YI Hao, ZHUO Fang, et al. Low-frequency oscillation analysis and damping control for grid-forming converters based on DC voltage synchronization[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2024, 48(16): 30-39.
- [16] 刘辉, 高舜安, 孙大卫, 等. 光伏虚拟同步发电机并网小信号稳定性分析[J]. *太阳能学报*, 2021, 42(2): 417-424.
- LIU Hui, GAO Shun'an, SUN Dawei, et al. Small signal stability analysis of grid-connected photovoltaic virtual synchronous generators[J]. *Acta Energetica Solaris Sinica*, 2021, 42(2): 417-424.
- [17] 雷雨, 李光辉, 王伟胜, 等. 跟网型和构网型新能源并网控制阻抗对比与振荡机理分析[J]. *中国电机工程学报*, 2025, 45(1): 150-163.
- LEI Yu, LI Guanghui, WANG Weisheng, et al. Comparison of impedance characteristics and oscillation mechanism for grid following and grid forming renewable energy[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2025, 45(1): 150-163.
- [18] 刘普, 崔艺博, 刘兆峰, 等. 基于阻抗分析法的并网变流器稳定性统一分析方法研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(4): 114-125.
- LIU Pu, CUI Yibo, LIU Zhaoqing, et al. The unified analysis method of grid-connected converter stability based on impedance analysis[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(4): 114-125.
- [19] 刘朋印, 谢小荣, 李原, 等. 构网型控制改善跟网型变

- 流器次/超同步振荡稳定性的机理和特性分析[J]. 电网技术, 2024, 48(3): 990-997.
- LIU Pengyin, XIE Xiaorong, LI Yuan, et al. Mechanism and characteristics of grid-forming control for improving sub/super synchronous oscillation stability of grid-following-based grid-connected converter[J]. Power System Technology, 2024, 48(3): 990-997.
- [20] ZENG Z, ZHAO J, ZHANG S, et al. Sensitivity analysis of different controller parameters on the stability of the weak-grid-tied interlinking VSC[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2025, 10(1): 40-51.
- [21] 李少朋, 谢源, 张凯, 等. 基于自抗扰控制器的永磁同步电机直接转矩控制[J]. 电测与仪表, 2024, 61(1): 195-200.
- LI Shaopeng, XIE Yuan, ZHANG Kai, et al. Direct torque control of permanent magnet synchronous motor based on active disturbance rejection controller[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(1): 195-200.
- [22] 薛翼程, 张哲任, 徐政, 等. 构网型变流器对交流系统低频振荡的影响分析与阻尼控制[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(16): 103-113.
- XUE Yicheng, ZHANG Zheren, XU Zheng, et al. Impact analysis and damping control of grid-forming converter for low-frequency oscillation of AC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(16): 103-113.
- [23] 袁泉添, 杜正春, 李宇骏, 等. 基于直流电压同步的构网型直驱风机两阶段主动阻尼支撑控制策略[J]. 电网技术, 2023, 47(12): 4995-5007.
- YUAN Xiaotian, DU Zhengchun, LI Yujun, et al. Two-stage control of DC voltage-synchronized directly-driven wind turbine for active damping support[J]. Power System Technology, 2023, 47(12): 4995-5007.
- [24] 王子骏, 庄可好, 辛焕海, 等. 虚拟同步直驱风机低频振荡机理分析及阻尼补偿控制[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(2): 95-104.
- WANG Zijun, ZHUANG Kehao, XIN Huanhai, et al. Low-frequency oscillation mechanism analysis and damping compensation control of permanent magnet synchronous generator with virtual synchronous control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(2): 95-104.
- [25] 谢震, 杨曙昕, 代鹏程, 等. 构网型全功率风电机组网侧变流器耦合分析及抑制策略[J]. 电工技术学报, 2023, 38(14): 3745-3758, 3768.
- XIE Zhen, YANG Shuxin, DAI Pengcheng, et al. Grid-side coupling analysis and suppression strategy of grid-forming full-power wind turbines[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(14): 3745-3758, 3768.
- [26] 严文博, 黄云辉, 方正, 等. 低阻抗下构网型变流器稳定性机理分析[J]. 高电压技术, 2025, 51(3): 1444-1453.
- YAN Wenbo, HUANG Yunhui, FANG Zheng, et al. Stability mechanism analysis of grid-forming converter connected to low impedance grid[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(3): 1444-1453.
- [27] PAN Rongcai, TANG Guangfu, WU Yanan, et al. Hybrid synchronization based grid forming control for photovoltaic inverter with frequency support[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2024, 157.
- [28] YU Jiajun, WANG Shike, LIU Zeng, et al. Accurate small-signal terminal characteristic model and SISO stability analysis approach for parallel grid-forming inverters in islanded microgrids[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(5): 6597-6612.
- [29] LI Chang, YANG Yaqian, MIJATOVIC N, et al. Frequency stability assessment of grid-forming VSG in framework of MPME with feedforward decoupling control strategy[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(7): 6903-6913.
- [30] WANG Yanbo, WANG Xiongfei, CHEN Zhe, et al. Small-signal stability analysis of inverter-fed power systems using component connection method[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2018, 9(5): 5301-5310.
- [31] WANG Xiongfei, HARNEFORS L, BLAABJERG F. Unified impedance model of grid-connected voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2017, 33(2): 1775-1787.
- [32] ZHANG Hongyang, HARNEFORS L, WANG Xiongfei, et al. Stability analysis of grid-connected voltage-source converters using SISO modeling[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(8): 8104-8117.
- [33] ZHU Z, CHIU M. Dynamic analysis of decentralized 2×2 control systems in relation to loop interaction and local stability[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 1998, 37(2): 464-473.
- [34] GEORGE E, 刘君华. 控制系统设计指南[M]. 3版. 北京: 电子工业出版社, 2006.
- [35] LI Shuang, WANG Haijiao, HUANG Yuehui, et al. Dynamic interaction and stability analysis of the grid-following converter integrated into the weak grid[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2025, 11(2): 552-566.

收稿日期: 2024-12-27; 修回日期: 2025-02-20

作者简介:

李爽(1994—), 男, 通信作者, 博士研究生, 研究方向为新能源发电并网稳定性及其控制技术; E-mail: lishuangxjtu@163.com

汪海蛟(1988—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为新能源并网系统建模与稳定性分析研究. E-mail: wanghaijiao@epri.sgcc.com.cn

(编辑 许威)