

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.221616

虚拟同步机孤岛并联系统暂态同步稳定性分析

徐耀¹, 朱玲^{2,3}, 吕振宇¹, 王琦¹

(1. 南京师范大学电气与自动化工程学院, 江苏 南京 210046; 2. 南瑞集团公司(国网电力科学研究院), 江苏 南京 210003; 3. 东北电力大学, 吉林 吉林 132012)

摘要: 针对虚拟同步机孤岛并联系统暂态失稳机理不明且传统等面积法则定量计算保守性强的问题, 提出了一种考虑阻尼缩放的改进等面积法则。该方法运用等面积法则, 将阻尼项抵消的不平衡功率缩放为对功角可积项, 可定量计算虚拟同步机控制参数对并联供电系统极限切除角和极限切除时间的影响。研究表明, 虚拟同步机的虚拟阻尼对暂态稳定性影响较大。虚拟阻尼与极限切除角和极限切除时间呈正相关; 虚拟惯量与极限切除角呈负相关, 与极限切除时间呈正相关, 在系统容量充足的情况下应优先考虑提升虚拟阻尼。另外, 初步探索了计及虚拟同步发电机过流保护的多机并联系统暂态同步稳定性研究思路, 并分析了所提方法在多机系统中的适用性。最后, 基于PSCAD/EMTDC仿真平台验证了理论分析和所提方法的正确性。

关键词: 虚拟同步机; 孤岛并联系统; 等面积法则; 暂态同步稳定性; 极限切除角; 极限切除时间

Transient synchronization stability analysis of a virtual synchronous machine isolated island parallel system

XU Yao¹, ZHU Ling^{2,3}, LÜ Zhenyu¹, WANG Qi¹

(1. College of Electrical and Automation Engineering, Nanjing Normal University, Nanjing 210046, China;
2. NARI Group Corporation/State Grid Electric Power Research Institute, Nanjing 210003, China;
3. Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China)

Abstract: There is a problem that the transient instability mechanism of an isolated parallel system of a virtual synchronous machine is unclear and the traditional equal area rule is conservative in quantitative calculation. Thus this paper proposes an improved equal area rule considering damping scaling. This method uses the equal area rule to scale the unbalanced power offset by the damping term into an integrable term of opposite angle. The influence of the control parameters of the virtual synchronous machine on the critical clearing angle (CCA) and critical clearing time (CCT) of the parallel power supply system can be calculated quantitatively. The results show that the virtual damping of the virtual synchronous machine has a great influence on transient stability. The virtual damping is positively correlated with the CCA and the CCT; also the virtual inertia is negatively correlated with the CCA and positively correlated with the CCT, and the virtual damping should be given priority when the system capacity is sufficient. The research idea of the transient synchronization stability of a multi-machine parallel system with VSG overcurrent protection is preliminarily explored, and the applicability of the proposed method in multi-machine systems is analyzed. Finally, based on the PSCAD/EMTDC simulation platform, the correctness of the theoretical analysis and the proposed method is verified.

This work is supported by the Youth Fund of National Natural Science Foundation of China (No. 51807096).

Key words: virtual synchronous generator; island parallel system; equal area criterion (EAC); transient synchronization stability; critical clearing angle (CCA); critical clearing time (CCT)

0 引言

在“双碳”背景下, 新能源发电技术迅速发展, 以风电、光伏为代表的新能源机组通过电力电子设

备进行电能变换后接至电网^[1-2]。

电力电子变换器控制策略可分为跟网型^[3]和构网型^[4]两种, 分别适用于不同场景。跟网型控制通过锁相环跟踪电网电压相位实现同步, 新能源机组通常运行于最大功率跟踪(maximum power point tracking, MPPT)^[5]模式, 不具备主动支撑能力和孤岛运行能力, 大量接入会导致电网惯量水平降低, 影响电网安全稳定运行。构网型控制通过外环控制主

基金项目: 国家自然科学基金青年基金项目资助(51807096); 甘肃省科技计划项目资助(21ZD8JA001); 江苏省高等学校基础科学基金项目资助(21KJB470024)

动生成电压幅值和相位参考值,具备电压和频率支撑能力,特别适用于孤岛运行模式。

虚拟同步机(virtual synchronous generator, VSG)^[6-7]通过模拟同步发电机的转子运动方程,为系统提供惯量支撑能力,属于构网型控制的一种。但当系统发生故障时,虚拟同步机会出现暂态失稳现象,严重影响系统安全可靠运行^[8-9]。因此,有必要对 VSG 暂态失稳机理进行深入研究。

目前,对于电力电子变流器的稳定性研究可分为小扰动稳定性分析^[10]和大扰动稳定性分析^[11]。小扰动稳定性分析采用工作点附近线性化手段,根据传递函数的极点判断系统的稳定性和振荡模式。但当扰动较大时系统工作点偏离初始工作点,无法在原工作点附近将其线性化,因此线性化手段并不适用于大扰动稳定性分析。对于变流器的大扰动稳定性分析可分为单机系统暂态稳定性分析和多机系统暂态稳定性分析。在变流器单机系统暂态稳定性分析方面,文献[12]建立了 VSG 单机无穷大系统非线性数学模型,利用相图定性分析有功环控制参数对同步稳定性的影响。文献[13]在文献[12]的基础上利用相图法分析不同控制参数对 VSG 暂态同步稳定性影响,并且提出了一种混合同步控制策略,提高了系统暂态稳定裕度。相图法主要适用于二阶系统,利用非线性微分方程的数值解绘制系统运动轨迹,但无法解析出系统极限切除角(critical clearing angle, CCA)和极限切除时间(critical clearing time, CCT)表达式。文献[14]针对 VSG 单机无穷大系统,从李雅普诺夫暂态能量函数的角度分析系统暂态同步稳定性。文献[15]通过建立跟网型和构网型变流器暂态能量函数,对比分析二者同步稳定性的差异性。文献[14]和文献[15]均是对单机系统的分析,文献[16]在此基础上分析了 VSG 两机并联系统暂态同步稳定性并总结了不同控制参数对其稳定性影响规律。李亚普诺夫暂态能量函数法适用于高阶系统,但构造困难,计算结果保守性大^[17]。除了上述方法还有研究表明,由于 VSG 的有功环模拟同步发电机摇摆方程,可将等面积法则应用于 VSG 暂态同步稳定性分析,如文献[18-19]基于等面积法则(equal area criterion, EAC)定性分析了 VSG 暂态失稳机理,暂态期间, VSG 能否稳定运行主要取决于系统故障切除时刻至不稳定平衡点处的减速面积是否大于稳态工作点至故障切除时刻的加速面积。由于锁相环本质上是一个二阶非线性环节,可类比于同步发电机摇摆方程,因此等面积法则同样适用于跟网型变流器暂态同步稳定性分析,如文献[20-22]基于等面积法则揭示了跟网型变流器暂态失稳机理。在变流器

多机系统暂态稳定性分析方面,文献[23]在虚拟同步机并联跟网型变流器接入无穷大电网拓扑下利用等面积法定性分析了故障期间跟网型变流器注入电流对虚拟同步机暂态同步稳定性的影响。文献[24]在跟网型变流器并联接入无穷大电网拓扑下利用等面积法定量分析故障期间变流器注入电流对极限切除角和极限切除时间的影响,文中给出了极限切除角的隐式表达式,并利用迭代法求解。等面积法则具有直观性、物理意义明晰、可定量计算等优点,但传统等面积法则忽略了阻尼,计算结果较为保守。

上述研究多集中在变流器单机系统暂态稳定性的定性分析,对于多机系统的定量分析尚处于起步阶段。为此,本文在上述研究基础上,以 VSG 孤岛并联系统为研究对象,采用一种考虑阻尼的等面积法则分析其暂态失稳机理,主要贡献为:

