

DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.242179

计及电压动态的构网型变流器多机并联系统暂态建模与稳定域估计

罗聪 陈燕东 谢志为 高铭琨 谢佳伟

(湖南大学电气与信息工程学院 长沙 410006)

摘要 以构网型变流器为接口的新能源在具有频率和电压支撑能力的同时,面临严峻的暂态同步失稳风险。现有研究多专注于构网型变流器单机系统,无法推广应用至存在复杂交互的多机并联系统,缺少多机系统稳定域的定量估计。为此,该文首先建立了机组外交互与有功无功内耦合的构网型变流器多机并联系统大信号等值模型;其次,基于该模型,构造了计及电压动态、阻尼耗散以及机组暂态交互的李雅普诺夫函数集,该函数集不依赖运动路径与响应时间,能直观且准确地刻画多机并联系统最大稳定域,并通过故障清除点位置预判暂态同步稳定性;然后,通过比较稳定域大小,量化了控制参数和电网参数对构网型多机系统暂态同步稳定边界的影响,探究了阻尼耗散、电压动态及机组间交互对暂态稳定裕度的影响;最后,搭建硬件在环实验平台验证了所估计最大稳定域与分析的准确性。

关键词: 构网型变流器 暂态同步 稳定域 多机并联系统

中图分类号: TM464

0 引言

大力发展风电、太阳能等新能源,加快能源供给侧、消费侧的清洁化、低碳化转型,是缓解能源危机、应对全球环境及气候问题的有效途径^[1]。在我国,当前已投运的风/光新能源主要以跟网型变流器为并网接口,不具备传统同步发电机的惯量和阻尼特性^[2]。为提升新能源支撑能力,构网型变流器(Grid-Forming Inverter, GFMI)成为可行的技术手段^[3]。其基本思路是通过改进控制和电路结构模拟同步发电机惯性和阻尼特性,使得新能源具备接近同步发电机的电网构建与主动支撑能力。

在具备同步发电机优点的同时,构网型变流器受到大扰动时也会发生类似的暂态同步失稳问题,而电力电子变流器在控制上存在的多尺度、强耦合、非线性等特征使得构网型变流器的暂态行为更加复杂,严重威胁新能源的安全可靠消纳^[4-6]。近年来,构网型变流器暂态同步失稳问题受到国内外研究人员的广泛关注。

暂态故障下,系统运行点远远偏移初始工作点,

基于线性化近似处理的传统小信号模型无法准确地描述大扰动下系统的暂态特性^[7]。为此,文献[7]构建了计及非线性环节的单台构网型变流器大信号模型,探究了大扰动后稳态工作平衡点的存在性对构网型变流器暂态同步稳定性的影响。随后,通过类比同步发电机,文献[8-11]采用等面积法、李雅普诺夫直接法定性或定量地分析构网型变流器暂态稳定性。基于数值解析方法,文献[12-14]利用相轨迹刻画构网型变流器暂态特性,并探究系统参数对暂态稳定性的影响。然而,上述研究都是以单台构网型变流器为研究对象,无机组间暂态交互作用,难以准确评估多机并联系统的暂态稳定性。

由于机组之间非线性暂态交互作用的存在,多机系统的等值建模和分析比单机系统更加复杂^[15]。迄今为止,关于多机系统暂态同步稳定性的研究报道有限,多集中于跟网型多机系统。文献[16]建立了跟网型变流器并联系统暂态等值模型,探究平衡点的存在性,提出跟网型多机系统暂态稳定性评估方法。在此基础上,文献[17]利用相轨迹定性分析控制参数对跟网型多机系统暂态稳定性的影响规律。文献[18]忽略跟网型变流器阻尼耗散能量,构造跟网型多机系统的李雅普诺夫能量函数,定量估计临界

故障清除时间。文献[19]计及阻尼耗散能量，利用数值迭代法刻画跟网型并联系统的安全稳定域。由于构网型变流器与跟网型变流器在控制结构与同步机制上的不同，上述研究无法推广应用于构网型多机系统。

针对构网型多机系统的暂态稳定性，文献[20]构建了两台构网型变流器并联系统的统一摇摆方程。基于该方程，文献[21]建立了双机频率和功角差的三阶暂态同步模型，分析双机出力差异对于暂态稳定的影响。然而，文献[20-21]中的整个系统不与外部电网相连，在分析时将其中一台构网型变流器等效为电网，本质上还是单机系统。在多机并网场景下，文献[22]计及变流器与电网的交互，通过功角曲线定性分析构网型变流器并联系统的交互效应和暂态特性。定量分析方面，文献[23]直接应用为同步发电机设计的李雅普诺夫函数估计构网型多机并联系统的临界清除时间，却忽略了构网型变流器阻尼耗散的影响。文献[24]在同步发电机李雅普诺夫函数的基础上进一步考虑了阻尼耗散，但该函数依赖运动路径与响应时间，无法直观地刻画多机系统稳定域，无法进行定量分析与计算。更为重要的是，与同步发电机相比，构网型变流器有功环与无功环是密切耦合的，无功环电压动态对暂态稳定性有重要影响。然而，文献[20-24]忽略了无功环电压动态，这给暂态稳定性分析带来了较大的保守性。

综上所述，构网型变流器多机并联系统暂态同步稳定性研究尚不充分，缺少稳定域直观且准确的定量估计。为此，本文首先建立了机组间外交互与有功无功内耦合的构网型并联系统大信号等值模型；其次，基于该模型，构建了计及电压动态、阻尼耗散、机组间暂态交互的李雅普诺夫函数集，该函数集不依赖运动路径与响应时间，可精确估计故障清除后多机并联系统稳定域；然后，利用稳定域大小探究了控制参数、电网参数及关键环节对构网型多机并联系统暂态同步稳定性的影响规律；最后，通过硬件在环实验验证了所估计最大稳定域与分析的准确性。

1 构网型变流器并联系统暂态建模

1.1 系统描述

以构网型变流器为接口的新能源集群具有频率和电压支撑能力，其典型拓扑结构如图 1a 所示。由于前级变流器直流电压控制的存在，构网型变流器直流侧视作恒定。构网型变流器通过不同的分支集

电线连接到馈线，而不同的馈线通过输电线共同连接至公共耦合点 (Point of Common Coupling, PCC)。对于新能源集群而言，机组数量多、模型阶数高，难以直接对其进行暂态建模、求解与分析。因此，通常利用等值聚合法对系统进行一定程度的简化^[25]。

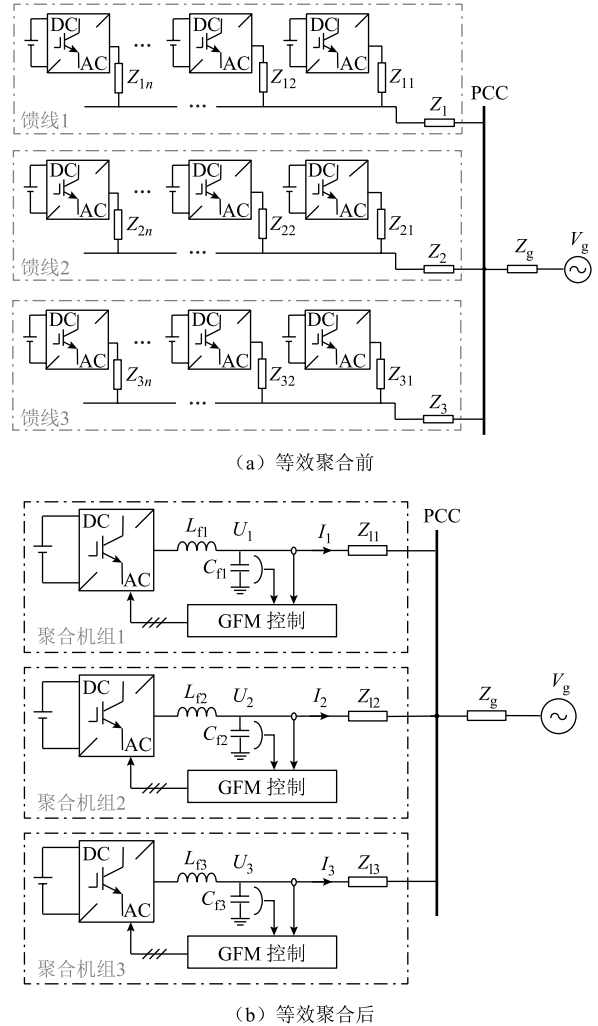


图 1 构网型变流器多机并联系统等效拓扑
Fig.1 Equivalent topology of multiple grid-forming converters system

假设同一馈线中的构网型变流器由同一制造商生产，具有类似的输出特性，则同一馈线中的构网型变流器可以通过聚合转换为一台等效的变流器。有关构网型变流器等值聚合建模方法和聚合参数计算的详细介绍可参见文献[26]，由于篇幅限制，此处不做详细介绍。等效聚合后的构网型变流器并联系统等效拓扑如图 1b 所示。图中， U_i 、 I_i 和 U_g 分别为构网型变流器 i 的输出电压、输出电流和电网电压； L_{fi} 和 C_{fi} 为滤波环节； Z_{fi} 为等效聚合后输电线路阻抗。

1.2 构网控制策略

构网型控制利用功率同步环节实现与电网的同

步,其结构如图2所示。以电网电压 V_g 作为参考向量,构网型变流器输出与电网之间的功角和角频率差定义为 δ_i 和 $\omega_{\Delta i}$,表示为

$$\begin{cases} \delta_i = \theta_i - \theta_g \\ \omega_{\Delta i} = \omega_i - \omega_g \end{cases} \quad (1)$$

