

# 计及阻尼特性的构网型并网逆变器暂态同步稳定性分析

李明飞<sup>1</sup>, 吴在军<sup>1</sup>, 全相军<sup>1</sup>, 朱玲<sup>2</sup>, 李威<sup>2</sup>, 黄仁志<sup>1</sup>

(1. 东南大学电气工程学院, 江苏省南京市 210096; 2. 国电南瑞科技股份有限公司, 江苏省南京市 211106)

**摘要:** 构网型并网逆变器(GFM-GCI)可以为电网提供电压和频率支撑,有利于提高电网稳定性。首先,针对GFM-GCI的暂态同步稳定问题,在考虑阻尼特性的基础上采用等面积法则,从能量角度定性分析GFM-GCI控制参数对暂态同步稳定性的影响机理。然后,采用摄动理论中的多尺度法得到功角非线性二阶微分方程的显式解析解,定量分析控制参数对GFM-GCI暂态同步稳定性的影响。接着,基于解析解和暂态同步稳定边界,给出一种面向GFM-GCI暂态同步稳定的控制参数设计方法,所提控制参数设计方法与现有传统暂态分析方法相比,保守性更低。最后,通过仿真和实验验证了理论分析、解析模型与所提控制参数设计方法的有效性。

**关键词:** 构网型并网逆变器; 暂态同步稳定; 等面积法则; 解析解; 控制参数设计

## 0 引言

随着以并网逆变器(grid-connected inverter, GCI)为接口的风电和太阳能发电等新能源电源大规模并网<sup>[1]</sup>,同步发电机(synchronous generator, SG)主导特性逐渐减弱,GCI逐渐成为影响电力系统稳定运行的关键因素<sup>[2-3]</sup>。传统GCI采用锁相环作为同步单元,在公共耦合点处与电网实现同步,也被称为跟网型并网逆变器(grid-following grid-connected inverter, GFL-GCI)<sup>[4-7]</sup>。GFL-GCI由于其低惯量特性,大量接入后使得电网调节能力下降,危害电网的稳定运行。以虚拟同步发电机(virtual synchronous generator, VSG)为典型控制方式的构网型并网逆变器(grid-forming grid-connected inverter, GFM-GCI)<sup>[8-9]</sup>通过模拟SG摇摆方程使GCI具有为电网提供电压和频率支撑的能力,受到广泛关注。

对于GFM-GCI的研究多集中在参数设计<sup>[10-12]</sup>、控制方法改进<sup>[13-14]</sup>、多机并联<sup>[15-16]</sup>、小扰动稳定性分析<sup>[17]</sup>等。在微电网中,逆变器遇到大扰动故障时,通过主动脱网来保证系统的稳定性<sup>[18]</sup>。然而,电网中新能源电源大规模脱网会严重影响电力系统的频率调节能力及稳定性,因此GFM-GCI需要具备一定应对大扰动故障不脱网的能力<sup>[19]</sup>。

近年来,针对GFM-GCI在大扰动故障期间的暂态同步稳定问题已经进行了许多分析和讨论。文献[20]利用相平面法研究了4种控制方式的GFM-GCI暂态同步稳定过程,可以准确、快速地分析系统的暂态同步稳定过程,并且定量揭示控制参数对稳定性的影响。文献[21]针对VSG大扰动下的暂态行为,采用线性模型定性分析和非线性模型定量分析相结合的方法评估系统的稳定性。文献[22]采用相平面法深入研究了采用下垂控制方式的GFM-GCI暂态同步稳定机理。文献[23]考虑了传统等面积法则(equal area criterion, EAC)忽略阻尼项的缺陷,提出了一种基于阻尼项缩放和线性逼近的改进EAC,有效提高了暂态稳定域的估计精度。文献[24]借助最小二乘法等数学工具对VSG暂态同步稳定性进行量化分析,提出一种改善暂态同步稳定性的惯量、阻尼参数灵活切换策略。文献[25-26]将摄动理论中的平均化法和多尺度法应用到GFL-GCI的稳定性分析中,得到了锁相环非线性微分方程的显式解析解,为新能源暂态稳定研究拓展了新思路。值得注意的是,与GFL-GCI暂态特性主要取决于锁相环不同,GFM-GCI的暂态同步稳定特性主要由有功控制环节决定。

综上,目前多通过相平面法等数值或仿真方法研究GFM-GCI的暂态同步稳定问题,其优点在于能够直观反映系统暂态同步稳定与失稳情况,面向特定系统定量研究控制参数对暂态稳定的影响,但难以从物理角度揭示GFM-GCI控制参数对暂态同步稳定性的影响机理。此外,对于GFM-GCI的功

收稿日期: 2022-11-20; 修回日期: 2023-03-28。

上网日期: 2023-06-05。

国家自然科学基金资助项目(51977034); 已申请国家发明专利(申请号: 202211244135.3)。

角解析模型尚未见研究,通过数值分析方法求解的GFM-GCI功角动态轨迹缺乏显式解析表达式,难以面向暂态同步稳定的控制参数设计提供指导。

本文首先在考虑阻尼特性的基础上采用EAC,从能量角度阐述GFM-GCI控制参数对暂态同步稳定性的影响机理。然后,基于多尺度法求解功角非线性微分方程的解析解,进而得到暂态同步稳定边界,并给出一种面向GFM-GCI暂态同步稳定的控制参数设计方法,所提控制参数设计方法与现有暂态分析方法相比具有更低的保守性。最后,通过仿真和硬件在环实验验证了理论分析、解析模型与所提控制参数设计方法的有效性。

## 1 系统结构

典型GFM-GCI控制结构如图1所示,逆变器内环采用电压电流闭环控制,外环采用VSG控制方式。图中: $V_{dc}$ 为直流侧电压; $L_f$ 和 $C_f$ 分别为逆变器滤波电感和电容; $L_g$ 为线路电感; $i_f$ 为滤波电流; $i_g$ 为逆变器端输出电流; $E$ 为逆变器端电压; $U_g$ 为电网电压; $P_e$ 和 $Q_e$ 分别为输出有功功率和无功功率。有功控制和无功控制环节分别产生相位信号 $\theta_{ref}$ 和电压幅值 $U_{ref}$ ,作为输入电压电流内环的参考值,产生脉宽调制(PWM)驱动信号,最后实现逆变器并网同步。

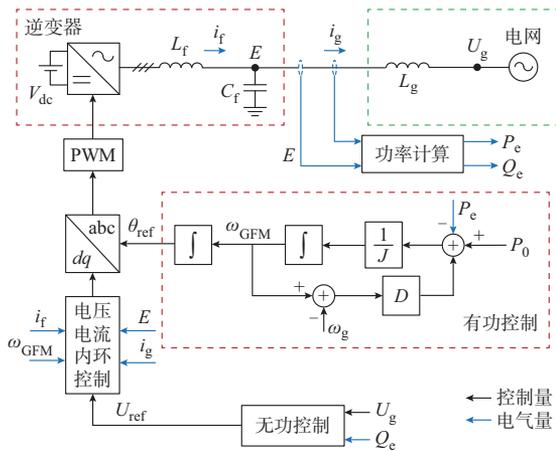


图1 GFM-GCI控制结构框图

Fig. 1 Block diagram of GFM-GCI control structure

由于电压电流内环动态响应速度远快于有功控制环,在分析暂态问题时将内环控制的输出视为理想增益,GFM-GCI的暂态同步稳定特性主要由有功控制环决定,其控制律可表示为:

$$J \frac{d(\omega_{GFM} - \omega_g)}{dt} = P_0 - P_e - D(\omega_{GFM} - \omega_g) \quad (1)$$