- 1) 建立了 VSG 并联系统暂态数学模型,并将其转换为单机无穷大系统;
- 2) 提出了一种考虑阻尼的极限切除角和极限切除时间计算方法,减小传统等面积法则在分析 VSG 暂态稳定性方面的保守性;
- 3) 定量分析了 VSG 有功环控制参数对系统极限切除角和极限切除时间的影响;
- 4) 初步探讨了计及 VSG 过流保护的多机并联系统暂态同步稳定性研究思路。

1 VSG 并联系统拓扑与控制策略

1.1 VSG 并联系统拓扑

VSG 并联供电系统拓扑结构如图 1 所示,包括虚拟同步机和负荷。虚拟同步机经线路阻抗连接至公共母线,公共母线上接有负载。虚拟同步机通过采集流经滤波电感的电流 i_{abc} 和滤波电容电压 v_{abc} 计算其输出功率送至控制器,实现有功-频率和无功-电压控制,具体控制策略详见 1.2 节。

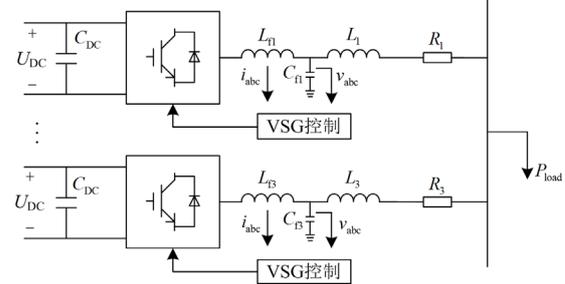


图 1 VSG 并联供电系统拓扑

Fig. 1 Topology of VSG parallel power supply system

1.2 虚拟同步机控制策略

VSG 的控制部分主要分为外环控制和内环控制,外环控制包括有功控制环和无功控制环,外环

控制策略如图 2 所示。

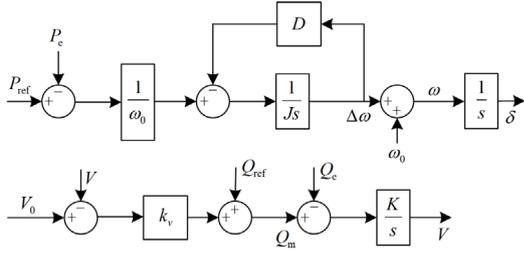


图 2 VSG 外环控制策略

Fig. 2 VSG outer ring control strategy

由图 2 可以看出, VSG 有功控制环通过模拟同步发电机转子运动方程, 使变流器具备虚拟惯量、虚拟阻尼和一次调频特性, 输出 VSG 端口电压参考相角 δ 作为坐标变换角。无功控制环模拟无功电压下垂特性, 根据输出无功功率调整端口电压 V 的参考值。

根据如图 2 所示的 VSG 功率外环控制策略, 可知数学模型如式(1)和式(2)所示。

$$\begin{cases} \frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0 \\ J \frac{d\omega}{dt} = \frac{P_{\text{ref}} - P_e}{\omega_0} - D(\omega - \omega_0) \end{cases} \quad (1)$$

$$K \frac{dV}{dt} = Q_{\text{ref}} - Q_e - k_v(V - V_0) \quad (2)$$

式中: J 为虚拟惯量; D 为虚拟阻尼; P_{ref} 和 P_e 分别为参考有功功率和输出有功功率; ω 和 ω_0 分别为 VSG 角频率和参考角频率; k_v 为无功下垂系数; K 为电压环积分系数; Q_{ref} 和 Q_e 分别为参考无功功率和输出无功功率; V_0 为额定输出电压。

为提高控制精度, VSG 控制环中通常会附加电压外环、电流内环控制模块, 与传统跟网型变流器电压电流环控制策略一致。由于 VSG 有功外环模拟同步发电机转子运动方程, 响应速度慢, 带宽小, 而电压电流环为了实现参考指令快速跟踪, 其带宽远大于有功外环的带宽。因此, 在 VSG 暂态同步稳定时间尺度下, 可认为电压电流内环响应已经达到稳态。在 VSG 暂态同步稳定性分析中可忽略电压电流环的影响, 此处不再赘述电压电流内环控制策略。

2 VSG 并联系统数学模型

根据上述 VSG 并联供电系统拓扑结构及控制策略, 建立数学模型, 转换为单机无穷大系统并分析其功角特性曲线, 便于接下来的同步稳定性分析。

VSG 并联供电系统拓扑结构如图 1 所示, 由于 VSG 外特性表现为电压源, 因此可以将图 1 的电路

拓扑等效变换为如图 3 所示的等值电路模型。虚拟同步机等效为电压源, VSG1 和 VSG2 的相电压有效值分别为 V_1 和 V_2 , 电压相角分别为 δ_1 和 δ_2 。负载处相电压有效值为 V_{load} , 相角为 θ 。 Y_1 为节点 1、3 之间的线路导纳, Y_2 为节点 2、3 之间的线路导纳, Y_3 为负载等效导纳。 Y_1 和 Y_2 分别包含 VSG1 和 VSG2 的滤波电抗及线路阻抗。

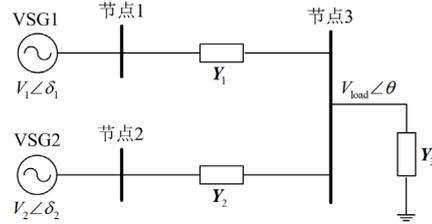


图 3 VSG 并联供电系统等值模型

Fig. 3 Equivalent model of VSG parallel power supply system

VSG 并联供电系统中的两台 VSG 有功环控制方程如式(3)和式(4)所示。

$$J_1 \frac{d^2 \delta_1}{dt^2} = \frac{P_{\text{ref}1} - P_{e1}}{\omega_0} - D_1(\omega_1 - \omega_0) \quad (3)$$

$$J_2 \frac{d^2 \delta_2}{dt^2} = \frac{P_{\text{ref}2} - P_{e2}}{\omega_0} - D_2(\omega_2 - \omega_0) \quad (4)$$

式中: 下标 1 代表 VSG1 相关变量; 下标 2 代表 VSG2 相关变量。

定义两台虚拟同步机之间的电压相角差为 $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$, 式(3)、式(4)相减有

$$\frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = \frac{1}{\omega_0} \left(\frac{P_{\text{ref}1}}{J_1} - \frac{P_{\text{ref}2}}{J_2} \right) - \frac{1}{\omega_0} \left(\frac{P_{e1}}{J_1} - \frac{P_{e2}}{J_2} \right) - \frac{D_1}{J_1}(\omega_1 - \omega_0) + \frac{D_2}{J_2}(\omega_2 - \omega_0) \quad (5)$$

忽略 VSG 控制参数的差异性, 假设 D_1/J_1 与 D_2/J_2 相等, VSG 并联供电系统转换为单机无穷大系统, 有

$$J_{\text{eq}} \omega_0 \frac{d^2 \delta_{12}}{dt^2} = P_{\text{ref_eq}} - P_{e_eq} - D_{\text{eq}} \omega_0 (\omega_1 - \omega_2) \quad (6)$$

其中:

$$\begin{cases} J_{\text{eq}} = \frac{J_1 J_2}{J_1 + J_2} \\ P_{\text{ref_eq}} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} P_{\text{ref}1} - \frac{J_1}{J_1 + J_2} P_{\text{ref}2} \\ P_{e_eq} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} P_{e1} - \frac{J_1}{J_1 + J_2} P_{e2} \\ D_{\text{eq}} = \frac{J_2}{J_1 + J_2} D_1 \end{cases} \quad (7)$$

式中: J_{eq} 为等效虚拟惯量系数; $P_{\text{ref_eq}}$ 为等效参考功率; $P_{\text{e_eq}}$ 为等效电磁功率; D_{eq} 为等效阻尼系数。