式中, θ_i 、 ω_i 分别为 GFMI i 的相位和角频率; θ_g 、 ω_g 分别为电网的相位和角频率。

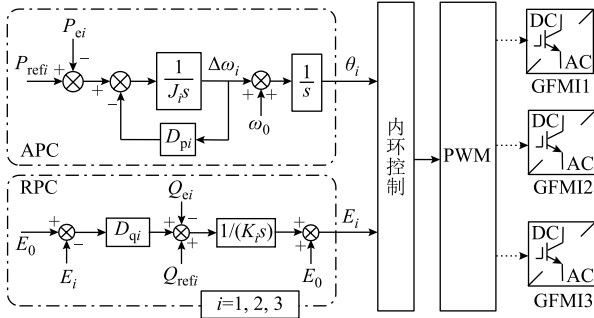


图2 构网控制策略结构

Fig.2 Structure of grid-forming control

由图2可知,有功环(Active Power Control, APC)模拟同步发电机摇摆特性,无功环(Reactive Power Control, RPC)调节构网型变流器电压输出,其动态方程为

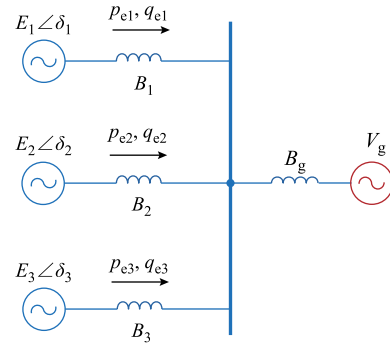
$$\begin{cases} J_i \ddot{\delta}_i = -D_{pi} \dot{\delta}_i + P_{refi} - p_{ei} \\ K_i \dot{E}_i = Q_{refi} - q_{ei} - D_{qi} (E_i - E_0) \end{cases} \quad (2)$$

式中, J_i 和 D_{pi} 分别为 GFMI i 的惯量和阻尼系数, $i=1, 2, 3$; D_{qi} 为无功下垂系数; K_i 为积分系数; P_{refi} 、 Q_{refi} 分别为参考有功、无功功率; p_{ei} 、 q_{ei} 分别为实际有功、无功输出功率; E_i 为 GFMI i 的输出电压; E_0 为额定电压幅值。

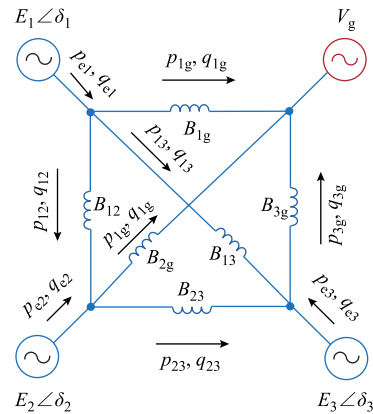
在实际工程应用中,变流器内环控制的带宽远高于功率环。因此,在研究构网型变流器暂态同步过程中,内环控制对系统暂态同步稳定性的影响可以忽略不计^[8-13],构网型变流器可以被视为受控电压源,表示为 $E_i \angle \delta_i$ 。考虑到高压输电线路电阻远小于线路电抗,忽略线路电阻,近似认为输电线路为纯感性。因此,构网型变流器并联系统进一步简化等效为图3a。

1.3 构网型变流器多机并联系统大信号等效模型

暂态故障下,构网型变流器之间存在强交互作用,其对并联系统暂态行为及暂态稳定性存在不可忽略的影响。为了准确地刻画系统的暂态特性,本节



(a) 星形结构



(b) 三角形结构

图3 构网型变流器并联系统等效电路

Fig.3 Equivalent circuit of multiple grid-forming converter 建立计及机组间暂态交互作用的大信号等效模型。

图3a中, B_1 、 B_2 、 B_3 、 B_g 为线路导纳。 $B_1=1/(\omega_n L_1)$, $B_2=1/(\omega_n L_2)$, $B_3=1/(\omega_n L_3)$, $B_g=1/(\omega_n L_g)$, ω_n 为额定角频率。为了便于传输功率计算,将星形联结的并联系统转换为三角形联结,如图3b所示。图中, B_{12} 、 B_{13} 、 B_{23} 分别表示 GFMI1、GFMI2、GFMI3 之间的等效线路导纳, B_{ig} 是 GFMI i 与电网之间的等效导纳。根据星形-三角形转换关系,有

$$\begin{cases} B_{12} = \frac{B_1 B_2}{B_1 + B_2 + B_3 + B_g} \\ B_{23} = \frac{B_2 B_3}{B_1 + B_2 + B_3 + B_g} \\ B_{31} = \frac{B_1 B_3}{B_1 + B_2 + B_3 + B_g} \\ B_{ig} = \frac{B_i B_g}{B_1 + B_2 + B_3 + B_g} \end{cases} \quad (3)$$

基于功率传输定理,GFMI1、GFMI2、GFMI3 之间的等效传输功率 p_{12} 、 q_{12} 、 p_{13} 、 q_{13} 、 p_{23} 、 q_{23} 为

$$\begin{cases} p_{12} = P_{12} \sin \delta_{12} \\ q_{12} = -Q_{12} \cos \delta_{12} + Q_{d12} \\ p_{23} = P_{23} \sin \delta_{23} \\ q_{23} = -Q_{23} \cos \delta_{23} + Q_{d23} \\ p_{31} = P_{31} \sin \delta_{31} \\ q_{31} = -Q_{31} \cos \delta_{31} + Q_{d31} \end{cases} \quad (4)$$

式中, $Q_{d12}=1.5 E_1^2 B_{12}$, $Q_{d23}=1.5 E_2^2 B_{23}$, $Q_{d31}=1.5 E_3^2 B_{31}$, $P_{12}=Q_{12}=1.5 E_1 E_2 B_{12}$, $P_{23}=Q_{23}=1.5 E_2 E_3 B_{23}$, $P_{31}=Q_{31}=1.5 E_3 E_1 B_{31}$, $\delta_{23} = \delta_2 - \delta_3$ 。

GFM*i* 与电网之间的等效传输功率 p_{ig} 、 q_{ig} 可以表示为

$$\begin{cases} p_{ig} = P_{ig} \sin \delta_i \\ q_{ig} = -Q_{ig} \cos \delta_i + Q_{dig} \end{cases} \quad (5)$$

式中, $Q_{dig}=1.5 E_i^2 B_g$; $Q_{ig}=1.5 E_i E_g B_{ig}$; $P_{ig} = 1.5 E_i E_g B_{ig}$; δ_i 为第 i 台变流器的功角。

进一步地, 根据图 3b, GFM1、GFM2 和 GFM3 的总输出功率 p_{e1} 、 q_{e1} 、 p_{e2} 、 q_{e2} 、 p_{e3} 、 q_{e3} 可以推导为

$$\begin{cases} p_{e1} = p_{1g} + p_{12} - p_{31} \\ q_{e1} = q_{1g} + q_{12} - q_{31} \\ p_{e2} = p_{2g} - p_{12} + p_{23} \\ q_{e2} = q_{2g} - q_{12} + q_{23} \\ p_{e3} = p_{3g} - p_{23} + p_{31} \\ q_{e3} = q_{3g} - q_{23} + q_{31} \end{cases} \quad (6)$$

结合式 (1) ~ 式 (6), 可以得到计及机组间暂态交互的构网型变流器并联系统大信号等效模型, 如图 4 所示。由此可见, 构网型变流器之间存在成

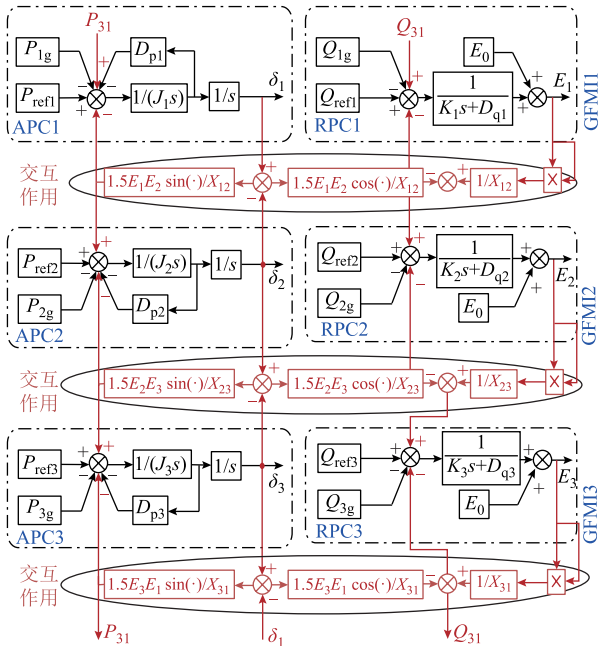


图 4 构网型变流器多机并联系统大信号等效模型

Fig.4 Large-signal equivalent model of multiple grid-forming converter system

对的交互作用, 构网型变流器内部有功无功耦合, 呈现外交互内耦合特性。为验证模型的准确性, 大扰动下仿真模型与等效模型暂态特性对比如图 5 所示。可以明显看出, 大信号等效模型能够准确地反映系统的动态特性, 证明了所建模型的准确性。