式中: $J$ 为惯量参数; $\omega_{GFM}$ 为有功控制环输出角频率; $\omega_g$ 为电网角频率; $P_0$ 为输出有功功率参考值; $D$

为阻尼参数。

类比传统同步发电机,定义系统功角 $\delta$ 为电网电压 $U_g$ 和逆变器端电压 $E$ 的夹角,可表示为:

$$\delta = \int (\omega_{GFM} - \omega_g) dt \quad (2)$$

逆变器侧可以等效成一个受控电压源,则逆变器输出有功功率 $P_e$ 为:

$$P_e = \frac{3EU_g \sin \delta}{2X_g} \quad (3)$$

式中: $X_g$ 为线路电抗。

联立式(1)一式(3),可以得到描述 $\delta$ 动态响应特性的二阶非线性数学模型为:

$$J \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_0 - D \frac{d\delta}{dt} - \frac{3EU_g \sin \delta}{2X_g} \quad (4)$$

## 2 基于考虑阻尼EAC的机理分析

SG的一次调频能力取决于发电机自动调速器,而阻尼来源于阻尼绕组和机械摩擦等,受实际物理结构影响一般较小,在进行暂态分析时可忽略不计。在GFM-GCI中,阻尼环节同时承担有功功率-频率下垂功能和阻尼功能,既起到一次调频作用,又抑制扰动下的功率振荡,因此,阻尼参数一般较大。不考虑阻尼参数会使GFM-GCI暂态稳定性判断结果非常保守,故其不可忽略。

基于式(4),系统等效摇摆方程可以表示为:

$$J \frac{d^2 \delta}{dt^2} = (P_0 - P_{Dm}) - P_e = P_m - P_e \quad (5)$$

式中: $P_{Dm} = D(d\delta/dt)$ 为阻尼机械功率; $P_m = P_0 - P_{Dm}$ 为等效机械功率。

考虑阻尼参数的EAC稳定条件可表示为:

$$\begin{cases} S_+ = \int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_m - P_{e2}) d\delta \\ S_{-,max} = \int_{\delta_{cu}}^{\delta_u} (P_{e2} - P_{mu}) d\delta \quad d\delta_u/dt = 0 \\ S_+ \leq S_{-,max} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $S_+$ 为系统加速面积; $\delta_0$ 为故障前稳定平衡点功角值; $P_{e2}$ 为故障后的输出有功功率; $\delta_c$ 为 $P_m = P_{e2}$ 时的功角值; $\delta_u$ 为故障后不稳定平衡点功角值; $S_{-,max}$ 为系统最大减速面积; $P_{mu}$ 为 $S_{-,max}$ 对应的等效机械功率; $\delta_{cu}$ 为 $S_{-,max}$ 对应 $P_{mu} = P_{e2}$ 时的功角值。

系统在发生电网电压跌落故障时的功角曲线和相图曲线如图2所示。图中: $P_{e1}$ 为故障前输出有功功率; $P_{m1}$ 和 $P_{m2}$ 为等效机械功率; $\Delta S_{1+}$ 和 $\Delta S_{2+}$ 为系统加速面积改变量; $\delta_s$ 为故障后稳态平衡点功角值; $\delta_m$ 为暂态期间功角最大值; $D_{ref}$ 和 $J_{ref}$ 分别为阻尼参数 $D$ 和惯量参数 $J$ 的参考值。

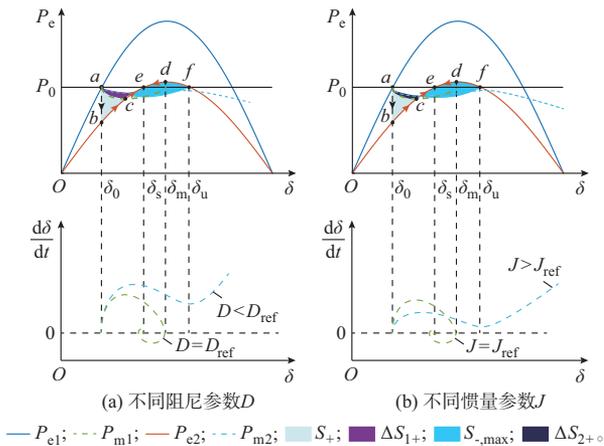


图2 不同控制参数下GFM-GCI的 $P_e$ - $\delta$ 曲线与对应 $d\delta/dt$ - $\delta$ 曲线

Fig. 2  $P_e$ - $\delta$  curves and corresponding  $d\delta/dt$ - $\delta$  curves of GFM-GCI with different control parameters

当故障发生时,工作点由初始稳定平衡点 $a$ 突变到点 $b$ ,此时系统不平衡功率 $\Delta P = P_m - P_e > 0$ ,  $\delta$ 增加。当 $\delta$ 增加至 $\Delta P < 0$ 后,由于 $P_m$ 与 $D(d\delta/dt)$ 相关,因此在不同控制参数下动态轨迹不同。同时, $P_m$ 自身已反映了暂态情况:当系统稳定后, $P_m$ 保持不变;当系统失稳后, $P_m$ 持续减小。因此,无须再对减速面积进行讨论。如图2(a)所示,当 $D = D_{ref}$ 时, $S_+ < S_{-,max}$ ,工作点在运动到点 $d$ 时 $d\delta/dt = 0$ ,然后在 $\Delta P < 0$ 的作用下向点 $e$ 移动并在点 $e$ 附近摇摆,最终在阻尼的作用下稳定在点 $e$ 。综上, $\delta$ 在暂态稳定过程中经历 $a \rightarrow b \rightarrow c \rightarrow e \rightarrow d \rightarrow e$ 的变化。当 $D < D_{ref}$ 时,系统加速面积增加, $S_+ + \Delta S_{1+} > S_{-,max}$ ,在点 $f$ 后始终有 $d\delta/dt > 0$ , $\delta$ 一直增加直至发散, $\delta$ 在失稳过程中的轨迹为 $a \rightarrow b \rightarrow c \rightarrow e \rightarrow d \rightarrow f \rightarrow \infty$ 。因此, $\delta_m \leq \delta_u$ 是保证系统暂态同步稳定的条件。惯量参数 $J$ 不同时的曲线如图2(b)所示。当 $J = J_{ref}$ 时, $S_+ < S_{-,max}$ ,系统暂态同步稳定;当 $J > J_{ref}$ 时, $S_+ + \Delta S_{2+} > S_{-,max}$ ,系统暂态同步失稳。