根据图3所示的VSG并联供电系统的等值电路模型, 其电流诺顿方程可以表示为

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_1 & -Y_1 & 0 \\ 0 & -Y_2 & Y_2 \\ -Y_1 & Y_1 + Y_2 + Y_3 & -Y_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_{\text{load}} \\ V_2 \end{bmatrix} \quad (8)$$

式中, I_1 、 I_2 和 I_3 分别为节点 1、2、3 的注入电流。

根据式(8)可以得到各节点注入电流与电压的关系, 如式(9)所示。

$$\begin{cases} I_1 = Y_1 V_1 - Y_1 V_{\text{load}} \\ I_2 = Y_2 V_2 - Y_2 V_{\text{load}} \\ I_3 = -Y_1 V_1 + (Y_1 + Y_2 + Y_3) V_{\text{load}} - Y_2 V_2 \end{cases} \quad (9)$$

根据基尔霍夫电流定律有: $I_1 + I_2 = I_3$ 。

消去中间变量 V_{load} 可得

$$I_1 = \frac{Y_1(Y_2 + Y_3)V_1 - Y_1 Y_2 V_2}{Y_1 + Y_2 + Y_3} \quad (10)$$

$$I_2 = \frac{Y_2(Y_1 + Y_3)V_2 - Y_1 Y_2 V_1}{Y_1 + Y_2 + Y_3} \quad (11)$$

定义:

$$Y_{11} \angle \varphi_{11} = Y_1(Y_2 + Y_3) / (Y_1 + Y_2 + Y_3)$$

$$Y_{12} \angle \varphi_{12} = -Y_1 Y_2 / (Y_1 + Y_2 + Y_3)$$

$$Y_{22} \angle \varphi_{22} = Y_2(Y_1 + Y_3) / (Y_1 + Y_2 + Y_3)$$

其中, φ_{11} 、 φ_{12} 、 φ_{22} 为等值导纳角, 将式(10)、式(11)的等号右边写成相量形式, 分别如式(12)、式(13)所示。

$$I_1 = \frac{Y_1(Y_2 + Y_3)V_1 - Y_1 Y_2 V_2}{Y_1 + Y_2 + Y_3} = \quad (12)$$

$$Y_{11} V_1 \angle (\varphi_{11} + \delta_1) + Y_{12} V_2 \angle (\varphi_{12} + \delta_2)$$

$$I_2 = \frac{Y_2(Y_1 + Y_3)V_2 - Y_1 Y_2 V_1}{Y_1 + Y_2 + Y_3} = \quad (13)$$

$$Y_{22} V_2 \angle (\varphi_{22} + \delta_2) + Y_{12} V_1 \angle (\varphi_{12} + \delta_1)$$

式中, Y_{11} 、 Y_{12} 、 Y_{22} 和 V_1 、 V_2 分别为导纳 Y_{11} 、 Y_{12} 、 Y_{22} 和电压 V_1 、 V_2 的幅值。

由于线路的动态特性远快于 VSG 有功环的响应速度, 因此可忽略线路的动态特性, VSG 并联系统输出功率可由式(14)求得。

$$\begin{cases} S_{\text{VSG1}} = 3V_1 I_1^* \\ S_{\text{VSG2}} = 3V_2 I_2^* \end{cases} \quad (14)$$

式中: S_{VSG1} 和 S_{VSG2} 分别为 VSG1 和 VSG2 的复功率; I_1^* 和 I_2^* 分别为 I_1 和 I_2 的共轭向量。

将式(12)、式(13)代入式(14)取实部可得虚拟同

步机输出有功功率为

$$\begin{cases} P_{e1} = 1.5V_1^2 Y_{11} \cos \varphi_{11} - 1.5V_1 V_2 Y_{12} \cos(\delta_{12} - \varphi_{12}) \\ P_{e2} = 1.5V_2^2 Y_{22} \cos \varphi_{22} - 1.5V_1 V_2 Y_{12} \cos(\delta_{12} + \varphi_{12}) \end{cases} \quad (15)$$

式中: P_{e1} 和 P_{e2} 分别为 VSG1 和 VSG2 输出有功功率; δ_{12} 为 VSG1 和 VSG2 电压相角差。

联立式(6)和式(15)可得 VSG 并联供电系统虚拟功角动态方程, 如式(16)所示。

$$\begin{cases} \dot{\delta}_{12} = \omega_1 - \omega_2 = \Delta \omega \\ J_{\text{eq}} \omega_0 \Delta \dot{\omega} = P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{e_eq}} - D_{\text{eq}} \omega_0 \Delta \omega \end{cases} \quad (16)$$

3 暂态同步失稳机理

3.1 等面积法则应用于新能源系统的局限性

图4为同步机单机无穷大系统拓扑图。其中: $R_{\text{line}} + j\omega L_{\text{line}}$ 为线路阻抗; $j\omega L_g$ 为网侧等效电抗; E_{SG} 为同步机机端电压; V_g 为无穷大电源电压。

同步发电机输出电磁功率如式(17)所示。

$$P_e = \frac{3}{2} \frac{E_{\text{SG}} V_g}{\omega L_{\text{line}} + \omega L_g} \sin \delta \quad (17)$$

式中, δ 为同步机功角。

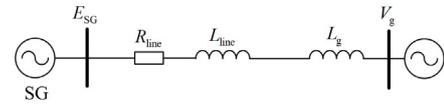


图4 SG 单机无穷大系统拓扑

Fig. 4 SG single-machine infinity bus system topology

系统摇摆方程与 VSG 有功环控制方程一致, 如式(1)所示。

由式(17)可知, 网侧电压跌落导致同步机输出电磁功率降低, 同步机输入机械功率和输出电磁功率之间的不平衡导致转子角速度和角位移偏离稳态工作点。根据故障程度的不同, 可以将同步发电机故障期间功角特性曲线分为两类。第一类故障: 功角特性曲线与 P_m 存在交点; 第二类故障: 功角特性曲线与 P_m 不存在交点, 本文重点关注第二类故障。第二类故障下同步机系统功角特性曲线如图5所示。

同步机同步稳定性分析通常进行如下假设:

1) 同步发电机一次调频速度慢, 故障期间同步机机械输入功率恒定;

2) 忽略同步机系统阻尼的影响。

在上述假设下, 功角特性曲线可分为稳态功角特性曲线和故障期间功角特性曲线, 分别为图5中的曲线 I 和曲线 II。故障前, 系统稳态运行于工作点 a , 发生故障后, 功角特性曲线由曲线 I 突降为曲线 II, 由于功角不能突变, 系统工作点转移至 b

点, 机械功率大于电磁功率, 处于加速阶段, 假设运行至 c 点时故障切除, 功角特性曲线由曲线 II 突变为曲线 I, 工作点由 c 点转移至 d 点, 系统电磁功率大于机械功率, 处于减速阶段, 但 $\Delta\omega$ 仍然大于 0, 功角持续增加, 直至 $\Delta\omega$ 等于 0 时功角不再增加, 假设系统在到达 e 点时 $\Delta\omega$ 恰好减小至 0, 则 δ_c 为系统极限切除角, 系统处于临界稳定状态。

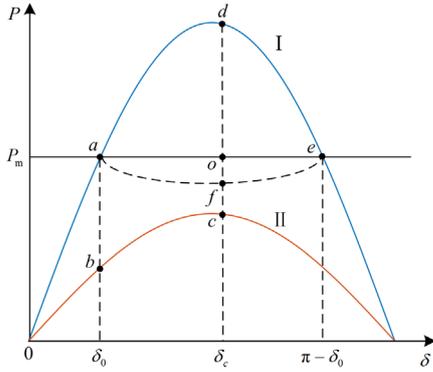


图 5 传统等面积法则

Fig. 5 Traditional equal area criterion

根据等面积法则, 系统加减速面积计算公式如式(18)所示。

$$\begin{cases} S_{\text{加速}} = \int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_m - P_{\text{eF}}) d\delta \\ S_{\text{减速}} = \int_{\delta_c}^{\pi - \delta_0} (P_{\text{eN}} - P_m) d\delta \end{cases} \quad (18)$$