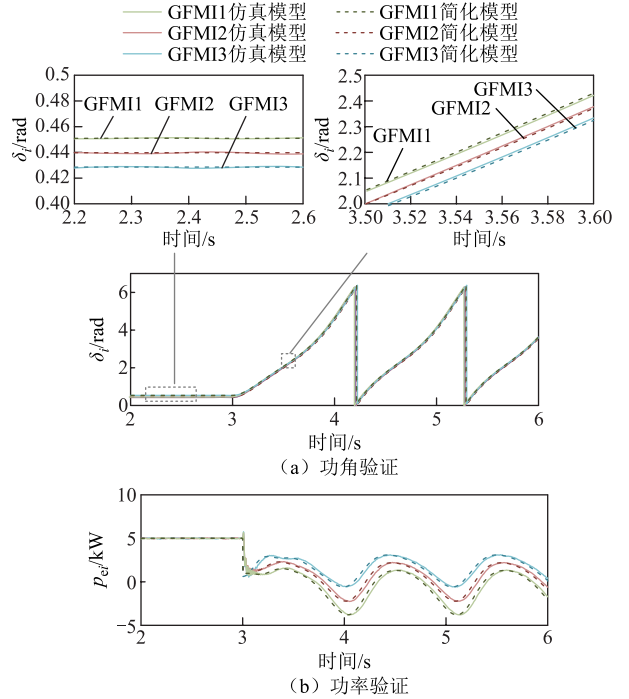


图 5 构网型多机系统大信号等效模型验证

Fig.5 Verification of large-signal equivalent model under large disturbance

2 基于李雅普诺夫函数的稳定域估计

根据并联系统大信号等效模型, 机组间交互作用与有功无功耦合下的电压动态对并联系统暂态稳定性具有重要影响。为此, 本文构建了计及电压动态、阻尼耗散及机组间暂态交互的李雅普诺夫函数集, 开展多机并联系统暂态同步稳定域的定量估计。

2.1 李雅普诺夫函数构造

基于构网型多机并联系统等效模型, GFM1 的暂态同步方程可以表示为

$$J_1 \ddot{\delta}_1 = -D_{p1} \dot{\delta}_1 + P_{ref1} - p_{e1} \quad (7)$$

将式 (7) 两边同时乘以 $\omega_{\Delta 1}$ 得到

$$J_1 \dot{\delta}_1 \omega_{\Delta 1} = -D_{p1} \dot{\delta}_1 \omega_{\Delta 1} + P_{ref1} \omega_{\Delta 1} - p_{e1} \omega_{\Delta 1} \quad (8)$$

式中, $\omega_{\Delta 1}$ 为 δ_1 的导数。利用首次积分法, 将式 (8) 对时间进行积分, 得到 GFM1 的能量守恒方程为

$$\frac{1}{2} J_1 \omega_{\Delta 1}^2 + \int_0^t D_{p1} \omega_{\Delta 1}^2 dt - \int_{\delta_{s1}}^{\delta_1} P_{ref1} d\delta_1 + \int_{\delta_{s1}}^{\delta_1} p_{e1} d\delta_1 = 0 \quad (9)$$

式中, δ_{si} 为 GFMI i 的稳定平衡点。

同理, GFMI2 和 GFMI3 的能量守恒方程可表示为

$$\frac{1}{2}J_2\omega_{\Delta 2}^2 + \int_0^t D_{p2}\omega_{\Delta 2}^2 dt - \int_{\delta_{s2}}^{\delta_2} P_{ref2} d\delta_2 + \int_{\delta_{e2}}^{\delta_2} p_{e2} d\delta_2 = 0 \quad (10)$$

$$\frac{1}{2}J_3\omega_{\Delta 3}^2 + \int_0^t D_{p3}\omega_{\Delta 3}^2 dt - \int_{\delta_{s3}}^{\delta_3} P_{ref3} d\delta_3 + \int_{\delta_{e3}}^{\delta_3} p_{e3} d\delta_3 = 0 \quad (11)$$

式(9)~式(11)中, p_{e1} 、 p_{e2} 和 p_{e3} 是同时关于 δ_1 、 δ_2 和 δ_3 的函数, 使得其左侧最后一项无法直接积分求解。为此, 将式(9)、式(10)、式(11)相加, 得到构网型多机并联系统总的能量守恒方程为

$$\underbrace{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{2} J_i \omega_{\Delta i}^2}_{E_k} - \underbrace{\sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} P_{refi} d\delta_i}_{E_p} + \underbrace{\sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{ei}}^{\delta_i} p_{ei} d\delta_i}_{E_d} + \sum_{i=1}^3 \int_0^t D_{pi} \omega_{\Delta i}^2 dt = 0 \quad (12)$$

式中, E_k 、 E_p 、 E_d 分别为多机系统的动能、势能和阻尼耗散能量。显然, 势能 E_p 和阻尼耗散能量 E_d 依赖于系统运动路径与响应时间, 无法直接求解。因此, 本文构建李雅普诺夫函数的关键在于如何处理势能 E_p 和阻尼耗散能量 E_d , 将其转换为不依赖运动路径与响应时间的可计算量, 从而实现稳定域的量估计。接下来给出具体介绍。

对于势能 E_p , 有

$$E_p = -\sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} P_{refi} d\delta_i + \sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{ei}}^{\delta_i} p_{ei} d\delta_i \quad (13)$$

若计及无功环电压动态, p_{ei} 是同时关于 δ_i 、 $\omega_{\Delta i}$ 和 E_i 的函数。为此, 将式(6)代入式势能 E_p 表达式(13)的第二项中, 有

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} p_{ei} d\delta_i &= -\sum_{i=1}^3 P_{ig} \cos \delta_i + \sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} P_{ig} \cos \delta_i \frac{\dot{E}_i}{E_i} d\delta_i - E_{inter} \\ E_{inter} &= \int_{\delta_{s12}}^{\delta_{12}} P_{12} d \cos \delta_{12} + \int_{\delta_{s23}}^{\delta_{23}} P_{23} d \cos \delta_{23} + \int_{\delta_{s31}}^{\delta_{31}} P_{31} d \cos \delta_{31} \end{aligned} \right. \quad (14)$$

式中, E_{inter} 为机组间暂态交互作用能量, 是势能 E_p 的一部分; P_{12} 、 P_{13} 和 P_{23} 包含变量 E_i , 根据积分变换, E_{inter} 进一步转换为

$$\begin{aligned} E_{inter} &= P_{12} \cos \delta_{12} + P_{13} \cos \delta_{13} + P_{23} \cos \delta_{23} - \\ &\int (P_{12} \cos \delta_{12} + P_{31} \cos \delta_{31}) \frac{\dot{E}_1}{E_1} dt - \\ &\int (P_{12} \cos \delta_{12} + P_{23} \cos \delta_{23}) \frac{\dot{E}_2}{E_2} dt - \\ &\int (P_{31} \cos \delta_{31} + P_{23} \cos \delta_{23}) \frac{\dot{E}_3}{E_3} dt \end{aligned} \quad (15)$$

将式(15)代入式(14)得到

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} p_{ei} d\delta_i &= -\sum_{i=1}^3 P_{ig} \cos \delta_i + \\ &P_{12} \cos \delta_{12} + P_{13} \cos \delta_{13} + P_{23} \cos \delta_{23} + \\ &\int (P_{1g} \cos \delta_1 + P_{12} \cos \delta_{12} + P_{31} \cos \delta_{31}) \frac{\dot{E}_1}{E_1} dt + \\ &\int (P_{2g} \cos \delta_2 + P_{12} \cos \delta_{12} + P_{23} \cos \delta_{23}) \frac{\dot{E}_2}{E_2} dt + \\ &\int (P_{3g} \cos \delta_3 + P_{31} \cos \delta_{31} + P_{23} \cos \delta_{23}) \frac{\dot{E}_3}{E_3} dt \end{aligned} \quad (16)$$

根据式(4), 有 $P_{1g}=Q_{1g}$, $P_{12}=Q_{12}$, $P_{13}=Q_{13}$, $P_{23}=Q_{23}$, 则式(16)右侧第二项可进一步转换为

$$\begin{aligned} &P_{1g} \cos \delta_1 + P_{12} \cos \delta_{12} + P_{31} \cos \delta_{31} = \\ &Q_{1g} \cos \delta_1 + Q_{12} \cos \delta_{12} + Q_{31} \cos \delta_{31} = \\ &-q_{1g} + Q_{d1g} - q_{12} + Q_{d12} - q_{31} + Q_{d13} = \\ &-q_{e1} + Q_{d1g} + Q_{d12} + Q_{d13} \end{aligned} \quad (17)$$

同理, 式(16)等式右侧第三项和第四项转换为

$$\left\{ \begin{aligned} &P_{2g} \cos \delta_2 + P_{12} \cos \delta_{12} + P_{23} \cos \delta_{23} = \\ &Q_{2g} \cos \delta_1 + Q_{12} \cos \delta_{12} + Q_{23} \cos \delta_{23} = \\ &-q_{e2} + Q_{d2g} + Q_{d21} + Q_{d23} \\ &P_{3g} \cos \delta_3 + P_{13} \cos \delta_{13} + P_{23} \cos \delta_{23} = \\ &Q_{3g} \cos \delta_1 + Q_{13} \cos \delta_{13} + Q_{23} \cos \delta_{23} = \\ &-q_{e3} + Q_{d3g} + Q_{d31} + Q_{d32} \end{aligned} \right. \quad (18)$$