控制参数 $D$ 和 $J$ 对系统暂态同步稳定性的影响如表1所示。 $P_m$ 会随阻尼参数 $D$ 和功角导数 $d\delta/dt$ 的改变而改变:一方面,当 $D$ 增加时, $P_{Dm}$ 增加, $P_m$ 减小,进而 $S_+$ 减小,增强了系统的暂态同步稳定性;另一方面, $J$ 减小会增加 $d^2\delta/dt^2$ , $d\delta/dt$ 受 $d^2\delta/dt^2$ 增加的影响而增加, $P_{Dm}$ 增加,导致 $P_m$ 减小, $S_+$ 减少,增强了系统的暂态同步稳定性。

综上,考虑阻尼的EAC揭示了控制参数对系统暂态同步稳定性产生影响的物理机制:在故障后平衡点存在的持续扰动情况下,增加 $D$ 和减小 $J$ 有利于减小等效机械功率 $P_m$ ,进而减小系统加速面积 $S_+$ ,改善系统暂态同步稳定性。

表1 控制参数对暂态同步稳定性的影响  
Table 1 Influence of control parameters on transient synchronization stability

控制参数	对各参数的影响			
	阻尼机械功率 $P_{Dm}$	等效机械功率 $P_m$	加速面积 $S_+$	暂态同步能力
$D$	正相关	负相关	负相关	正相关
$J$	负相关	正相关	正相关	负相关

### 3 基于多尺度法的解析分析

由于式(4)中阻尼项 $D(d\delta/dt)$ 的存在,应用EAC进行定量分析难以实现。本章借鉴奇异摄动理论中的方法展开定量研究。目前已经有多种非线性微分方程的解析求解方法,如小参数法、平均法<sup>[25]</sup>、多尺度法等<sup>[26]</sup>。多尺度法不仅可以分析周期运动,也可以分析耗散系统的衰减振荡,在动态系统的稳态响应和动态响应分析中具有优越性。因此,本文采用多尺度法进行解析分析。

#### 3.1 解析求解

应用摄动理论求解解时要求非线性微分方程的非线性项为自变量的多项式函数,因此,首先通过泰勒公式拟合式(4)。为保证拟合方程与原方程具有相同的初始值,在系统故障前,稳态平衡点 $\delta_0$ 对 $\sin \delta$ 进行二阶泰勒展开,则 $\delta_0$ 可以表示为:

$$\delta_0 = \arcsin \frac{2P_0 X_g}{3EU_g} \quad (7)$$

假设故障后电网电压为 $U_{gf}$ ,对 $\sin \delta$ 进行二阶泰勒展开并代入式(4),得到拟合后的非线性二阶微分方程为:

$$\frac{d^2\delta}{dt^2} = a_n + b_n \frac{d\delta}{dt} + c_n d_n \delta^2 + c_n e_n \delta + c_n f_n \quad (8)$$

式中: $a_n, b_n, c_n, d_n$ 为拟合系数,如式(9)所示。

$$\begin{cases} a_n = \frac{P_0}{J} \\ b_n = -\frac{D}{J} \\ c_n = -\frac{3EU_{gf}}{2JX_g} \\ d_n = -0.5\sin \delta_0 \\ e_n = \cos \delta_0 + \delta_0 \sin \delta_0 \\ f_n = \sin \delta_0 - \delta_0 \cos \delta_0 - 0.5\delta_0^2 \sin \delta_0 \end{cases} \quad (9)$$

拟合解与真实解的对比结果如附录A图A1所示。附录A图A1(a)为当 $U_{gf} = 0.5U_g$ 时的 $\delta$ - $t$ 曲线,拟合解与真实解结果完全一致。图A1(b)为当 $U_{gf} = 0.3U_g$ 时 $\delta$ - $t$ 曲线的失稳轨迹,拟合解在失稳后略大于真实解,这是由于泰勒展开时忽略了高阶

项,在暂态分析尺度上拟合解满足要求。综上,式(8)可以代替式(4)作为描述GFM-GCI暂态同步稳定过程的数学模型。

对式(8)采用多尺度方法求 $\delta(t)$ 的解析解,引入小参数 $\epsilon$ ,将式(8)写成以下形式的拟线性微分方程:

$$\frac{d^2\delta}{dt^2} + \omega_0\delta = \epsilon \left( \beta \frac{d\delta}{dt} + \gamma\delta^2 \right) + \alpha \quad (10)$$

其中

$$\begin{cases} \omega_0^2 = -c_n e_n \\ \beta = \frac{b_n}{\epsilon} \\ \gamma = \frac{c_n d_n}{\epsilon} \\ \alpha = a_n + c_n f_n \end{cases} \quad (11)$$

式(10)中, $\epsilon[\beta(d\delta/dt) + \gamma\delta^2]$ 是只与 $\delta$ 、 $d\delta/dt$ 有关的非线性项,可以视为对线性系统的扰动项,即摄动理论中的摄动项。应用多尺度法求式(10)的一阶解析解,取两个时间尺度 $t_0$ 和 $t_1$ :

$$\begin{cases} t_0 = t \\ t_1 = \epsilon t \end{cases} \quad (12)$$

不同时间尺度视为互相独立的量,因此设解析解的形式为:

$$\delta(t, \epsilon) = \delta_0(t) + \epsilon\delta_1(t) + o(\epsilon^2) \quad (13)$$

式中: $\delta_0(t)$ 为时间尺度 $t_0$ 对应的解; $\delta_1(t)$ 为时间尺度 $t_1$ 对应的解; $o(\epsilon^2)$ 为 $\epsilon$ 的高阶项。

对时间的微分可以表示为:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} = D_0 + \epsilon D_1 + \dots \\ \frac{d^2}{dt^2} = D_0^2 + 2\epsilon D_0 D_1 + \dots \end{cases} \quad (14)$$

式中: $D_0$ 和 $D_1$ 为偏微分算子,如式(15)所示。

$$\begin{cases} D_0 = \frac{\partial}{\partial t_0} \\ D_1 = \frac{\partial}{\partial t_1} \end{cases} \quad (15)$$

将式(13)、式(14)代入式(10)并略去高阶项 $o(\epsilon^2)$ 得到:

$$\begin{aligned} (D_0^2 + 2\epsilon D_0 D_1)(\delta_0(t) + \epsilon\delta_1(t)) + \\ \omega_0^2(\delta_0(t) + \epsilon\delta_1(t)) = \epsilon [\beta(D_0 + \epsilon D_1)(\delta_0(t) + \\ \epsilon\delta_1(t)) + \gamma(\delta_0(t) + \epsilon\delta_1(t))^2] + \alpha \end{aligned} \quad (16)$$

比较式(16)中 $\epsilon$ 各同幂次的系数,可得到两个摄动方程:

$$\epsilon^0: D_0^2\delta_0 + \omega_0^2\delta_0 = \alpha \quad (17)$$

$$\epsilon^1: D_0^2\delta_1 + \omega_0^2\delta_1 = -2D_0 D_1\delta_0 + \beta D_0\delta_0 + \gamma\delta_0^2 \quad (18)$$