式中: P_m 为机械输入功率; P_{eF} 为故障期间系统电磁功率; P_{eN} 为系统故障前/后电磁功率。

根据式(18), 令 $S_{\text{加速}} = S_{\text{减速}}$ 即可求得极限切除角。

考虑阻尼后同步发电机输入功率如图 5 中黑色虚线所示, 可以看出, 若系统仍然在 δ_c 处切除故障, 则系统加速面积由 $S_{\text{加速}}$ ($abco$ 面积) 减小至 $S'_{\text{加速}}$ ($abcf$ 面积), 系统减速面积由 $S_{\text{减速}}$ (doe 面积) 增加至 $S'_{\text{减速}}$ (def 面积)。若仍在 δ_c 处切除故障, 系统运行至 e 点之前 $\Delta\omega$ 已经减小至 0, 即计及同步发电机阻尼后系统极限切除角大于 δ_c 。通过上述分析可以看出, 传统等面积法则计算极限切除角具有保守性。由于同步机的阻尼系数较小, 这种保守性在可接受范围内。虚拟同步机单机无穷大系统在类似的假设下分析结果与同步机一致, 此处不再赘述, 下面重点分析 VSG 并联系统同步稳定性。

3.2 计及阻尼的等面积法则

3.1 节分析同步发电机单机无穷大系统时进行了一系列假设, 但这些假设在 VSG 系统中基本不适用。同步机一次调频速度慢、阻尼小, 可以忽略其对暂态过程中不平衡功率的影响, 即认为 P_m 保持恒

定。但观察 VSG 有功环控制方程可以看出, VSG 的虚拟阻尼和一次调频耦合, 响应速度快且系数较大, 若忽略阻尼进行分析将会导致系统极限切除角计算结果过于保守, 可能导致暂态稳定性结果的误判。因此, 3.1 节中等面积法则分析同步机暂态稳定性时的假设条件在 VSG 同步稳定性分析不再适用。根据上述分析, 应重点考虑阻尼对虚拟同步机暂态稳定性的影响。

根据第 2 节建立的数学模型, VSG 并联供电系统能够转换为单机无穷大系统, 将式(15)中的 P_{e1} 和 P_{e2} 代入式(7)可得单机无穷大系统等效电磁功率, 经化简如式(19)所示。

$$P_{\text{e}_{\text{eq}}} = k_1 + k_2 \sin \delta_{12} \quad (19)$$

$$\begin{cases} k_1 = 0.75 J_{\text{eq}} (V_1^2 Y_{11} \cos \varphi_{11} - V_2^2 Y_{22} \cos \varphi_{22}) \\ k_2 = -1.5 J_{\text{eq}} V_1 V_2 Y_{12} \sin \varphi_{12} \end{cases} \quad (20)$$

式中, k_1 和 k_2 为等效系数, 由于线路和负载呈阻感性, 又 $Y_{12} \angle \varphi_{12} = -Y_1 Y_2 / (Y_1 + Y_2 + Y_3)$, 所以 $\varphi_{12} \in (-\pi, 0)$, 即 k_2 大于 0, VSG 等效单机系统功角特性曲线呈现出正弦函数上下平移的特性, 平移方向不影响暂态稳定性分析结果, 故假设其向下平移, 功角特性曲线如图 6 所示。

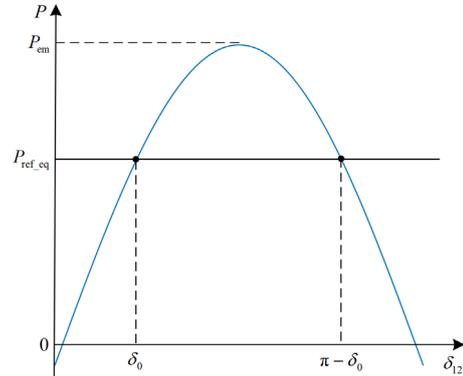


图 6 VSG 并联系统功角特性曲线

Fig. 6 Power angle characteristic curve of VSG parallel system

图中: $P_{\text{ref}_{\text{eq}}}$ 为等效参考功率; P_{cm} 为极限输出功率; δ_0 为稳定平衡点; $\pi - \delta_0$ 为不稳定平衡点。

根据上述功角特性曲线, 本节在 VSG 并联系统负载母线发生三相接地短路的工况下分析及阻尼影响的系统同步稳定性, 且故障期间功角特性曲线极值小于参考功率。系统功角特性曲线如图 7 所示。

图 7 中, 曲线 I、II 分别为稳态功角特性曲线和故障期间功角特性曲线, 工作点运动轨迹分析与上述传统等面积法则一致, 此处不再赘述。本文所提出的计及阻尼的等面积法则主要处理方法是通过对 afe 三角形面积近似为 afe 曲线图形面积。

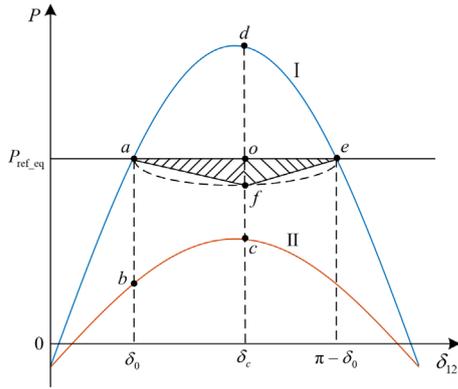


图 7 计及阻尼的等面积法则

Fig. 7 Equal area criterion with damping

故障期间等效单机无穷大系统转子运动方程为

$$\dot{\delta}_{12} = \omega_1 - \omega_2 = \Delta\omega \quad (21)$$

$$J_{\text{eq}}\omega_0\Delta\dot{\omega} = P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}} - D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega \quad (22)$$

结合式(21)和式(22)可得

$$(J_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\Delta\omega = (P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}} - D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12} \quad (23)$$

等式两边分别对 $\Delta\omega$ 和 δ_{12} 积分, 可得:

$$\int_{\Delta\omega_0}^{\Delta\omega_c} (J_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\Delta\omega = \int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}} - D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12} \quad (24)$$

其中, 等式右边 $\int_{\delta_0}^{\delta_c} (D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12}$ 为曲线图形 afo 面积, 但是 $\Delta\omega = d\delta_{12}/dt$ 不是关于 δ_{12} 的代数方程, 无法求出该积分项的解析解。假设系统在 δ_c 处切除故障, 系统恰好处于临界稳定状态, 即 δ_c 为系统极限切除角, 当系统工作点运行至 δ_c 时, $\Delta\omega$ 取得最大值, 定义为 $\Delta\omega_{\text{max_cal}}$ 。由图 7 可以看出, 线段 of 的长度为 $D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}}$, 则三角形 aof 的面积如式(25)所示。

$$S_{\Delta aof} = \frac{1}{2}(\delta_c - \delta_0)D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}} \quad (25)$$

此处进行缩放, 将曲线图形 aof 的面积缩小为三角形 aof 的面积, 即令

$$\int_{\delta_0}^{\delta_c} (D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12} \approx \frac{1}{2}(\delta_c - \delta_0)D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}} \quad (26)$$

将式(26)代入式(24)中, 可得

$$\frac{1}{2}J_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}}^2 = \int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}})d\delta_{12} - \frac{1}{2}(\delta_c - \delta_0)D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}} \quad (27)$$