式(17)和式(18)中, q_{ei} 项可用式(2)进行替换, 基于积分变换, 式(14)进一步推导为

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 \int_{\delta_{si}}^{\delta_i} p_{ei} d\delta_i &= -\sum_{i=1}^3 P_{ig} \cos \delta_i - P_{12s} \cos \delta_{12} - P_{13s} \cos \delta_{13} - \\ &P_{23s} \cos \delta_{23} - (Q_0 + D_{q1} E_0) \ln E_1 + D_{q1} E_1 + \frac{Q_{d1g} + Q_{d12} + Q_{d31}}{2} + \\ &\int_0^t \frac{K_1 \dot{E}_1^2}{E_1} dt - (Q_0 + D_{q2} E_0) \ln E_2 + D_{q2} E_2 + \frac{Q_{d2g} + Q_{d21} + Q_{d23}}{2} + \\ &\int_0^t \frac{K_2 \dot{E}_2^2}{E_2} dt - (Q_0 + D_{q3} E_0) \ln E_3 + D_{q3} E_3 + \frac{Q_{d3g} + Q_{d32} + Q_{d31}}{2} + \\ &\int_0^t \frac{K_3 \dot{E}_3^2}{E_3} dt \end{aligned} \quad (16)$$

将式(19)代入式(13), 势能 E_p 可表示为

$$\begin{aligned}
 E_p = & -\sum_{i=1}^3 P_{refi} (\delta_i - \delta_{si}) - \sum_{i=1}^3 P_{ig} \cos \delta_i - P_{12} \cos \delta_{12} - \\
 & P_{13} \cos \delta_{13} - P_{23} \cos \delta_{23} + \\
 & \sum_{i=1}^3 \left[-(Q_0 + D_q E_0) \ln E_i + D_q E_i + \frac{Q_{dig}}{2} \right] + \\
 & \sum_{i=1}^3 \frac{3E_i^2}{4} \left(B_{ig} + \sum_{j \neq i} B_{ij} \right) + \sum_{i=1}^3 \int_0^t \frac{K_i}{E_i} \dot{E}_i^2 dt \quad (20)
 \end{aligned}$$

式 (20) 中存在与路径、响应时间相关的电压积分项。若不考虑阻尼耗散, 引入附加积分项消除电压积分项, 计及无功环电压动态的李雅普诺夫函数构造为

$$E = E_k + E_p - \sum_{i=1}^3 \int_0^t \frac{K_i}{E_i} \dot{E}_i^2 dt \quad (21)$$

此时, 李雅普诺夫函数 E 与路径、响应时间无关, 但未考虑阻尼耗散能量 E_d 对暂态稳定性的影响, 忽略阻尼导致估计的稳定域趋向保守。为了降低稳定域的保守性, 应该将阻尼耗散能量 E_d 纳入李雅普诺夫函数中。

对于阻尼耗散能量 E_d , 有

$$E_d = \sum_{i=1}^3 \int_0^t D_{pi} \omega_{\Delta i}^2 dt \quad (22)$$

式中, $\omega_{\Delta i}$ 为 δ_i 的导数, 同样是 $\Delta \delta_i$ 的导数, $\Delta \delta_i = \delta_i - \delta_{si}$ 。式 (22) 进一步转换为

$$E_p = \sum_{i=1}^3 \int_0^t D_{pi} \omega_{\Delta i} d\Delta \delta_i = \sum_{i=1}^3 D_i \omega_{\Delta i} \Delta \delta_i - \sum_{i=1}^3 D_{pi} \int_0^t \dot{\omega}_{\Delta i} \Delta \delta_i dt \quad (23)$$

将式 (2) 代入式 (23) 第二项, 得到

$$\sum_{i=1}^3 D_{pi} \int_0^t \dot{\omega}_{\Delta i} \Delta \delta_i dt = \sum_{i=1}^3 \frac{D_{pi}}{J_i} \int_0^t (P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i dt - \sum_{i=1}^3 \frac{D_{pi}^2 \Delta \delta_i^2}{2J_i} \quad (24)$$

阻尼耗散能量 E_d 进一步转换为

$$E_d = \sum_{i=1}^3 \underbrace{\left(D_{pi} \omega_{\Delta i} \Delta \delta_i + \frac{D_{pi}^2 \Delta \delta_i^2}{2J_i} \right)}_{f(\omega_{\Delta i}, \Delta \delta_i)} - \sum_{i=1}^3 \frac{D_{pi}}{J_i} \int_0^t (P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i dt \quad (25)$$

由于式 (25) 中存在积分项, 引入可变参数 λ , 对阻尼耗散能量 E_d 进行缩放^[27], 有

$$E_d \approx \lambda f(\omega_{\Delta i}, \Delta \delta_i) \quad (26)$$

此时, 构造考虑阻尼耗散的李雅普诺夫函数

集为

$$E_\lambda = E_k + E_p - \sum_{i=1}^3 \int_0^t \frac{K}{E_i} \dot{E}_i^2 dt + \lambda f(\omega_{\Delta i}, \Delta \delta_i) \quad (27)$$

在李雅普诺夫函数集 E_λ 中, 有多个状态变量, 即 δ_i 、 $\omega_{\Delta i}$ 和 E_i , 状态变量向量表示为 $\mathbf{x} = [\delta_i \ \omega_{\Delta i} \ E_i]$ 。显然, 李雅普诺夫函数集 E_λ 随可变参数 λ 变化, 是多个函数的集合, 但与运动路径和响应时间无关。接下来论证李雅普诺夫函数集 E_λ 的可行性。

2.2 李雅普诺夫函数集可行性分析

在李雅普诺夫直接法中, 正定和半负定条件是李雅普诺夫函数构造的依据。但由于李雅普诺夫直接法严苛性的正定条件, 拉萨尔不变性定理成为稳定域估计的常用方法^[28], 其基本定义如下。

拉萨尔不变性定理: 对于一阶偏导连续的函数 $V(\mathbf{x})$, 假设有界区域 $\Omega \in \{V(\mathbf{x}) < l, l > 0\}$ 满足 $dV(\mathbf{x})/dt \leq 0$; 集合 R 是区域 Ω 内满足 $dV(\mathbf{x})/dt = 0$ 的点的集合; 集合 M 是集合 R 中最大的不变集。如图 6 所示, 任何起始于区域 Ω 的初始点 x_0 , 随时间 $t \rightarrow \infty$ 会收敛于不变集 M 。如果不变集 M 只有平衡点, 在稳定域内的点都将收敛于平衡点。

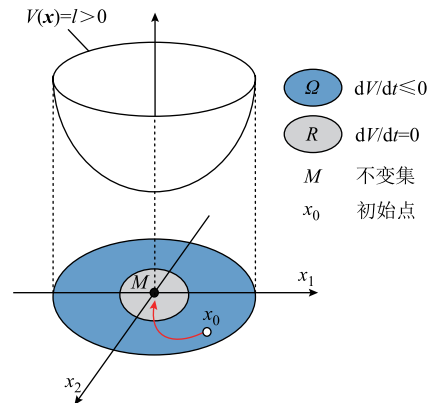


图 6 拉萨尔不变性定理

Fig.6 LaSalle invariance theorem

基于上述定理, 应用拉萨尔不变性定理估计稳定域的前提条件是: ①区域 Ω 内, 连续函数 $V(\mathbf{x})$ 有上界; ②区域 Ω 内, 连续函数 $V(\mathbf{x})$ 的导数半负定; ③区域 Ω 内, 存在平衡点。

满足上述条件时, 区域 Ω 即为稳定域。拉萨尔理论实际上是在正阻尼区域内找到封闭等势面作为稳定域的估计, 而稳定域内部的初始点将会收敛稳定于平衡点。针对本文所构建的李雅普诺夫函数集 E_λ , 拉萨尔不变性定理前提条件可表示为

$$\begin{cases} E_\lambda(\mathbf{x}) < l \text{ in } \Omega \\ \frac{dE_\lambda(\mathbf{x})}{dt} \leq 0 \text{ in } \Omega \end{cases} \quad (28)$$

为验证李雅普诺夫函数集 E_i 满足拉萨尔不变性定理前提条件, 将式 (12) 与式 (25) 代入式 (27), 有

$$E_\lambda = \lambda \sum_{i=1}^3 \frac{D_{pi}}{M_i} \int_0^t (P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i dt - (1-\lambda) \sum_{i=1}^3 \int_0^t D_{pi} \omega_{\Delta i}^2 dt - \sum_{i=1}^3 \int_0^t \frac{K}{E_i} \dot{E}_i^2 dt \quad (29)$$

进一步求导得到

$$\frac{dE_\lambda}{dt} = \lambda \sum_{i=1}^3 \frac{D_{pi}}{M_i} (P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i - (1-\lambda) \sum_{i=1}^3 D_{pi} \omega_{\Delta i}^2 - \sum_{i=1}^3 \frac{K}{E_i} \dot{E}_i^2 \quad (30)$$

若李雅普诺夫函数集 E_λ 满足拉萨尔不变性定理半负定条件, 则

$$\begin{cases} 1-\lambda \geq 0 \\ \lambda(P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i \leq 0 \end{cases} \quad (31)$$

在平衡点附近, $(P_{refi} - p_{ei}) \Delta \delta_i \leq 0$ 始终成立, 证明见附录。因此, 当 $\lambda \in [0, 1]$ 时, 李雅普诺夫函数集 E_λ 的导数满足半负定要求。若能找到合适的最大上界 l , 使得 $E_\lambda(\mathbf{x}) \leq l$, $E_\lambda(\mathbf{x})$ 便满足拉萨尔不变性定理半负定与有界性要求, 有界区域 Ω 即为最大稳定域。