假设方程的一阶复系数形式通解为:

$$\delta_0(t) = A(t_1)e^{j\omega_0 t_0} + \bar{A}(t_1)e^{-j\omega_0 t_0} + \delta_s \quad (19)$$

式中: $A(t_1)$ 为待定系数; $\bar{A}(t_1)$ 为 $A(t_1)$ 的共轭复数; $\delta_s$ 为故障后稳定平衡点功角值,如式(20)所示。

$$\delta_s = \arcsin \frac{2P_0 X_g}{3EU_{gf}} \quad (20)$$

将式(19)代入 $\epsilon^1$ 对应的摄动方程即式(18)中得:

$$\begin{aligned} D_0^2\delta_1 + \omega_0^2\delta_1 = & (-2j\omega_0 D_1 A(t_1) + \beta j\omega_0 A(t_1) + \\ & 2\gamma\delta_s A(t_1))e^{j\omega_0 t_0} + \gamma(A(t_1))^2 e^{2j\omega_0 t_0} + \\ & \gamma A(t_1)\bar{A}(t_1) + 0.5\gamma\delta_s^2 + c_c \end{aligned} \quad (21)$$

式中: $c_c$ 为共轭复数。

根据常微分方程理论,包含 $e^{j\omega_0 t_0}$ 和 $e^{-j\omega_0 t_0}$ 的项经过微分方程求解后会出现长期项,因此,为了消除长期项,要求 $e^{j\omega_0 t_0}$ 和 $e^{-j\omega_0 t_0}$ 的系数为0,即

$$-2j\omega_0 D_1 A(t_1) + \beta j\omega_0 A(t_1) + 2\gamma\delta_s A(t_1) = 0 \quad (22)$$

设复系数 $A(t_1)$ 为如下指数形式:

$$A(t_1) = \frac{1}{2} a_1 e^{j\varphi} \quad (23)$$

式中: $a_1$ 和 $\varphi$ 为随时间尺度 $t_1$ 变化的实系数。

将式(23)代入式(22)并分离实部和虚部,可得 $a_1$ 和 $\varphi$ 的微分方程组为:

$$\begin{cases} \omega_0 a_1 \frac{d\varphi}{dt} + \delta_s \gamma a_1 = 0 \\ -\omega_0 \frac{da_1}{dt} + \frac{1}{2} \omega_0 \beta a_1 = 0 \end{cases} \quad (24)$$

因此,求解式(24)可以得到 $a_1$ 和 $\varphi$ 关于 $t_1$ 的函数表达式分别为:

$$\begin{cases} a_1(t_1) = a_0 e^{0.5\beta t_1} \\ \varphi(t_1) = -\frac{\gamma\delta_s t_1}{\omega_0} + \varphi_0 \end{cases} \quad (25)$$

式中: $a_0$ 和 $\varphi_0$ 为复系数 $A(t_1)$ 中的待求常系数。

根据系统的初始状态可以求得常系数 $a_0$ 和 $\varphi_0$ ,得到 $\delta(t)$ 的数学解析模型如式(26)所示。

$$\delta(t) = a_0 e^{0.5\beta t} \cos(\omega t + \varphi_0) + \delta_s \quad (26)$$

其中

$$\begin{cases} a_0 = \frac{\delta_0 - \delta_s}{\cos\varphi_0} \\ \omega = \omega_0 - \frac{\delta_s c_n d_n}{\omega_0} \\ \varphi_0 = \arctan \frac{b_n}{2\omega} \end{cases} \quad (27)$$

式(26)为 $\delta$ 的数学解析模型,由正弦项和常数项组成。其中,正弦项的幅值随时间衰减,体现耗散系统在暂态过程中的衰减振荡特性,而常数项体现系统的稳态特性。

### 3.2 暂态稳定判据及参数设计方法

系统保持暂态同步稳定的判定条件为 $\delta$ 首次增加过程中不越过不稳定平衡点 $\delta_u$ 的位置,因此功角首次振荡的幅值 $\delta_m$ 与 $\delta_u$ 的关系可以作为判断系统暂态稳定的条件。定义GFM-GCI暂态同步稳定判据 $\Delta = \delta_m - \delta_u$ :当 $\Delta \leq 0$ 时,系统暂态同步稳定;当 $\Delta > 0$ 时,系统暂态同步失稳。

图3展示了由 $D$ 、 $J$ 和 $\delta$ 组成的GFM-GCI三维空间。其中, $\delta_u$ 曲面中 $\delta$ 恒等于 $\delta_u$ , $\delta_m$ 曲面为不同 $D$ 、 $J$ 和相应解析模型得到的 $\delta_m$ 所组成的三维曲面。从图3可以看出,随着 $J$ 的减小和 $D$ 的增加, $\delta_m$ 减小,这与第2章结论一致。基于稳定判据,当 $\delta_m$ 曲面位于 $\delta_u$ 曲面下方时, $\Delta \leq 0$ ,系统在故障后保持暂态同步稳定;当 $\delta_m$ 曲面位于 $\delta_u$ 曲面上方时, $\Delta > 0$ ,系统在故障后暂态同步失稳。

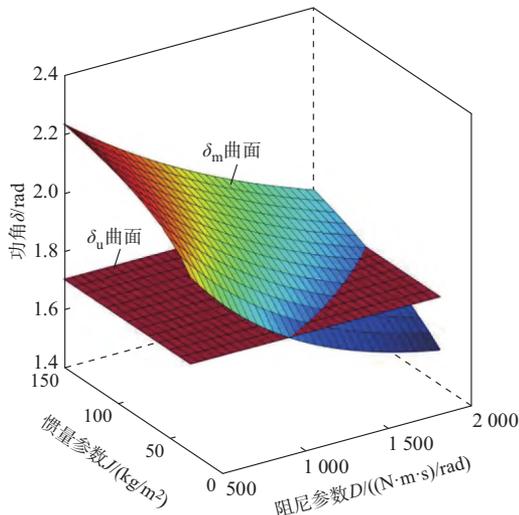


图3 电网故障时不同 $J$ 和 $D$ 参数下的 $\delta_m$ 和 $\delta_u$ 曲面  
Fig. 3  $\delta_m$  and  $\delta_u$  surface with different  $J$  and  $D$  when grid fault occurs

基于解析解和暂态同步稳定判据,提出一种面向GFM-GCI暂态同步稳定的控制参数设计方法。当惯量参数初始值 $J_0$ 一定或阻尼参数初始值 $D_0$ 一定时,阻尼参数的最小值 $D_{\min}$ 和惯量参数的最大值 $J_{\max}$ 可表示为:

$$\begin{cases} D_{\min} = \frac{-J_0^{\frac{1}{2}} \sqrt{\frac{6EU_{gf}}{X_g}} f(\delta) \ln\left(\frac{\delta_u - \delta_s}{\delta_s - \delta_0}\right)}{\pi} \\ J_{\max} = \left( \frac{D_0 \pi}{-\sqrt{\frac{6EU_{gf}}{X_g}} f(\delta) \ln\left(\frac{\delta_u - \delta_s}{\delta_s - \delta_0}\right)} \right)^2 \end{cases} \quad (28)$$