等式左边表示系统运动至 δ_c 处系统动能增量, 等式右边表示虚拟转子净输入功率从角位移 δ_0 至 δ_c 所做的功, 物理意义为过剩输入功率沿角位移所

做的功转换为虚拟转子相对动能的增量。对式(27)求解, 可得 $\Delta\omega_{\text{max_cal}}$ 关于 δ_c 的解析表达式为

$$\Delta\omega_{\text{max_cal}} = -\frac{D_{\text{eq}}}{2}(\delta_c - \delta_0)/J_{\text{eq}} + \sqrt{\frac{D_{\text{eq}}^2}{4}(\delta_c - \delta_0)^2 + 2J_{\text{eq}}\int_{\delta_0}^{\delta_c} \frac{P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}}}{\omega_0}d\delta_{12}}/J_{\text{eq}} \quad (28)$$

VSG 孤岛并联系统加减速面积如式(29)所示。

$$\begin{cases} S_{\text{加速_VSG}} = \int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}} - D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12} \\ S_{\text{减速_VSG}} = \int_{\delta_c}^{\pi - \delta_0} (P_{\text{eN}} - P_{\text{ref_eq}} + D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega)d\delta_{12} \end{cases} \quad (29)$$

式中: $S_{\text{加速_VSG}}$ 为 VSG 系统临界稳定时加速面积;

$S_{\text{减速_VSG}}$ 为 VSG 系统临界稳定时减速面积。与上述分析一致, 此处再次采用缩放法, 将虚拟阻尼抵消的暂态过程中不平衡能量(曲线图形 afe 面积)缩小为三角形 afe 面积, 如式(30)所示。

$$\int_{\delta_0}^{\delta_c} (P_{\text{ref_eq}} - P_{\text{eF}})d\delta_{12} = \int_{\delta_c}^{\pi - \delta_0} (P_{\text{eN}} - P_{\text{ref_eq}})d\delta_{12} + \frac{1}{2}D_{\text{eq}}\omega_0\Delta\omega_{\text{max_cal}}(\pi - 2\delta_0) \quad (30)$$

联立式(28)和式(30)即可求得系统极限切除角, 定义系统极限切除角为 a_{CCA} 。

本文所提的计算极限切除角方法进行了两次缩放处理, 第一次缩放处理导致计算的 $\Delta\omega_{\text{max_cal}}$ 小于实际的 $\Delta\omega_{\text{max_real}}$; 第二次缩放导致实际加速面积 $S_{\text{加速_real}}$ 小于计算加速面积 $S_{\text{加速_cal}}$, 实际减速面积 $S_{\text{减速_real}}$ 大于计算减速面积 $S_{\text{减速_cal}}$, 最终导致系统计算的极限切除角 $\delta_{\text{c_cal}}$ 小于实际极限切除角 $\delta_{\text{c_real}}$, 即本文所提的计及阻尼的等面积法则计算极限切除角时也具有一定保守性, 但相比不考虑阻尼的极限切除角计算, 极大地降低了保守性。

实际工程中通常以极限切除时间(critical clearing time, CCT)衡量系统暂态稳定裕度, CCT 越小表明系统暂态稳定裕度越小。由于 δ 与 t 之间解析表达式较难求, 无法通过极限切除角给出系统精确的极限切除时间解析式, 因此, 本文利用上述缩放手段近似地给出系统极限切除时间的解析式, 缩放过程如图 8 所示。

图 8 给出了系统角频率偏差和时间关系曲线。图中 a 点对应的是极限切除时间, 通过上述分析可知, 在极限切除时间处角频率偏差取得最大值 $\Delta\omega_{\text{max_cal}}$, 功角为极限切除角 δ_c 。根据 VSG 转子运动方程, 图 8 中 oab 曲线图形面积为 $\delta_c - \delta_0$, 即

$$\int_0^{t_{\text{CCT}}} \Delta\omega dt = \delta_c - \delta_0 \quad (31)$$

式中, t_{CCT} 为极限切除时间。

将 oab 曲线图面积缩小为 oab 三角形面积, 即

$$\int_0^{t_{\text{CCT}}} \Delta\omega dt \approx \frac{1}{2} t_{\text{CCT}} \Delta\omega_{\text{max_cal}} \approx \delta_c - \delta_0 \quad (32)$$

联立式(28)和式(32)可求得 t_{CCT} 近似解为

$$t_{\text{CCT}} \approx 2 \frac{\delta_c - \delta_0}{\Delta\omega_{\text{max_cal}}} \quad (33)$$

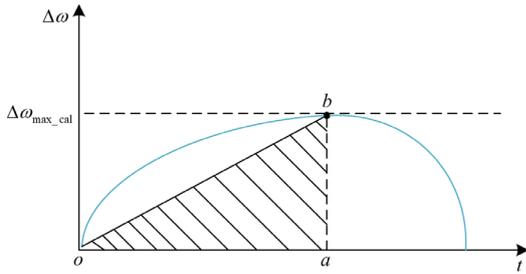


图 8 角频率偏差与时间关系曲线

Fig. 8 Curve of angular frequency deviation versus time

4 控制参数对稳定裕度的影响

4.1 定量计算

根据上述关于极限切除时间和极限切除角的分析, 可以看出其影响因素主要为 VSG 的控制参数虚拟惯量 J 和虚拟阻尼 D 。本节根据 4.2 节仿真模型数据, 在负荷母线处发生三相接地短路故障, 过渡电阻为 0.01Ω , VSG1 和 VSG2 输出电流均未过流, 故障期间变流器保护装置不动作的工况下, 利用上述提出的计算方法定量计算 VSG 控制参数对系统极限切除时间和极限切除角的影响, 揭示控制参数对系统稳定裕度的影响。

当虚拟惯量 J 保持不变, 虚拟阻尼 D 变化时, 系统极限切除角和极限切除时间变化趋势如图 9 所示。

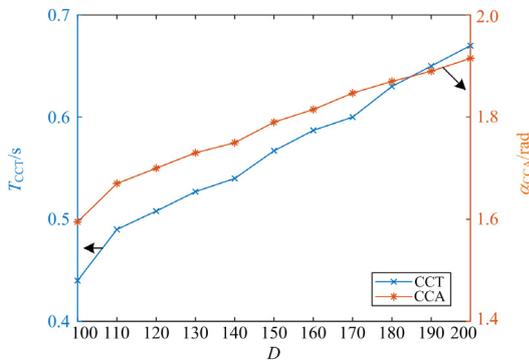


图 9 虚拟阻尼变化时, t_{CCT} 和 α_{CCA} 定量计算结果

Fig. 9 Quantitative calculation results of t_{CCT} and α_{CCA} when the virtual damping changes

由图 9 可以看出, VSG 虚拟阻尼 D 减小时系统 t_{CCT} 和 α_{CCA} 均减小, 这是由于 D 减小导致系统故障期间不平衡功率加大, 系统加速面积增大, 减速面积减小, 降低系统的稳定裕度, 从而需要系统快速切除故障, 以保证系统在达到不稳定平衡点之前角频率偏差能够减小至 0, 确保系统的稳定性。

当虚拟阻尼 D 保持不变, 虚拟惯量 J 变化时, 对系统极限切除角和极限切除时间计算结果如图 10 所示。

由图 10 可以看出, 随着虚拟惯量的逐渐减小, t_{CCT} 逐渐减小, α_{CCA} 逐渐增大, 即虚拟惯量与 t_{CCT} 呈正相关, 与 α_{CCA} 呈负相关。根据 VSG 有功环控制方程可以看出, 在相同的不平衡功率下, 虚拟惯量越大, 角频率变化速率越慢, 功角变化速率越慢, 从而延长系统极限切除时间; 虚拟惯量越小, 功角变化速率越快, 阻尼项 $D \cdot d\delta/dt$ 越大, 进一步减小了加速面积, 增加了减速面积, 从而增大系统极限切除角。