3 并联系统稳定域估计

3.1 稳定域估计方法

在拉萨尔不变性定理中, 关键步骤是找到最大的上界 l , 又称为临界能量 E_{cr} 。过大的临界能量导致稳定域边界不闭合, 过小的临界能量导致稳定域保守性增大。依据不稳定平衡点法^[29], 不稳定平衡点的能量 $E_i(\mathbf{x}_u)$ 可当作临界能量。这是因为当 $E_{cr} > E_i(\mathbf{x}_u)$ 时, 等势能曲面不再闭合, 无封闭稳定域。对于不稳定平衡点 \mathbf{x}_u , 系统状态不再随时间变化, 满足式 (32)。

$$\begin{cases} \omega_{\Delta i} = \dot{\delta}_i = 0 \\ \ddot{\delta}_i = 0 \\ \dot{E}_i = 0 \end{cases} \quad (32)$$

将式 (32) 代入式 (2), 可求得不稳定平衡点 \mathbf{x}_u 。此时, 最大稳定域可表示为

$$\Omega = \{ \mathbf{x} \in \mathbf{R}^9 \mid E_\lambda(\mathbf{x}) \leq E_{cr} \leq E_\lambda(\mathbf{x}_u) \} \quad (33)$$

式 (33) 的求解可通过 Matlab 中 `fimplicit3` 指令实现, 曲面包围区域即为稳定域。对于多机并联

系统, 系统存在多个不稳定平衡点 \mathbf{x}_{ui} 。取所有不稳定平衡点能量的最小值为临界能量, 即

$$E_{cr} = \min \{ E_\lambda(\mathbf{x}_{ui}) \} \quad (34)$$

在构造的能量函数式 (27) 中, 有 9 个状态变量 δ_1 、 δ_2 、 δ_3 、 $\omega_{\Delta 1}$ 、 $\omega_{\Delta 2}$ 、 $\omega_{\Delta 3}$ 、 E_1 、 E_2 、 E_3 , 稳定域为九维的空间区域, 无法直观展示。为了准确地刻画稳定域以及故障清除点与稳定域的位置关系, 可将 $\omega_{\Delta i}$ 固定为 $\omega_{\Delta i(0+)}$, E_i 固定为 $E_{i(0+)}$, 进而将九维稳定域降为在 δ_1 - δ_2 - δ_3 空间内的三维稳定域。 $\omega_{\Delta i(0+)}$ 、 $E_{i(0+)}$ 为故障清除时刻 GFMI i 的角频率差和输出电压, 可通过广域同步测量装置或传感设备获取^[30]。

构网型多机并联系统稳定域估计流程如图 7 所示。基于所估计稳定域, 可实现故障清除后系统暂态同步稳定性判定。若故障清除点在稳定域内, 意味着系统能量小于临界能量, 能量耗散衰减, 系统可回到平衡点, 判定为暂态稳定; 若故障清除点在稳定域外, 意味着系统总能量超出临界能量, 能量无法耗散衰减, 系统不能回到平衡点, 判定为暂态失稳。

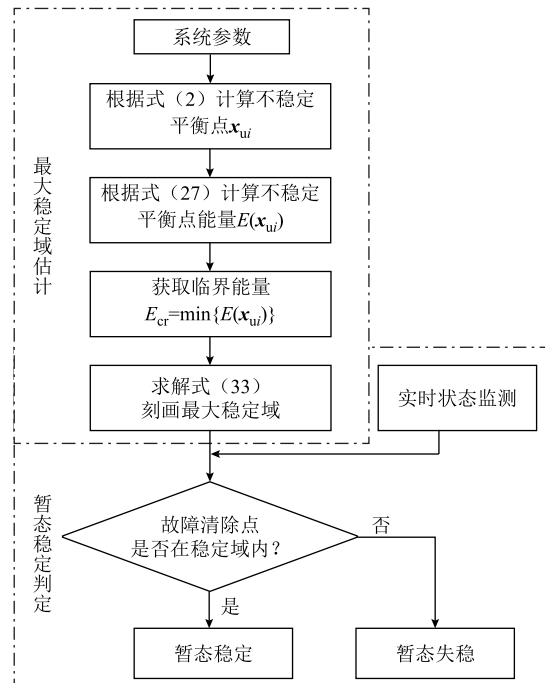


图 7 稳定域估计与稳定性判定流程

Fig.7 Flow chart of stability region estimation and stability prediction

3.2 稳定域验证

在李雅普诺夫函数集中, 参数 λ 可取 $[0, 1]$ 之间任意值。依据上述稳定域估计方法, 可绘制不同参

数 λ 下多机系统三维稳定域。系统参数见表 1。随着 λ 的增大，稳定域不断增大。稳定域的并集为李雅普诺夫函数集估计的稳定域，故可取 $\lambda=1$ 时的稳定域作为多机并联系统最大稳定域估计。

表 1 构网型变流器多机并联系统参数

Tab.1 System parameters of multi-paralleled GFMI's system

参数	数值	参数	数值
E_g/V	311	E_0/V	311
$\omega_g/(\text{rad/s})$	314	L_g/mH	5
$L_{f1}/L_{f2}/L_{f3}/\text{mH}$	3/3/3	$L_1/L_2/L_3/\text{mH}$	4/5/6
$P_{ref1}/P_{ref2}/P_{ref3}/\text{kW}$	10/10/10	$Q_{ref1}/Q_{ref2}/Q_{ref3}/\text{var}$	0/0/0
$D_{p1}/D_{p2}/D_{p3}$	400/300/200	$J_1/J_2/J_3$	80/60/40
$K_1/K_2/K_3$	200/200/200	$D_{q1}/D_{q2}/D_{q3}$	400/300/200

为了验证所估计的最大稳定域边界准确性，设置电压跌落深度为 0.5(pu)，绘制不同故障持续时间 (Fault Duration, FD) 的状态轨迹，如图 8 所示。图中 x_{f1} 和 x_{f2} 分别表示 FD=0.10 s 和 0.11 s 时的故障清除点。结果显示， x_{f1} 在稳定域内，其状态轨迹收敛至平衡点 x_s 。当故障持续时间增加到 0.11 s 时，故障清除点 x_{f2} 位于稳定域外。此时，状态轨迹发散，系统暂态失稳。因此，所提李雅普诺夫函数集能够准确地估计最大吸引区域，并通过故障清除点的位置预判多机并联系统暂态稳定性。

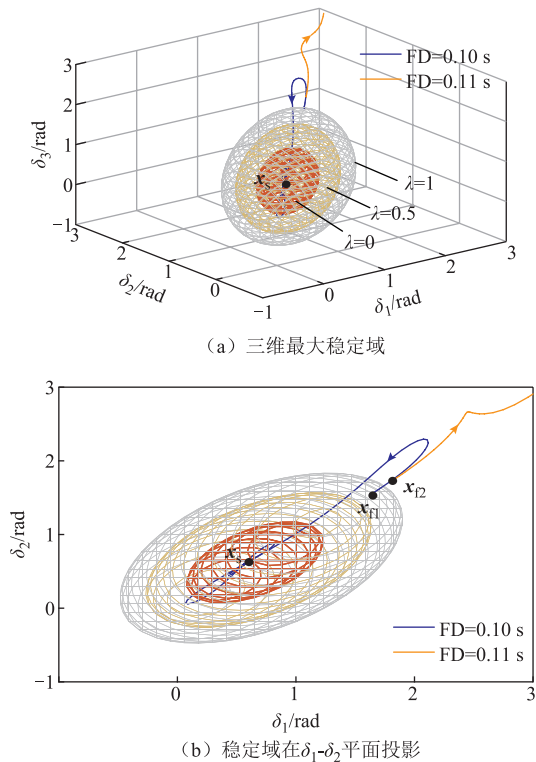


图 8 最大稳定域边界验证

Fig.8 Verification of maximum stability region

4 基于稳定域的暂态稳定性分析

三维稳定域可以直观地反映构网型多机并联系统暂态同步稳定性，故本节利用所建的李雅普诺夫函数集分析控制参数、电网参数、关键环节对稳定域的影响，结果见表 2。具体分析如下。

表 2 构网型多机并联系统暂态同步稳定性影响规律

Tab.2 Influencing law of transient stability of multi-paralleled GFMI's system

考虑因素	稳定域	暂态稳定性
控制参数	参考功率增大	减小 恶化
	阻尼系数增大	增大 提升
	惯量系数增大	增大 提升
	下垂系数增大	增大 提升
电网参数	故障深度增大	减小 恶化
	线路阻抗增大	减小 恶化
关键环节	阻尼耗散	增大 提升
	电压动态	增大 提升
	机组间交互	减小 恶化

4.1 控制参数分析

当参考功率 P_{refi} 增大时，系统的加速面积也随之增大，最大减速面积减小，最终导致暂态同步稳定性恶化。因此，构网型变流器并联系统暂态稳定域会随着有功功率参考值 P_{refi} 的增大而减小，如图 9a 所示。