式中: $f(\delta)$ 为关于 $\delta_0$ 和 $\delta_s$ 的函数,与系统运行工况直接相关,如式(29)所示。

$$f(\delta) = \frac{2(\cos \delta_0 + \delta_0 \sin \delta_0) - \delta_s \sin \delta_0}{2\sqrt{\cos \delta_0 + \delta_0 \sin \delta_0}} \quad (29)$$

式(28)给出了故障时保证系统暂态同步稳定的 $D$ 取值下限和 $J$ 的取值上限,即 $D \geq D_{\min} \cap J \leq J_{\max}$ ,可以有效指导暂态同步稳定下GFM-GCI的控制参数设计。

综上,本文面向暂态同步稳定的GFM-GCI控制参数设计方法流程如附录A图A2所示,分为以下3个步骤进行。

步骤1:输入系统运行工况参数 $P_0$ 、 $E$ 、 $U_g$ 、 $X_g$ ,根据式(7)求出故障前稳定平衡点功角值 $\delta_0$ 。

步骤2:输入故障电网电压 $U_{gf}$ ,根据式(20)求出故障后稳定平衡点和不稳定平衡点功角值 $\delta_s$ 和 $\delta_u$ ,其中 $\delta_u = \pi - \delta_s$ 。

步骤3:输入控制参数初始值 $D_0$ 和 $J_0$ ,根据式(28)分别确定惯量参数 $J$ 的最大值 $J_{\max}$ 和阻尼参数 $D$ 的最小值 $D_{\min}$ 。

## 4 仿真分析

为了验证理论分析的准确性,在MATLAB/Simulink中搭建仿真模型,主要仿真与实验参数如附录A表A1所示。

### 4.1 不同控制参数结果

在不同阻尼参数 $D$ 和惯量参数 $J$ 下验证第2章的分析,其仿真结果见附录B图B1和图B2。图B1为电网电压跌落时不同 $D$ 下的 $\delta-t$ 曲线与相图。当 $D$ 从1592(N·m·s)/rad减小到1092(N·m·s)/rad时,暂态过程中 $\delta_m$ 增加但仍小于 $\delta_u$ 。当 $D$ 继续减小至592(N·m·s)/rad时, $\delta$ 越过不稳定平衡点位置后持续增加,系统暂态失稳。图B2表示在电网电压跌落时不同 $J$ 下系统的暂态响应特性。当 $J$ 由57.1 kg/m<sup>2</sup>增加到114.2 kg/m<sup>2</sup>时, $d\delta/dt$ 减小,暂态过程中 $\delta_m$ 增加,但系统仍保持暂态同步稳定。当 $J$ 增加至342.6 kg/m<sup>2</sup>时, $\delta$ 在不稳定平衡点处 $d\delta/dt$ 仍大于0, $\delta$ 继续增加直至与电网失去同步。

### 4.2 解析解结果

如图4所示, $\delta$ 随时间变化逐渐收敛,最终 $d\delta/dt$ 为0,系统暂态同步稳定。此时, $\delta$ 解析解的轨迹与实际仿真轨迹完全相同。图5表示当 $U_{gf}=0.55U_g$ 时,解析解的幅值和振荡周期与仿真解相比存在微小的误差,但仍可以较准确地反映暂态期间功角情况。

如图6所示,仿真结果中 $\delta$ 在越过不稳定平衡点后,由于 $d\delta/dt$ 仍大于0, $\delta$ 持续增加,系统失稳。

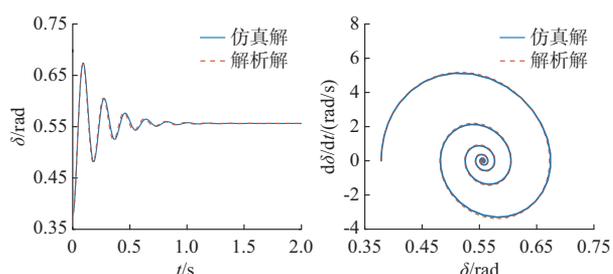


图4 当 $U_{gr}=0.7U_g$ 时 $\delta-t$ 曲线与对应相图  
Fig. 4  $\delta-t$  curves and corresponding phase portraits when  $U_{gr}=0.7U_g$

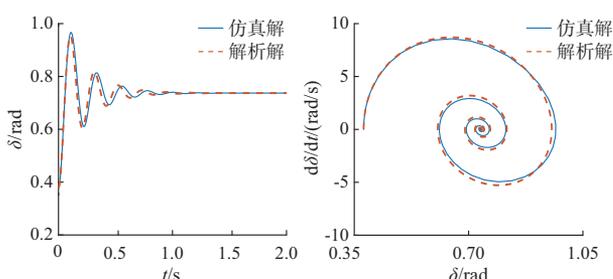


图5 当 $U_{gr}=0.55U_g$ 时 $\delta-t$ 曲线与对应相图  
Fig. 5  $\delta-t$  curves and corresponding phase portraits when  $U_{gr}=0.55U_g$

而解析解在应用多尺度法时假设其解析表达式形式为幅值衰减的正弦函数,所以解析解与仿真时的失稳发散轨迹并不相同。但是,解析解的首次振荡幅值可以反映仿真的情况,系统暂态同步稳定与否取决于 $\delta_m$ 与 $\delta_u$ 的关系,解析解依然能作为判断系统暂态同步情况的工具。

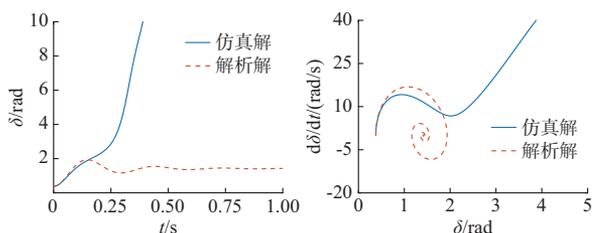


图6 当 $U_{gr}=0.38U_g$ 时 $\delta-t$ 曲线与对应相图  
Fig. 6  $\delta-t$  curves and corresponding phase portraits when  $U_{gr}=0.38U_g$

功角最大值可以反映解析解的准确程度,故障前稳定平衡点和故障后稳定平衡点的差值可以体现系统非线性程度。定义相对误差值 $e=(\delta_{ma}-\delta_{mr})/\delta_{mr}$ ,其中, $\delta_{ma}$ 为解析解功角最大值, $\delta_{mr}$ 为仿真解功角最大值。定义非线性程度 $n=\delta_s-\delta_o$ 。表2对不同故障程度下的解析解与仿真解相对误差进行量化评价。由表2分析可知,相对误差 $e$ 随着非线性程度 $n$ 的增加而增加,解析解偏离仿真解的程度增大,但仍能较准确地反映仿真解的情况。