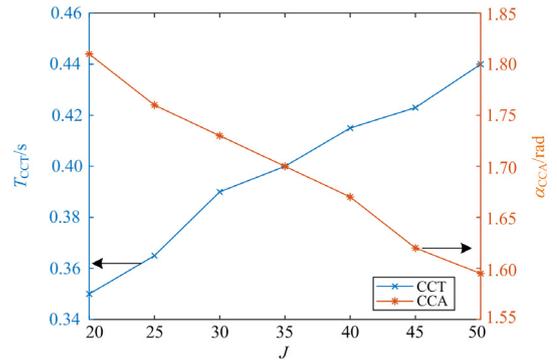


图 10 虚拟惯量变化时, t_{CCT} 和 α_{CCA} 定量计算结果
Fig. 10 Quantitative calculation results of t_{CCT} and α_{CCA} when the virtual inertia changes

4.2 仿真验证

根据图 1 所示的电路拓扑结构在 PSCAD/EMT-DC 搭建仿真模型, 具体参数如表 1 所示。

表 1 系统参数

Table 1 System parameters

参数	数值	参数	数值
P_{ref1}	150 kW	P_{ref2}	50 kW
J_1	50	J_2	50
D_1	100	D_2	100
K_{q1}	160	K_{q2}	160
K_1	0.08	K_2	0.08
Z_1	$0.01 + j0.628 \Omega$	Z_2	$0.01 + j0.157 \Omega$
Q_{ref1}	70 kvar	Q_{ref2}	35 kvar
V_0	311 V	Z_3	0.726Ω

VSG 并联供电系统首先运行于稳态, 10 s 时负载母线处发生三相接地短路故障, 过渡电阻为 0.01Ω , 在不同故障切除时间下仿真验证定量计算结果的准确性。

VSG 并联供电系统在 J_{eq} 为 50, D_{eq} 为 100 的工况下定量计算 t_{CCT} 约为 0.45 s, α_{CCA} 约为 1.595 rad。为验证定量分析结果的准确性, 设置两种工况, 工况 1: 故障持续时间为 0.43 s; 工况 2: 故障持续时间为 0.47 s。仿真结果分别如图 11 和图 12 所示。

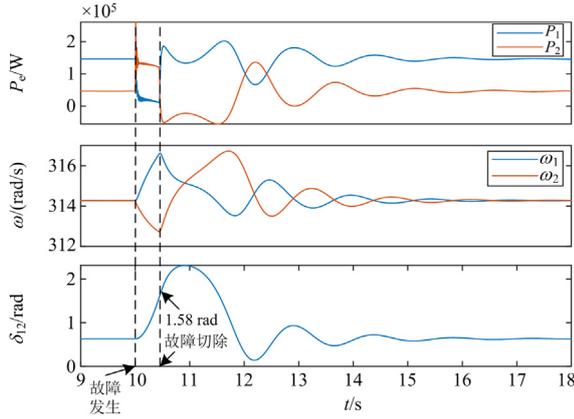


图 11 故障持续时间 0.43 s 仿真波形

Fig. 11 Simulation waveform when fault duration is 0.43 s

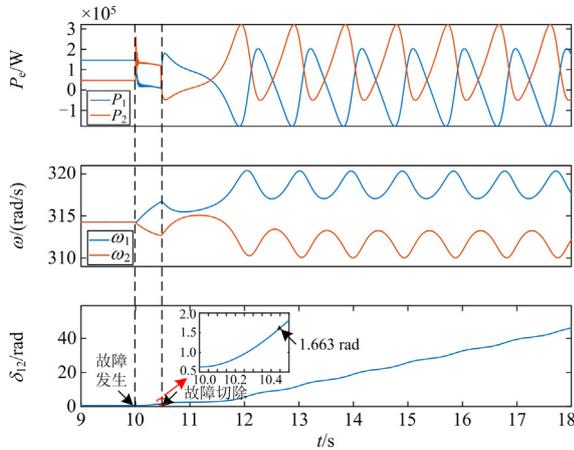


图 12 故障持续时间 0.47 s 仿真波形

Fig. 12 Simulation waveform when fault duration is 0.47 s

由图 11、图 12 可以看出, 当故障持续时间为 0.43 s 时, VSG 并联供电系统的故障切除角为 1.58 rad, 故障切除时刻 $\Delta\omega$ 达到最大值, 系统经过加减速运动后功角回归至稳态值, 系统稳定。当故障持续时间为 0.47 s 时, 故障切除角为 1.663 rad, 故障切除后 VSG 输出功率和角频率振荡, 系统功角不可逆失稳。通过仿真结果可知, 在此参数下, VSG 并联供电系统的极限切除角介于 1.58 ~ 1.663 rad,

极限切除时间介于 0.43~0.47 s。可以看出, 本文定量计算结果与仿真结果之间误差不大, 证明了本文所提的计及阻尼定量计算方法的准确性。

通过 4.1 节定量计算结果可知, 虚拟阻尼与极限切除时间、极限切除角正相关, 虚拟惯量与极限切除角负相关, 与极限切除时间正相关。在 J_{eq} 为 50、 D_{eq} 分别为 100、150、200 工况下以及 D_{eq} 为 100、 J_{eq} 分别为 50、40、30 工况下验证结论的正确性。不同工况下极限切除时间和极限切除角通过多次仿真试验求得, 如表 2 所示。

表 2 极限切除时间和极限切除角仿真结果

Table 2 Simulation results of limit resection time and limit resection angle

	limit resection angle				
J_{eq}	50	50	50	40	30
D_{eq}	100	150	200	100	100
t_{CCT}/s	0.45	0.54	0.64	0.42	0.38
α_{CCA}/rad	1.608	1.809	1.978	1.66	1.69

由表 2 可以看出, 在 J_{eq} 恒定的情况下, 随着 D_{eq} 的逐渐增大, 系统极限切除角和极限切除时间逐渐增大; 在 D_{eq} 恒定的情况下, 随着 J_{eq} 的逐渐增大, 系统极限切除角逐渐增大, 极限切除时间逐渐减小, 验证了上述理论分析和定量计算结果的正确性。

极限切除时间下系统功角动态特性曲线分别如图 13、图 14 所示。

由图 13 和图 14 可以看出, 在极限切除时间下系统处于临界稳定状态, 不同工况下系统工作点均能恢复至稳态平衡点。但是, 在 J_{eq} 保持恒定, D_{eq} 逐渐减小的情况下, 系统调节时间逐渐增大; 在 D_{eq}

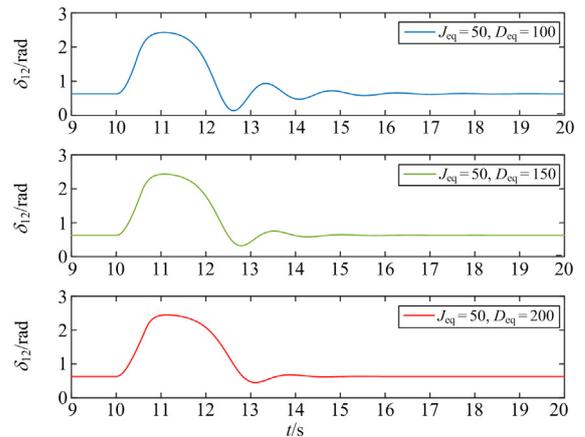
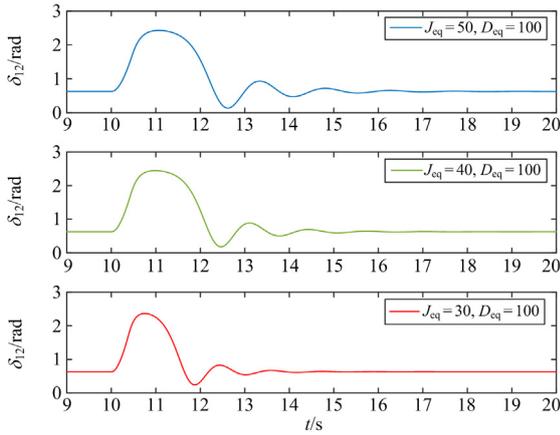