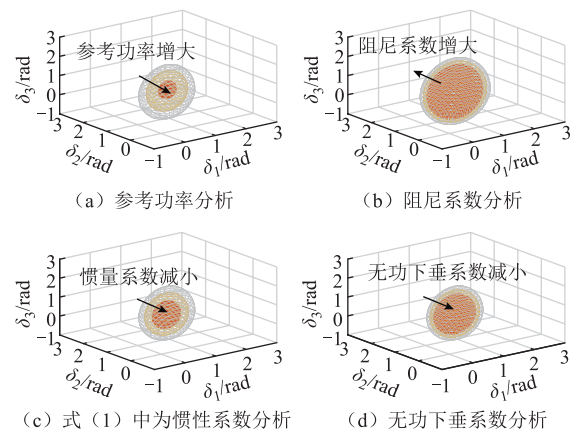


图 9 控制参数对稳定域影响

Fig.9 Effect of control parameters on stability region

不同阻尼系数 D_{pi} 条件下，并联系统暂态稳定域变化趋势如图 9b 所示。因为系统的减速面积随 D_{pi} 增大而增加，正阻尼加快系统暂态能量消耗，所以构网型变流器并联系统的暂态稳定域也随之增大。

在不同虚拟转动惯量系数 J_i 下的暂态稳定域变

化趋势如图9c所示。随着惯量系数 J_i 的减小,稳定域减小,不利于暂态同步稳定性稳定。

不同无功下垂系数 D_q 下的系统暂态稳定域如图9d所示。结果表明,减小 D_q 不利于系统的稳定。这是因为 D_q 的减小会使构网型变流器的输出电压 E_i 进一步降低,功率传输能力减弱,故系统暂态稳定域也随之减小。

4.2 电网参数分析

电网参数对稳定域的影响如图10所示,电网故障电压跌落深度 V_{sag} 的增加会使系统稳定域减小。这是因为随着故障跌落深度增加,电网电压降低,构网型变流器输出有功功率也随之降低,导致构网型变流器直流侧与交流侧的功率存在缺额,系统暂态同步稳定性变差,稳定域减小。

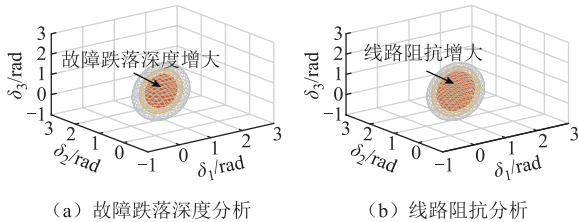


图10 电网参数对稳定域影响

Fig.10 Effect of power grid parameters on stability region

不同线路电感 L_g 条件下的稳定域变化如图10b所示。 L_g 增大,构网型变流器功率传输能力受限,系统加速面积变大,减速面积变小,从而恶化系统暂态同步稳定性,稳定域减小。

4.3 关键环节分析

为刻画多机并联系统的暂态同步稳定性,本文构建了计及阻尼耗散、无功环电压动态、机组间暂态交互作用的李雅普诺夫函数集。本节探究阻尼耗散、电压动态、暂态交互等关键环节对构网型变流器并联系统暂态稳定性的影响。

阻尼耗散对稳定域的影响如图11所示。图11中橘色三维区域为忽略阻尼耗散时稳定域,灰色区域为真实吸引域。图中 x_{f1} 和 x_{f2} 分别为 $FD=0.10$ s、 $FD=0.11$ s时的故障清除点。可见, x_{f1} 在灰色区域内,但在橘色区域之外。这意味着不考虑阻尼耗散的稳定域预判系统是暂态失稳的,而其状态轨迹却最终收敛至稳态平衡点 x_s 。因此,忽略阻尼耗散的稳定域造成暂态同步稳定性误判。计及阻尼耗散时,多机并联系统稳定域增大,阻尼耗散可提升系统暂态同步稳定性。这是因为阻尼做功产生“等效热能”,加快暂态过程中系统能量耗散和衰减,间接性地增大系统临界能量,从而使得稳定域增大、暂态同步

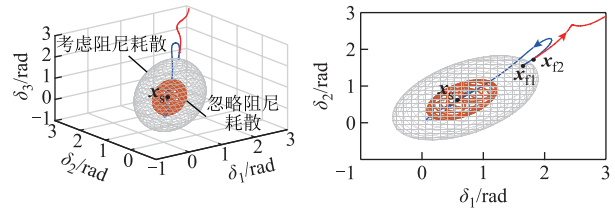


图11 阻尼耗散对稳定域影响

Fig.11 Effect of damping dissipation on stability region
稳定性提升。

电压动态对稳定域的影响如图12所示。图12中橘色三维区域为忽略电压动态的稳定域,浅灰色区域为考虑电压动态的真实吸引域。图中, x_{f1} 在灰色区域内,但在橘色区域之外。意味着不考虑电压动态的稳定域预判系统发生暂态失稳,但状态轨迹却收敛至稳态平衡点 x_s 。因此,忽略电压动态的稳定域造成暂态同步稳定性误判。由图12可知,计及无功环电压动态,稳定域增大。在本文,是否考虑电压动态特指能量函数构造过程中是否将电压参量 E_i 视为独立变量。若将电压参量 E_i 视为独立变量,能量函数特性与积分型无功环控制的构网型变流器相同;若将电压参量 E_i 视为非独立变量,能量函数特性与比例型无功环相同(暂态过程可直接求得电压解析表达^[8])。因此,考虑电压动态特性等效于在比例型无功环基础上引入了电压“惯性”环节,可抑制暂态过程中构网型变流器输出电压的快速跌落,提升功率传输能力。因此,计及无功环电压动态,稳定域增大,系统暂态稳定性提升。

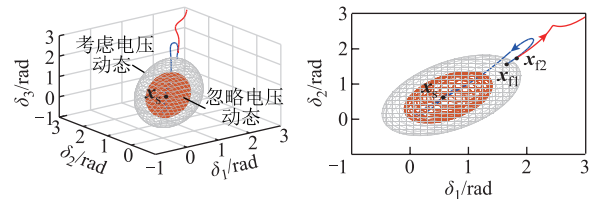


图12 电压动态对稳定域影响

Fig.12 Effect of dynamic of voltage on stability region

机组交互对稳定域的影响如图13所示。图13中浅灰色三维区域为忽略机组交互作用时的稳定域,而橘色区域为真实吸引域。图中, x_{f2} 在灰色区域内,但在橘色区域之外。意味着不考虑机组交互作用时的稳定域预判系统发生暂态稳定,但状态轨迹却发散不收敛。因此,忽略机组间暂态交互作用造成暂态同步稳定性误判。此外,由图13可知,计及机组间暂态交互作用时,稳定域减小,暂态交互作用不利于多机并联系统暂态稳定性。这是因为机组间交互作用降低机组功率传输能力,暂态失稳风险增大。

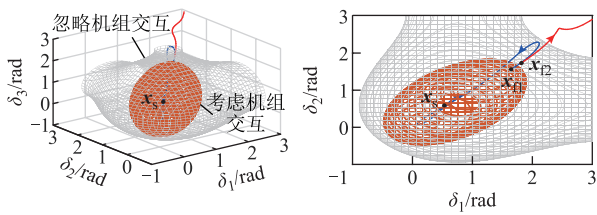


图 13 机组交互对稳定域影响

Fig.13 Effect of transient interaction on stability region

综上所述，阻尼耗散、无功环电压动态以及机组间暂态交互作用对构网型变流器多机系统的暂态稳定性有着不可忽略的影响。为准确地刻画构网型变流器多机并联系统稳定域，本文提出计及阻尼耗散、无功环电压动态以及机组间暂态交互作用的李雅普诺夫函数集。与传统李雅普诺夫函数相比，本文李雅普诺夫函数集具有相对更高的准确性，可降低暂态稳定性预判的保守性。

5 实验验证

为了验证所估计稳定域的准确性，基于硬件在环平台搭建如图 1b 所示的构网型变流器多机并联系统。主电路在 RT-Lab OP5607 实时仿真器中搭建，控制算法在 DSP28335 平台实现，步长为 10 μs。具体实验平台如图 14 所示。

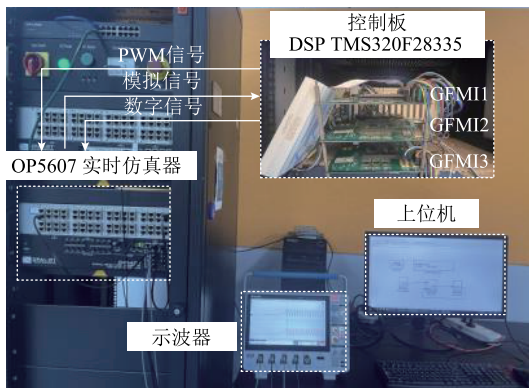


图 14 构网型变流器并联系统硬件在环实验平台
Fig.14 Hardware-in-the-loop experiment platform of multi-paralleled GFMI system

5.1 稳定域验证

图 15a 为 0.5(pu)电压骤降深度下，当故障清除时间为 0.10 s 时，构网型变流器多机并联系统的实验结果，系统参数见表 1。此时，多机并联系统的功角未发散，暂态同步稳定性得以保持。然而，当故障持续时间增加到 0.11 s 时，如图 15b 所示，三台构网型变流器功角发散，与电网失去同步运行，发生暂态同步失稳。