表2 解析解与仿真解相对误差  
Table 2 Relative error of analytical solution and simulation solution

故障期间电网电压 $U_{gr}$	非线性程度 $n/\text{rad}$	相对误差值 $e/\%$
$0.80U_g$	0.101 7	0.087 6
$0.70U_g$	0.177 7	0.280 0
$0.60U_g$	0.285 1	0.850 0
$0.55U_g$	0.358 4	1.260 0
$0.50U_g$	0.453 4	2.060 0

### 4.3 稳定判据与参数设计结果

系统在不同 $J$ 和 $D$ 参数下的暂态同步稳定边界如图7所示。图中:浅蓝色部分( $\Delta \leq 0$ )保证该区域控制参数下系统暂态同步稳定;而白色部分( $\Delta > 0$ )为系统暂态失稳区域。

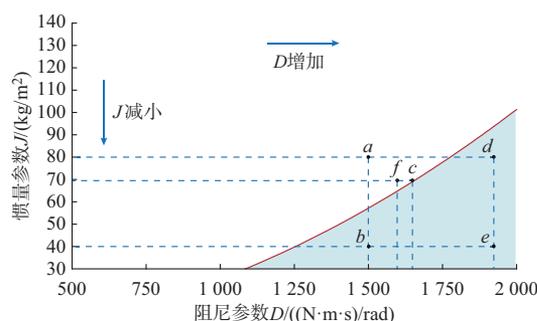


图7 当 $U_{gr}=0.373U_g$ 时不同 $J$ 和 $D$ 下的暂态同步稳定边界  
Fig. 7 Transient synchronization stability boundary with different  $J$  and  $D$  when  $U_{gr}=0.373U_g$

图8为 $U_{gr}=0.373U_g$ 时不同控制参数对应的仿真结果,其中 $a$ 到 $f$ 中的控制参数分别对应图7中 $a$ 点到 $f$ 点,其控制参数、稳定判据值、评判结果及仿真结果如表3所示,对应的不同控制参数初始值 $J_0$ 和 $D_0$ 下的控制参数优化设计结果 $J_{max}$ 和 $D_{min}$ 如表4所示。

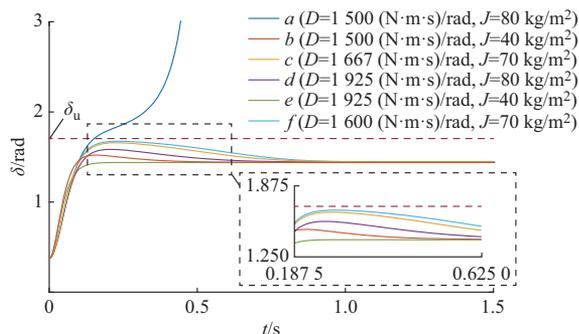


图8 当 $U_{gr}=0.373U_g$ 时不同控制参数下 $\delta-t$ 曲线  
Fig. 8  $\delta-t$  curves with different control parameters when  $U_{gr}=0.373U_g$

图8中 $a$ 和 $b$ 为在相同 $D$ 和不同 $J$ 下 $\delta(t)$ 的仿真结果,当 $J$ 从 $80 \text{ kg/m}^2$ 减小至 $40 \text{ kg/m}^2$ ,对应图7中

表 3 不同控制参数下稳定判据结果与仿真结果  
Table 3 Stability criterion and simulation results with different control parameters

图 7 中的位置	阻尼参数 $D/$ ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ )	惯量参数 $J/$ ( $\text{kg}/\text{m}^2$ )	判据 $\Delta/$ rad	评判结果	仿真的结果
$a$	1 500	80	0.065 0	失稳	失稳
$b$	1 500	40	-0.061 6	稳定	稳定
$c$	1 667	70	0	稳定	稳定
$d$	1 925	80	-0.037 0	稳定	稳定
$e$	1 925	40	-0.119 1	稳定	稳定
$f$	1 600	70	0.011 2	失稳	稳定

表 4 控制参数  $D$  和  $J$  的优化设计结果  
Table 4 Optimal design results of control parameters  $D$  and  $J$

图 7 中的位置	$D_0/$ ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ )	$J_0/$ ( $\text{kg}/\text{m}^2$ )	$J_{\max}/$ ( $\text{kg}/\text{m}^2$ )	$D_{\min}/$ ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ )
$a$	1 500	80	57	1 782
$b$	1 500	40	57	1 260
$c$	1 667	70	70	1 667
$d$	1 925	80	93	1 782
$e$	1 925	40	93	1 260
$f$	1 600	70	64	1 667

点  $a$  变化到点  $b$ , 稳定判据  $\Delta$  由 0.065 0 rad 变为 -0.061 6 rad, 系统状态由失稳变为稳定, 仿真与判断结果一致;  $a$  和  $d$  为在相同  $J$  和不同  $D$  下的  $\delta(t)$  仿真结果, 当  $D$  从 1 500 ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ ) 增加至 1 925 ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ ), 对应图 7 中点  $a$  移动到点  $d$ , 稳定判据  $\Delta$  由 0.065 0 rad 变为 -0.037 0 rad, 判断结果由失稳变为稳定, 与仿真一致;  $e$  对应稳定判据  $\Delta = -0.119 1$  rad, 相比图 8 中其他情况稳定性更好, 稳定判据  $\Delta$  的值越小, 表明其暂态同步稳定性越好。上述结果既证明了第 2 章中分析的正确性, 也验证了稳定判据的有效性。

图 8 中  $c$  对应稳定判据  $\Delta = 0$  rad, 当  $D$  由 1 667 ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ ) 减小至 1 600 ( $\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}$ ) 时, 稳定判据  $\Delta = 0.011 2$  rad, 判定结果为失稳, 而仿真结果表明系统稳定。这是由于解析解在泰勒展开时忽略了高阶项, 同时解析方法本身存在误差, 使稳定判据具有一定的保守性, 其结果有利于为系统稳定性判断提供一定的裕度。

#### 4.4 与现有暂态分析方法对比结果

现有暂态稳定分析方法主要有 EAC 和暂态能量函数 (transient energy function, TEF) 法, 两者从数学角度完全一致, 因此本文称其为忽略阻尼的 TEF/EAC 法<sup>[3,6]</sup>。文献[27]针对 GFM-GCI 的大阻尼特性提出了一种阻尼能量函数法, 即 DRTEF 法,

相比经典方法降低了稳定范围估计的保守性<sup>[28]</sup>。

为验证本文提出的解析法估计稳定边界的优势, 现与忽略阻尼的 TEF/EAC 法、DRTEF 法和数值仿真法进行比较。4 种方法得到的暂态同步稳定边界如图 9 所示, 本文解析法得到的稳定边界和忽略阻尼的 TEF/EAC 法、DRTEF 法相比, 更接近数值仿真法得到的真实稳定边界, 具有更大的稳定范围, 保守性更低, 体现了本文解析法的优势。