图 13 D_{eq} 变化时系统虚拟功角动态特性曲线

Fig. 13 Dynamic characteristic curve of system virtual power angle when D_{eq} changes

图 14 J_{eq} 变化时系统虚拟功角动态特性曲线Fig. 14 Dynamic characteristic curve of system virtual power angle when J_{eq} changes

保持恒定, J_{eq} 逐渐减小的情况下, 系统调节时间逐渐减小。根据上述分析可知, 在线性范畴内, 以有功环为主导的二阶控制系统的阻尼比与虚拟阻尼呈正比, 与虚拟惯量呈反比。综合考虑系统暂态稳定性与故障切除后系统调节时间, 在系统容量充足的情况下, 应优先考虑增大虚拟阻尼。

5 多机并联系统适用性分析

5.1 多机并联系统极限切除时间计算

传统电力系统暂态功角稳定的定义为系统中任意两台同步机不发生失步失稳。对于 N 台 VSG 并联系统, 若要保证系统同步稳定, 则第 i 台 VSG 与第 j 台 VSG 的虚拟功角 δ_{ij} ($1 \leq i \leq N, 1 \leq j \leq N, i \neq j$) 应在故障切除后保持稳定。故障极限切除时间是保证同步稳定的最大故障切除时间, 因此, 对于 N 台 VSG 并联系统故障极限切除时间计算可按照以下步骤: 首先分别求取 δ_{ij} 动态方程, 等价于将 N 台 VSG 并联系统转换为 C_N^2 个单机无穷大系统; 然后, 利用本文所提方法分别求取第 k ($1 \leq k \leq C_N^2$) 个单机无穷大系统的极限切除时间 t_{CCTk} ; 最后, 比较 t_{CCTk} 的大小, 最小的极限切除时间 t_{CCTmin} 即为多机系统的极限切除时间。

为验证上述分析的有效性, 在图 3 所示的两机并联系统的基础上增加一台虚拟同步发电机 VSG3, VSG3 参数如表 3 所示。

根据上述步骤, 在三机并联系统中设置与上文相同的故障, 系统参数如表 1 和表 3 所示, 将其转换为 3 个等效单机无穷大系统, 各等效系统极限切除时间计算结果分别为 t_{CCT1} (0.49 s)、 t_{CCT2} (0.62 s)、

t_{CCT3} (1.14 s), 故并联系统的故障极限切除时间为 0.49 s。为验证计算结果的准确性, 在 PSCAD/EMTDC 三机并联系统中分别设置故障持续时间为 0.45 s 和 0.55 s, 仿真结果如图 15、图 16 所示。

表 3 VSG3 参数

Table 3 Parameters of VSG3

参数	数值	参数	数值
P_{ref3}	100 kW	J_3	50
D_3	100	K_{q3}	160
K	0.08	Z_4	$0.01 + j0.314 \Omega$

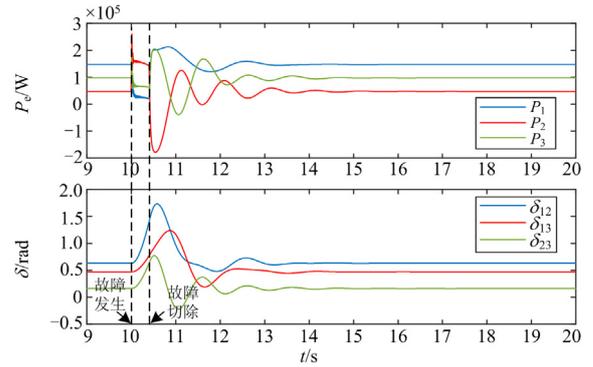


图 15 故障持续时间 0.45 s 仿真波形

Fig. 15 Simulation waveform when failure duration is 0.45 s

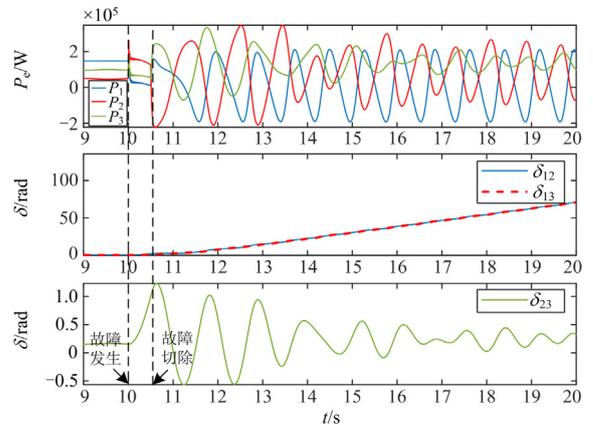


图 16 故障持续时间 0.55 s 仿真波形

Fig. 16 Simulation waveform when failure duration is 0.55 s

由图 15、图 16 可以看出, 当故障在 10.45 s 切除时, 各台 VSG 之间的功角、输出功率经历一段时间振荡后能够恢复稳定, 系统稳定; 当故障在 10.55 s 切除时, 虽然 VSG2 与 VSG3 之间功角 δ_{23} 经过振荡后能够恢复至稳态功角附近, 但是 VSG1 与 VSG2 之间功角 δ_{12} 以及 VSG1 和 VSG3 之间的功角 δ_{13} 均发生了不可逆失稳, 3 台虚拟同步机输出功率振荡, 最终系统失稳。由此可知, 三机并联系统的

极限切除时间在 0.45~0.55 s, 定量计算结果与仿真结果误差不大, 证明本文所提出的计算方法在多虚拟同步机并联系统中具有一定的适用性。

5.2 计及 VSG 过流保护的同步稳定问题讨论

上述均是对 VSG 未触发过流情况下系统极限切除时间的计算。考虑 VSG 过流问题, 系统同步稳定下的故障极限切除时间计算可分为两种情况分析。

情况 1: 触发电流限幅环节, 虚拟同步机外环控制失效, 变流器的同步环节由 VSG 的有功控制环切换为锁相环。以两机并联系统为例, 若只有一台 VSG 触发电流限幅环节, 则系统结构变为跟网型与组网型并联; 若两台 VSG 均触发电流限幅环节, 由于跟网型变流器无法运行于孤岛模式, 系统失稳。针对跟网型与组网型变流器并联系统的同步稳定性问题, 已有部分研究做了定性分析^[23], 但定量分析几乎处于空白, 目前本文对于该问题考虑尚不全面, 将作为接下来的研究重点。

情况 2: 电流限幅环节失效, 部分 VSG 触发过流保护被切除。忽略 VSG 保护装置动作延迟和控制延迟, 即认为故障发生时, 过电流保护装置立即动作切除 VSG, 故考虑 VSG 过流保护后, 对 N 机并联系统可分为两种情形分析:

1) 至少 $N-1$ 台 VSG 保护装置检测到过电流, 保护装置动作, 变流器切除, 此时不存在同步稳定问题, 不做过多讨论。

2) 故障期间 $M(0 \leq M \leq N-2)$ 台 VSG 触发过电流跳闸保护, 剩余 $N-M$ 台 VSG 并联系统故障极限切除时间计算可参照 5.1 节所提方法。