实验结果与图 8 中的最大稳定域估计结果一

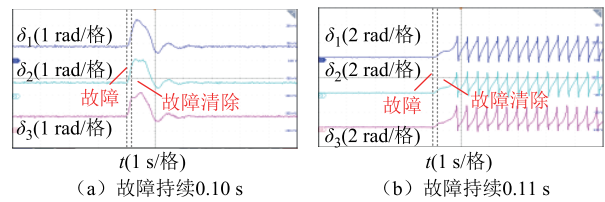


图 15 最大稳定域验证

Fig.15 Verification of maximum stability region

致：故障持续时间为 0.10 s 时，故障清除点位于稳定区域内，保持暂态同步稳定性；而故障持续时间 0.11 s 时，故障清除点位于稳定区域外，发生同步失稳。因此，本文构造的李雅普诺夫函数集可准确估计最大稳定域，基于故障清除点是否在稳定域内预判多机并联系统故障清除后的暂态稳定性，进而指导继电保护装置动作。

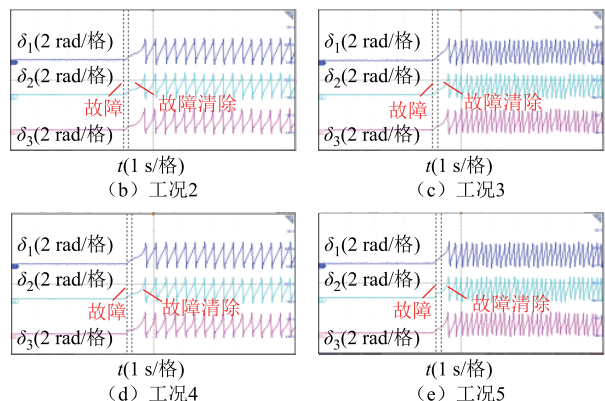
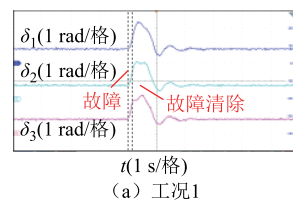
5.2 参数验证

为充分验证控制参数与电网参数对构网型变流器并联系统暂态同步稳定性的影响，基于 RT-Lab 平台设计七组不同工况实验，故障清除时间均为 0.10 s，具体参数见表 3，实验结果如图 16 所示。

表 3 实验工况与相关参数

Tab.3 Experimental conditions and related parameters

工况	参数	结果
1	FD=0.10 s, 其他参数见表 1	稳定
2	FD=0.10 s, 参考功率 P_{ref} 增大, 其他参数见表 1	失稳
3	FD=0.10 s, 阻尼系数 D_{pi} 减小, 其他参数见表 1	失稳
4	FD=0.10 s, 惯量系数 J_{pi} 减小, 其他参数见表 1	失稳
5	FD=0.10 s, 无功下垂系数 D_{qi} 减小, 其他参数见表 1	失稳
6	FD=0.10 s, 故障深度 V_{sag} 增大, 其他参数见表 1	失稳
7	FD=0.10 s, 线路阻抗 L_g 增大, 其他参数见表 1	失稳



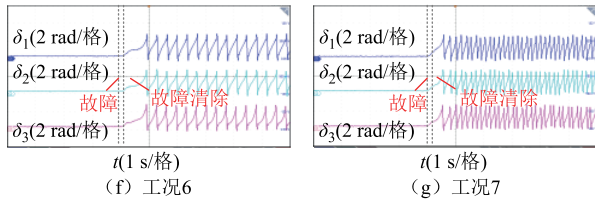


图 16 参数对多机系统暂态同步稳定性影响验证
Fig.16 Verification of the parameters' influence on transient stability

结果表明,当参考功率 P_{refi} 增大、阻尼系统 D_{pi} 减小、惯量系数 J_i 减小、无功下垂系数 D_{qi} 减小、故障跌落深度 V_{sag} 增大、线路阻抗 L_g 增大时,构网型变流器并联系统从工况 1 的稳定变为失稳,暂态稳定性恶化。该结果与图 9、图 10 参数分析相一致,验证了基于稳定域定量探究多机系统暂态同步稳定性的可行性与准确性。

5.3 关键环节验证

基于稳定域分析,系统阻尼加快暂态过程中的能量耗散和衰减,提升暂态同步稳定性。为验证稳定域分析的准确性,在图 16 工况 1 基础上,进一步减小系统阻尼系数,实验结果如图 17a 所示。由此可见,减小系统阻尼后,构网型变流器并联系统发生暂态同步失稳,与稳定域分析结果一致。

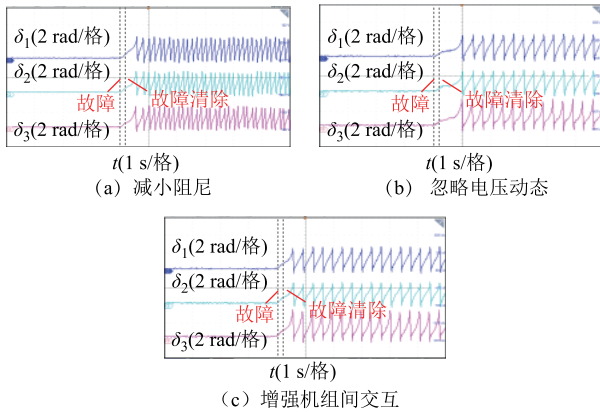


图 17 关键环节对多机系统暂态同步稳定性影响验证
Fig.17 Verification of the key component's influence on transient stability

基于稳定域分析,考虑电压动态特性等效于在比例型无功环基础上引入了电压“惯性”环节,系统暂态同步稳定性提升。为验证稳定域分析的准确性,在图 16 工况 1 基础上,将积分型无功环改为比例型无功环,间接性验证无功环电压动态影响,实验结果如图 17b 所示。由此可见,采用比例型无功环后,构网型变流器并联系统发生暂态同步失稳,忽略无功环电压动态特性系统稳定性恶化,与稳定

域分析结果一致。

基于稳定域分析,机组间暂态交互造成系统稳定域减小、暂态同步稳定性恶化。根据式(4),机组间暂态交互作用与机组间等效阻抗成反比。因此,本实验通过增大机组 1 与机组 2 之间等效导纳 B_{12} 间接验证交互作用对并联系统暂态稳定性影响,其结果如图 17c 所示。由此可见,减小机组间等效阻抗后,机组间交互作用增强,并联系统发生暂态同步失稳,验证稳定域分析的准确性。

6 结论

针对构网型变流器多机并联系统暂态同步稳定性问题,本文建立了机组外交互与有功无功内耦合的构网型变流器多机并联系统大信号等效模型,构造了李雅普诺夫函数集定量估计多机系统最大稳定域。所得到的研究结论如下:

1) 由于复杂交互作用的存在,构网型多机系统的等效模型和暂态特性比单机系统更复杂,电压动态、阻尼耗散及机组间交互对多机系统的暂态同步稳定性存在重要影响。

2) 计及电压动态、阻尼耗散及机组暂态交互的李雅普诺夫函数集可以准确地估计多机并联系统最大稳定域,并通过故障清除点位置预判暂态同步稳定性。若故障清除点在稳定域内,则暂态同步稳定;若故障清除点在稳定域外,则暂态同步失稳。

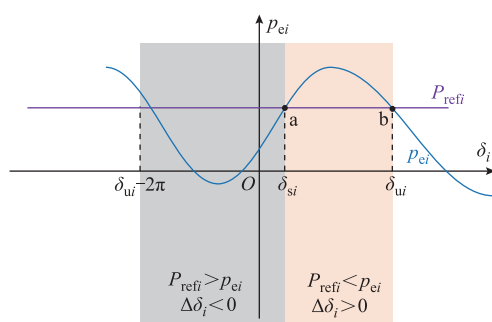
3) 通过比较稳定域大小可知,参考功率、故障深度及线路阻抗的增大会使稳定域减小,而阻尼系数、惯量系数及无功下垂系数的增大造成稳定域增大。电压动态与阻尼耗散可提升系统稳定裕度,而机组间暂态交互降低稳定裕度。

附录

李雅普诺夫函数集 E_i 满足拉萨尔不变性定理半负定条件,则

$$\begin{cases} 1 - \lambda \geq 0 \\ \lambda(P_{refi} - p_{ei})\Delta\delta_i \leq 0 \end{cases} \quad (A1)$$

根据式(6), $p_{ei}-\delta_i$ 曲线如附图 1 所示,为近似正弦曲线。图中, δ_{si} 为稳定平衡点, δ_{ui} 为不稳定平衡点。由附图 1 可知,当 $\delta_i < \delta_{si}$ 时, $p_{ei} < P_{refi}$, $(P_{refi}-p_{ei})\Delta\delta_i < 0$; 当 $\delta_i > \delta_{si}$ 时, $p_{ei} > P_{refi}$, $(P_{refi}-p_{ei})\Delta\delta_i < 0$ 。因此,在平衡点 δ_{si} 附近,始终有 $(P_{refi}-p_{ei})\Delta\delta_i \leq 0$ 。