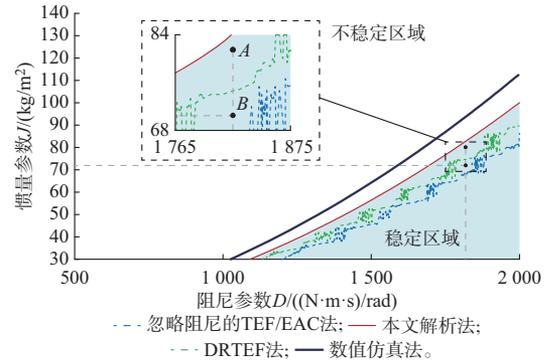


图 9 4 种方法的稳定边界比较  
Fig. 9 Comparison of stable boundary of four methods

进一步进行时域仿真验证, 在  $U_{\text{gr}} = 0.373 U_g$  时, 图 9 中点 A (1 820, 80) 和点 B (1 820, 72) 控制参数下的  $d\delta/dt - \delta$  仿真结果如附录 B 图 B3 所示, 系统均保持暂态同步稳定。基于本文解析解, 点 A 和点 B 的稳定判据  $\Delta \leq 0$  rad 成立, 判定结果均为稳定; 忽略阻尼的 TEF/EAC 法会得到点 A 和点 B 对应参数失稳的错误结果; DRTEF 法会得到点 A 对应参数失稳和点 B 对应参数稳定的错误结果。

## 5 实验验证

为验证理论与仿真分析的准确性, 本章进行硬件在环实验验证。实验平台如附录 B 图 B4 所示, 主要由 5 个部分组成: 上位机 (PC); 数字信号处理器 (DSP) (TI TMS320F28377D); 连接器 (DB37-G2); RT-LAB 实验平台 (OP5700); 示波器 (Tektronix MOS54)。其中, 主电路搭建在 RT-LAB 平台中; 控制部分搭建在 DSP 中; RT-LAB 和 DSP 通过连接器进行信息交换; PC 作为两台实验设备的上位机实现控制功能。

实验采用与仿真部分相同的系统参数, 分别在以下工况中进行: 运行工况 1,  $U_{\text{gr}} = 0.55 U_g$ , 控制参数如附录 A 表 A1; 运行工况 2 至 4,  $U_{\text{gr}} = 0.373 U_g$ , 控制参数分别对应图 7 中  $b$ 、 $e$ 、 $a$  点; 运行工况 5 和 6,  $U_{\text{gr}} = 0.373 U_g$ , 控制参数分别对应图 9 中 A、B 点。具体硬件在环实验结果如附录 C 图 C1 和图 C2

所示。

当  $U_{gr}=0.55U_g$  时,如附录 C 图 C1(a) 所示,输出电流  $i_g$  经过振荡后恢复稳定且幅值有所增加, $\delta$  在故障发生后约 1 s 由初始稳态值 0.38 rad 到达新的稳态值 0.74 rad,其稳态和动态情况与解析结果基本一致。图 C1(b) 和 (c) 表示  $U_{gr}=0.373U_g$  时,运行工况 2 和 3 对应的控制参数可以保证系统的暂态同步稳定,新的稳态功角值为 1.44 rad。图 C1(d) 表明在运行工况 4 所对应的控制参数下, $\delta$  发散,系统暂态同步失稳。图 C2(a) 和 (b) 对应工况下系统保持暂态同步稳定,证明本文所提方法相比忽略阻尼的 TEF/EAC 法和 DRTEF 法具有保守性更低的优势。实验结果验证了所提解析解、稳定边界和面向暂态同步稳定的控制参数设计方法的有效性。

## 6 结语

本文首先在传统 EAC 的基础上考虑阻尼特性,从能量角度分析 GFM-GCI 控制参数对暂态同步稳定性的影响机理。然后,借鉴多尺度法求解功角模型的显式解析解,基于解析解得到 GFM-GCI 暂态同步稳定边界,并在此基础上给出了一种面向系统暂态同步稳定的控制参数设计方法。通过仿真与实验验证了本文理论分析、功角解析模型以及控制参数设计方法的有效性,具体结论如下:

1) 基于考虑阻尼的 EAC 揭示了控制参数对暂态同步稳定性产生影响的物理机制:增大阻尼参数  $D$  和减小惯量参数  $J$  有利于减小等效机械功率,进而减小系统加速面积,改善系统暂态同步稳定性。

2) 基于多尺度法提出的功角解析模型能较为准确地反映大扰动故障下 GFM-GCI 的功角稳态和动态特性。

3) 基于解析解提出的控制参数设计方法,能有效指导暂态同步稳定下 GFM-GCI 的控制参数设计,与现有传统暂态分析方法相比保守性更低,为 GFM-GCI 控制参数设计提供新的理论支撑。

本文尚未分析多构网型逆变器并联系统中所提解析建模方法的有效性。在多机并联系统中会出现更复杂的暂态同步稳定问题,适用于多机并联系统暂态分析的解析模型是需要进一步研究的内容。

附录见本刊网络版 (<http://www.aeps-info.com/aeps/ch/index.aspx>), 扫英文摘要后二维码可以阅读网络全文。

## 参考文献

- [1] 沈霞,帅智康,沈超,等.大扰动时交流微电网的运行与控制研究综述[J].电力系统自动化,2021,45(24):174-188.  
SHEN Xia, SHUAI Zhikang, SHEN Chao, et al. Review on operation and control of AC microgrid under large disturbance [J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(24): 174-188.
- [2] 胡宇飞,田震,查晓明,等.构网型与跟网型变流器主导孤岛微电网阻抗稳定性分析及提升策略[J].电力系统自动化,2022,46(24):121-131.  
HU Yufei, TIAN Zhen, ZHA Xiaoming, et al. Impedance stability analysis and promotion strategy of islanded microgrid dominated by grid-connected and grid-following converters [J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(24): 121-131.
- [3] FU X K, SUN J J, HUANG M, et al. Large-signal stability of grid-forming and grid-following controls in voltage source converter: a comparative study [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(7): 7832-7840.
- [4] WU H, WANG X F. Design-oriented transient stability analysis of PLL-synchronized voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 35(4): 3573-3589.
- [5] HE X Q, GENG H, LI R Q, et al. Transient stability analysis and enhancement of renewable energy conversion system during LVRT [J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(3): 1612-1623.
- [6] 张宇,张琛,蔡旭,等.并网变换器的暂态同步稳定性分析:稳定域估计与镇定控制[J].中国电机工程学报,2022,42(21):7871-7883.  
ZHANG Yu, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Transient grid-synchronization stability analysis of grid-tied voltage source converters: stability region estimation and stabilization control [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(21): 7871-7883.
- [7] 徐政.海上风电送出主要方案及其关键技术问题[J].电力系统自动化,2022,46(21):1-10.  
XU Zheng. Main schemes and key technical problems for grid integration of offshore wind farm [J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(21): 1-10.
- [8] 吕志鹏,盛万兴,钟庆昌,等.虚拟同步发电机及其在微电网中的应用[J].中国电机工程学报,2014,34(16):2591-2603.  
LÜ Zhipeng, SHENG Wanxing, ZHONG Qingchang, et al. Virtual synchronous generator and its applications in micro-grid [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(16): 2591-2603.
- [9] 曹炜,钦焕乘,陆建忠,等.新型电力系统下虚拟同步机的定位和应用前景展望[J].电力系统自动化,2023,47(4):190-207.  
CAO Wei, QIN Huancheng, LU Jianzhong, et al. Orientation and application prospect of virtual synchronous generator in new power system [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(4): 190-207.
- [10] WU H, RUAN X B, YANG D S, et al. Small-signal modeling and parameters design for virtual synchronous generators [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2021, 68(12): 7385-7395.