针对剩余 $N-M$ 台 VSG 并联系统极限切除时间计算结果的验证与上述 N 机并联系统相似, 此处不再赘述。

6 结论

针对 VSG 孤岛并联系统暂态同步稳定性分析困难的问题, 本文基于传统等面积法则, 提出一种阻尼缩放方法降低了传统等面积法则在计算虚拟同步发电机系统极限切除角和极限切除时间方面的保守性; 利用该方法定量分析了 VSG 的虚拟阻尼和虚拟惯量对极限切除时间和极限切除角的影响。计算结果表明虚拟阻尼与极限切除角、极限切除时间正相关, 虚拟惯量与极限切除角负相关, 与极限切除时间正相关。仿真结果验证了本文所提计算方法的准确性。结合仿真结果, 综合考虑系统暂态稳定性和故障切除后系统调节时间, 在容量充足的情况下, 应优先考虑增大阻尼。另外, 对于本文所提方法在多机并联系统中的适用性做了初步探索, 给出了多

机系统故障极限切除时间计算思路。但本文所提方法只适用于 VSG 未过流的浅度故障下极限切除时间计算, 对于 VSG 过流后系统同步稳定性问题将作为下一步研究的重点。

参考文献

- [1] 孔祥平, 冯畅, 丁昊, 等. 虚拟电机技术应用前景和发展方向[J]. 电力工程技术, 2017, 36(5): 35-44.
KONG Xiangping, FENG Chang, DING Hao, et al. Application prospective and development trends of virtual generator technology[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(5): 35-44.
- [2] 李东东, 孙雅茹, 徐波, 等. 考虑频率稳定的新能源高渗透率电力系统最小惯量与一次调频容量评估方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(23): 54-61.
LI Dongdong, SUN Yaru, XU Bo, et al. Minimum inertia and primary frequency capacity assessment for a new energy high permeability power system considering frequency stability[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(23): 54-61.
- [3] 程成, 谢少军, 谭玲娟, 等. 跟网型逆变器的非线性模型及稳定性分析方法[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(6): 137-143.
CHENG Cheng, XIE Shaojun, TAN Lingjuan, et al. Nonlinear model and stability analysis method for grid-following inverter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(6): 137-143.
- [4] 王国栋, 李海洋. 基于阻抗匹配的构网型逆变器无功精确控制[J]. 电力电子技术, 2022, 56(6): 45-48.
WANG Guodong, LI Haiyang. Accurate control of reactive power of grid-forming inverters based on impedance matching[J]. Power Electronics, 2022, 56(6): 45-48.
- [5] CHAIBI Y, ALLOUHI A, SALHI M, et al. Annual performance analysis of different maximum power point tracking techniques used in photovoltaic systems[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2019, 4(2): 171-180.
- [6] 吕志鹏, 盛万兴, 刘海涛, 等. 虚拟同步机技术在电力系统中的应用与挑战[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(2): 349-360.
LÜ Zhipeng, SHENG Wanxing, LIU Haitao, et al. Application and challenge of virtual synchronous machine technology in power system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(2): 349-360.
- [7] 张宸宇, 杨赞, 袁晓冬, 等. 考虑阻尼和惯性的虚拟同步机建模方法研究[J]. 电力工程技术, 2018, 37(5): 45-49.
ZHANG Chenyu, YANG Yun, YUAN Xiaodong, et al. Modeling method of virtual synchronous machine considering damping and inertia[J]. Electric Power Engineering Technology, 2018, 37(5): 45-49.
- [8] 丁一凡, 季亮, 常潇, 等. 不对称电压跌落下虚拟同步机改进低电压穿越控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(16): 76-85.

- DING Yifan, JI Liang, CHANG Xiao, et al. Improved low voltage ride-through control strategy of a virtual synchronous generator during unbalanced voltage sags[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(16): 76-85.
- [9] 纪泰鹏, 赵伟, 李永达, 等. 基于能量函数法的含虚拟惯性控制直驱风电场内部暂态同步稳定性分析[J]. *电力系统保护与控制*, 2022, 50(22): 38-48.
- JI Taipeng, ZHAO Wei, LI Yongda, et al. Transient synchronization stability analysis of PMSG-based wind farm with virtual inertial control based on an energy function method[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(22): 38-48.
- [10] 黄云辉, 王凌云, 喻恒凝, 等. 弱电网下双馈风力发电系统的稳定性极限研究[J]. *电力工程技术*, 2022, 41(4): 9-17.
- HUANG Yunhui, WANG Lingyun, YU Hengning, et al. Stability limit of double-fed induction generator system connected to weak grid[J]. *Electric Power Engineering Technology*, 2022, 41(4): 9-17.
- [11] 邢光正, 闵勇, 陈磊, 等. 并网 VSC 的大扰动失稳模式[J]. *电力自动化设备*, 2022, 42(8): 47-54.
- XING Guangzheng, MIN Yong, CHEN Lei, et al. Large-disturbance instability patterns of grid-connected VSC[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2022, 42(8): 47-54.
- [12] XIONG X, 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.
- [13] 姜卫同, 胡鹏飞, 尹瑞, 等. 基于虚拟同步机的变流器暂态稳定分析及混合同步控制策略[J]. *电力系统自动化*, 2021, 45(22): 124-133.
- JIANG Weitong, HU Pengfei, YIN Rui, et al. Transient stability analysis and hybrid synchronization control strategy of converter based on virtual synchronous generator[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2021, 45(22): 124-133.
- [14] SHUAI Z, 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.
- [15] FU X, SUN 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*, 2020, 36(7): 7832-7840.
- [16] CHENG H, SHUAI Z, SHEN C, et al. Transient angle stability of paralleled synchronous and virtual synchronous generators in islanded microgrids[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2020, 35(8): 8751-8765.
- [17] 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.
- [18] 张琛, 蔡旭, 李征. 全功率变换风电机组的暂态稳定性分析[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(14): 4018-4026, 4280.
- ZHANG Chen, CAI Xu, LI Zheng. Wind turbines with full-scale voltage source converter[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2017, 37 (14): 4018-4026, 4280.
- [19] 张宇, 蔡旭, 张琛, 等. 并网变换器的暂态同步稳定性研究综述[J]. *中国电机工程学报*, 2021, 41(5): 1687-1702.
- ZHANG Yu, CAI Xu, ZHANG Chen, et al. Transient synchronization stability analysis of voltage source converters: a review[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2021, 41(5): 1687-1702.
- [20] HE X, GENG H, MA S. Transient stability analysis of grid-tied converters considering PLL's nonlinearity[J]. *CPSS Transactions on Power Electronics and Applications*, 2019, 4(1): 40-49.
- [21] TAUL M G, WANG X, DAVARI P, et al. An overview of assessment methods for synchronization stability of grid-connected converters under severe symmetrical grid faults[J]. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2019, 34(10): 9655-9670.
- [22] 耿华, 何长军, 刘浴霜, 等. 新能源电力系统的暂态同步稳定研究综述[J]. *高电压技术*, 2022, 48(9): 3367-3383.
- GENG Hua, HE Changjun, LIU Yushuang, et al. Overview on transient synchronization stability of renewable-rich power systems[J]. *High Voltage Engineering*, 2022, 48(9): 3367-3383.
- [23] 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.
- [24] 易相彤, 黄文, 沈超, 等. 锁相环同步型变流器并联系统暂态同步稳定分析[J]. *中国电机工程学报*, 2022, 42(17): 6338-6347.
- YI Xiangtong, HUANG Wen, SHEN Chao, et al. Transient synchronization stability analysis of paralleled converter systems with phase-locked loop[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2022, 42(17): 6338-6347.

收稿日期: 2022-10-11; 修回日期: 2023-01-30

作者简介:

徐耀(1998—), 男, 硕士研究生, 研究方向为微电网建模、控制与稳定性分析; E-mail: yxsuns@yeah.net

朱玲(1986—), 女, 硕士, 高级工程师, 研究方向为新能源高占比系统安全稳定分析。E-mail: zhuling@sgepri.sgcc.com.cn

(编辑 魏小丽)