附图 1 $p_{ei}-\delta_i$ 曲线App.Fig.1 $p_{ei}-\delta_i$ curve

参考文献

- [1] 黄萌, 舒思睿, 李锡林, 等. 面向同步稳定性的电力电子并网变流器分析与控制研究综述[J]. 电工技术学报, 2024, 39(19): 5978-5994.
Huang Meng, Shu Sirui, Li Xilin, et al. A review of synchronization-stability-oriented analysis and control of power electronic grid-connected converters [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(19): 5978-5994.
- [2] 谢小荣, 贺静波, 毛航银, 等. “双高”电力系统稳定性的新问题及分类探讨[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(2): 461-475.
Xie Xiaorong, He Jingbo, Mao Hangyin, et al. New issues and classification of power system stability with high shares of renewables and power electronics [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(2): 461-475.
- [3] 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.
- [4] 熊小玲, 李昕悦, 周琰, 等. 基于陷波器的构网型换流器同步频率谐振抑制策略[J]. 电工技术学报, 2024, 39(12): 3827-3839.
Xiong Xiaoling, Li Xinyue, Zhou Yan, et al. Synchronous frequency resonance suppression of grid-forming converter based on Notch filter[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(12): 3827-3839.
- [5] Luo Cong, Chen Yandong, Xu Yuancan, et al. Two-stage transient control for VSG considering fault current limitation and transient angle stability[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(7): 7169-7179.
- [6] 李锡林, 查晓明, 田震, 等. 频率突变影响下基于 Lyapunov 法的孤岛微电网暂态稳定性分析[J]. 电工技术学报, 2023, 38(增刊 1): 18-31, 55.
Li Xilin, Zha Xiaoming, Tian Zhen, et al. Lyapunov based transient stability analysis of islanded microgrid under the influence of frequency abrupt change[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2023, 38(S1): 18-31, 55.
- [7] Xiong Xiaoling, Wu Chao, Blaabjerg F. Effects of virtual resistance on transient stability of virtual synchronous generators under grid voltage sag[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2022, 69(5): 4754-4764.
- [8] Pan Donghua, Wang Xiongfei, Liu Fangcheng, 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, 2020, 8(2): 1019-1033.
- [9] 李明飞, 吴在军, 全相军, 等. 计及阻尼特性的构网型并网逆变器暂态同步稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(15): 198-207.
Li Mingfei, Wu Zaijun, Quan Xiangjun, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-forming grid-connected inverter considering damping characteristics[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(15): 198-207.
- [10] 张静怡, 田震, 李锡林, 等. 考虑阻尼影响的虚拟同步发电机暂态同步稳定性量化分析[J]. 电力系统自动化, 2025, 49(7): 13-24.
Zhang Jingyi, Tian Zhen, Li Xilin, et al. Quantitative analysis of transient synchronous stability of virtual synchronous generator considering damping effect[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(7): 13-24.
- [11] Shuai Zhikang, Shen Chao, Liu Xuan, 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.
- [12] Fu Xikun, Sun Jianjun, Huang Meng, 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.
- [13] Ge Pingjuan, Tu Chunming, Xiao Fan, et al. Design-

- oriented analysis and transient stability enhancement control for a virtual synchronous generator[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2023, 70(3): 2675-2684.
- [14] 魏凤廷, 张海涛, 王秀丽, 等. 计及电压动态特性的虚拟同步机暂态稳定性分析[J]. 电网技术, 2024, 48(7): 2910-2918.
Wei Fengting, Zhang Haitao, Wang Xiuli, et al. Transient stability analysis of virtual synchronous generator considering voltage dynamic characteristics[J]. Power System Technology, 2024, 48(7): 2910-2918.
- [15] 黄萌, 凌扬坚, 耿华, 等. 功率同步控制的构网型变流器多机交互分析与稳定控制研究综述[J]. 高电压技术, 2023, 49(11): 4571-4583.
Huang Meng, Ling Yangjian, Geng Hua, et al. An overview on multi-VSCs interaction analysis and stability controls of grid-forming converters with power synchronization control[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(11): 4571-4583.
- [16] He Xiuqiang, Geng Hua. PLL synchronization stability of grid-connected multiconverter systems[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2022, 58(1): 830-842.
- [17] 王继磊, 张兴. 多逆变器并联系统暂态稳定性分析及其暂态电流注入策略[J]. 高电压技术, 2025 51(1): 390-400.
Wang Jilei, Zhang Xing. Transient stability analysis and transient current injection strategy of multi-inverter parallel system[J]. High Voltage Engineering, 2025 51(1): 390-400
- [18] Pal D, Panigrahi B K. Reduced-order modeling and transient synchronization stability analysis of multiple heterogeneous grid-tied inverters[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2023, 38(2): 1074-1085.
- [19] Li Xilin, Tian Zhen, Zha Xiaoming, et al. Nonlinear modeling and stability analysis of grid-tied paralleled-converters systems based on the proposed dual-iterative equal area criterion[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2023, 38(6): 7746-7759.
- [20] He Xiuqiang, Pan Sisi, Geng Hua. Transient stability of hybrid power systems dominated by different types of grid-forming devices[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(2): 868-879.
- [21] 邹赵悦, 吴超, 王勇, 等. 基于等效同步功率的孤岛并联构网变流器系统暂态稳定性分析[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(2): 140-150.
Zou Zhaoyue, Wu Chao, Wang Yong, et al. Transient stability analysis of islanded system with parallel grid-forming converters based on equivalent synchronous power[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(2): 140-150.
- [22] Wang Jilei, Zhang Xing, Li Ming. Transient stability analysis and improvement of multiparalleled virtual synchronous generators grid-connected system[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2024, 12(4): 4094-4105.
- [23] Li Yujun, Lu Yiyuan, Yang Jialun, et al. Synchronization stability of multiple VSGs embedded power system with controller limits[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2025, 40(1): 834-849.
- [24] Chen Lei, Tang Jingguang, Qiao Xuefeng, et al. Investigation on transient stability enhancement of multi-VSG system incorporating resistive SFCLs based on deep reinforcement learning[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2024, 60(1): 1780-1793.
- [25] 易相彤, 沈超, 彭也伦, 等. 基于同调等值的多变流器系统聚合降阶建模[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(15): 5664-5675.
Yi Xiangtong, Shen Chao, Peng Yelun, et al. Aggregation reduced-order modeling of multi-converter systems based on coherency equivalence method[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(15): 5664-5675.
- [26] 李承昱, 许建中, 赵成勇, 等. 基于虚拟同步发电机控制的 VSC 类同调等值方法[J]. 电工技术学报, 2016, 31(13): 111-119.
Li Chengyu, Xu Jianzhong, Zhao Chengyong, et al. Coherency equivalence method for voltage source converter based on virtual synchronous generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(13): 111-119.
- [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] 付熙坤, 黄萌, 凌扬坚, 等. 功率耦合和电流限幅影响下构网型变流器的暂态同步稳定分析[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(7): 2815-2825.
Fu Xikun, Huang Meng, Ling Yangjian, et al. Transient synchronization stability analysis of grid-

forming converter influenced by power-coupling and current-limiting[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(7): 2815-2825.

- [29] Yorino N, Popov E, Zoka Y, et al. An application of critical trajectory method to BCU problem for transient stability studies[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013, 28(4): 4237-4244.
- [30] Wang Huaiyuan, Ouyang Yucheng. Adaptive data recovery model for PMU data based on SDAE in transient stability assessment[J]. IEEE Transactions

on Instrumentation and Measurement, 2022, 71: 2519611.

作者简介

罗 聪 男, 1997 年生, 博士研究生, 研究方向为新能源并网系统建模、分析与控制。

E-mail: congluo@hnu.edu.cn

陈燕东 男, 1979 年生, 教授, 博士生导师, 研究方向为新能源发电系统建模与控制、微电网技术、特种电源技术。

E-mail: yandong_chen@hnu.edu.cn (通信作者)

Transient Model and Stability Region Estimation for Multiple Paralleled Grid-Forming Inverter System

Luo Cong Chen Yandong Xie Zhiwei Gao Mingkun Xie Jiawei

(School of Electrical and Information Engineering Hunan University Changsha 410006 China)

Abstract In China, the current renewable energy resources mainly use grid-following converters as grid-connected interfaces, which cannot provide inertia and damping support for power systems. In order to enhance the support capacity of renewable energy resources, grid-forming inverters are emerging as a promising solution as they can emulate the dynamic property of synchronous generator and provide support. However, the grid-forming inverter faces significant risks of transient synchronous instability. Current research primarily focuses on single grid-forming inverter systems, which cannot be applied to multi-machine systems due to complex interactions between converters. Quantitative transient analysis and the method of stability region estimation for multiple paralleled grid-forming inverter systems are absent.

To fill this gap, taking transient interaction and power coupling into consideration, the large-signal equivalent model of multiple grid-forming inverters system is established. Based on this model, a set of Lyapunov functions is constructed, which accounts for damping dissipation, reactive power loop dynamics, and transient interactions, enabling intuitively and accurately plotting the stability region for multi-machine system. Then, by comparing the sizes of the stability regions, the impact of control parameters and grid parameters on the stability boundaries of grid-forming multi-machine systems is quantified. Furthermore, the influence of damping dissipation, reactive power loop dynamics, and transient interactions on the transient stability margin is explored. Finally, hardware-in-the-loop experiments validate the accuracy of the estimated maximum stability region.

The following conclusions can be drawn from the analysis in this paper: (1) Due to the complex interaction, the equivalence model and transient characteristics of multi-machine system are more complex than those of single-machine system. (2) The Lyapunov function set, which takes into account voltage dynamics, damping dissipation and transient interaction, can accurately estimate the maximum stability region of multiple grid-forming inverter systems, and predict the transient synchronization stability via the location of the fault clearing point. (3) By comparing the size of the stability region, the increase of reference power, fault depth, and line impedance will reduce the stability region, and the increase of damping coefficient, inertia, and reactive droop coefficient will enlarge the stability region. The voltage dynamics and damping dissipation can increase the stability margin of the system, and the transient interaction between units can reduce the stability margin.

Keywords: Grid-forming inverter, transient synchronous stability, stability region, multi-machine system

(编辑 赫 蕾)