- 2016, 63(7): 4292-4303.
- [11] POURESMAEIL M, SANGRODY R, TAHERI S, et al. An adaptive parameter-based control technique of virtual synchronous generator for smooth transient between islanded and grid-connected mode of operation[J]. IEEE Access, 2021, 9: 137322-137337.
- [12] 胡文强, 吴在军, 窦晓波, 等. 负荷虚拟同步机及其低电压故障穿越控制[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(9): 100-107.  
HU Wenqiang, WU Zaijun, DOU Xiaobo, et al. Load virtual synchronous machine and its low voltage ride-through control [J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(9): 100-107.
- [13] QUAN X J, HUANG A Q, YU H. A novel order reduced synchronous power control for grid-forming inverters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(12): 10989-10995.
- [14] CHEN M, ZHOU D, BLAABJERG F. Enhanced transient angle stability control of grid-forming converter based on virtual synchronous generator [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(9): 9133-9144.
- [15] HU W Q, WU Z J, LV X X, et al. Robust secondary frequency control for virtual synchronous machine-based microgrid cluster using equivalent modeling [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2021, 12(4): 2879-2889.
- [16] 楼冠男, 蒋啸宇, 顾伟, 等. 基于参数化恒导纳方法的多逆变器仿真建模与优化[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(1): 162-171.  
LOU Guannan, JIANG Xiaoyu, GU Wei, et al. Simulation modeling and optimization of multiple inverters based on parameterized fixed-admittance method [J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(1): 162-171.
- [17] 管敏渊. 虚拟同步机运行状态下并网储能系统自动能量控制[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(23): 144-150.  
GUAN Minyuan. Automatic energy control of grid-connected energy storage system under virtual synchronous generator operation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(23): 144-150.
- [18] 沈政委, 孙华东, 仲悟之, 等. 基于关键事件的高比例新能源电力系统故障连锁演化规律分析[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(24): 57-65.  
SHEN Zhengwei, SUN Huadong, ZHONG Wuzhi, et al. Key event based analysis of evolution law of cascading failures in power system with high proportion of renewable energy [J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(24): 57-65.
- [19] 沈超, 帅智康, 程慧婕. 虚拟同步机并联电流控制型变换器系统暂态同步稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(10): 115-123.  
SHEN Chao, SHUAI Zhikang, CHENG Huijie. Transient synchronization stability analysis of system with paralleled virtual synchronous generators and current-controlled converters [J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(10): 115-123.
- [20] PAN D H, WANG X F, LIU F C, et al. Transient stability of voltage-source converters with grid-forming control: a design-oriented study [J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2019, 8(2): 1019-1033.
- [21] XIONG X L, WU C, HU B, et al. Transient damping method for improving the synchronization stability of virtual synchronous generators [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(7): 7820-7831.
- [22] WU H, WANG X F. Design-oriented transient stability analysis of grid-connected converters with power synchronization control [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(8): 6473-6482.
- [23] 李锡林, 唐英杰, 田震, 等. 基于改进等面积法则的并网逆变器同步稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(18): 208-215.  
LI Xilin, TANG Yingjie, TIAN Zhen, et al. Synchronization stability analysis of grid-connected inverter based on improved equal area criterion[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(18): 208-215.
- [24] 葛平娟, 涂春鸣, 肖凡, 等. 面向暂态稳定性能提升的VSG参数灵活控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(6): 2109-2123.  
GE Pingjuan, TU Chunming, XIAO Fan, et al. Transient stability enhancement of a VSG based on flexible switching of control parameters [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(6): 2109-2123.
- [25] ZHAO J T, HUANG M, YAN H, et al. Nonlinear and transient stability analysis of phase-locked loops in grid-connected converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(1): 1018-1029.
- [26] 闫寒, 黄萌, 唐英杰, 等. 电网频率扰动下并网变换器系统暂态稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(18): 78-84.  
YAN Han, HUANG Meng, TANG Yingjie, et al. Transient stability analysis of grid-connected converter system considering frequency disturbance of power grid [J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(18): 78-84.
- [27] MOON Y H, CHOI B K, ROH T H. Estimating the domain of attraction for power systems via a group of damping-reflected energy functions[J]. Automatica, 2000, 36(3): 419-425.
- [28] SHUAI Z K, SHEN C, LIU X, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method [J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(4): 4648-4661.

李明飞(1997—),男,硕士研究生,主要研究方向:分布式发电与微电网。E-mail:lmf971022@163.com

吴在军(1975—),男,通信作者,博士,教授,博士生导师,主要研究方向:分布式发电与微电网、主动配电网、变电站自动化。E-mail:zjwu@seu.edu.cn

全相军(1985—),男,博士,副教授,硕士生导师,主要研究方向:电力电子控制、储能变流器、分布式电源控制技术。E-mail:xquan@seu.edu.cn

(编辑 王梦岩)

## Transient Synchronization Stability Analysis of Grid-forming Grid-connected Inverter Considering Damping Characteristics

LI Mingfei<sup>1</sup>, WU Zaijun<sup>1</sup>, QUAN Xiangjun<sup>1</sup>, ZHU Ling<sup>2</sup>, LI Wei<sup>2</sup>, HUANG Renzhi<sup>1</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China;

2. NARI Technology Co., Ltd., Nanjing 211106, China)

**Abstract:** The grid-forming grid-connected inverter (GFM-GCI) can provide the voltage and frequency support for power grids, which is beneficial to grid stability improvement. Firstly, aiming at the transient synchronization stability problem of GFM-GCI, the influence mechanism of GFM-GCI control parameters on the transient synchronization stability is qualitatively analyzed from the perspective of energy by the equal area criterion considering the damping characteristics. Secondly, the explicit analytical solution of the nonlinear second-order differential equation of the power angle is obtained by using the multi-scale method in perturbation theory, and the influence of control parameters on the GFM-GCI transient synchronization stability is quantitatively analyzed. Then, based on the analytical solution and transient synchronization stability boundary, a control parameter design method for GFM-GCI transient synchronization stability is presented. The proposed control parameter design method is less conservative than the existing traditional transient analysis methods. Finally, the validity of the theoretical analysis, the analytical model and the proposed control parameters design method is verified by simulation and experiment.

This work is supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51977034).

**Key words:** grid-forming grid-connected inverter (GFM-GCI); transient synchronization stability; equal area criterion; analytical solution; control parameter design

