第 52 卷 第 5 期：2159-2172 高电压技术 Vol.52, No.5: 2159-2172
2026 年 5 月 31 日 High Voltage Engineering May 31, 2026
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20251504

多构网变流器系统在电网电压相位角跳变下的暂态同步稳定机理与功率可行域

郭　力，吴凯旋，王　智，周　旭，李霞林
（智能配用电装备与系统全国重点实验室(天津大学)，天津 300072）

摘　要：国内外技术标准规定构网变流器在并网运行时具备相位角跳变耐受能力，但是电网电压相位角跳变下构网变流器面临暂态同步失稳风险。该文分析了相位角跳变扰动下多构网变流器系统的暂态同步稳定性。首先，类比转子运动方程，建立了以同步控制动态为核心的系统同步动力学模型。然后，创新提出数值积分和等面积法相结合的暂态同步稳定性分析思路，量化分析了多构网变流器系统相位角跳变扰动下的暂态同步稳定性。该方法借助数值积分计算系统的加速和减速面积，因而可以考虑阻尼以及多变流器间交互作用的影响，具有暂态同步稳定评估精度高，物理意义明确等优点。基于所提稳定性分析方法，进一步刻画了保证电网电压相位角跳变扰动下系统暂态同步稳定的功率可行域。量化分析了构网变流器有功和无功控制参数对功率可行域的影响规律。最后，基于 RT-LAB 硬件在环实验平台验证了理论分析的有效性。

关键词：电网电压相位角跳变；多构网变流器系统；同步动力学模型；暂态同步稳定分析；功率可行域

Transient Synchronization Stability Mechanism and Power Feasible Region of Multi-parallel Grid-forming Converters Under Grid Voltage Phase Angle Jumps

GUO Li, WU Kaixuan, WANG Zhi, ZHOU Xu, LI Xialin
(State Key Laboratory of Smart Power Distribution Equipment and System(Tianjin University), Tianjin 300072, China)

Abstract：According to domestic and international technical standards, grid-forming converters (GFMCs) are required to withstand grid voltage phase angle jumps. However, such disturbances may lead to transient synchronization instability. This paper investigates the transient synchronization stability of multi-parallel grid-forming converters under phase angle jump. First, a synchronization dynamic model is established by drawing analogy with the classical rotor swing equation. Then, to enable quantitative stability assessment, a hybrid method combining numerical integration and the equal area criterion is proposed. By calculating the acceleration and deceleration areas with numerical integration, the proposed method fully considers the effects of damping and the interactions among multiple converters, thus enabling high-accuracy transient synchronization stability assessment with clear physical interpretation. Based on this method, the power feasible region that ensures transient synchronization stability under phase angle jump is further characterized. The influence of active and reactive power control parameters on the power feasible region is also quantitatively analyzed. Finally, the RT-LAB hardware-in-the-loop (HIL) experimental results validate the effectiveness of the theoretical analysis.

Key words: grid voltage phase angle jump; multi-parallel grid-forming converters; synchronous dynamic model; transient synchronization stability; power feasible region

0　引言

构网变流器对外表现为电压源特性，能够为电力系统提供频率和电压支撑，是保障高比例电力电子装备接入下新型电力系统安全稳定运行的关键核心技术之一[1-3]。在未来将会广泛出现多构网变流器并联支撑电力系统运行的场景，例如规模化构网储能变流器集群并联等[4]。目前，国内外技术标准均要求构网变流器在并网条件下具备相位角跳变耐受能力。例如，中国中关村储能产业技术联盟团体标准[5]、IEEE 2800：2022 标准[6]、德国 FNN 标准[7]指出，因电网扰动导致电压相位角突变且相位角突变小于 30°时，构网型变流器应能稳定运行。此外，电化学储能构网型变流器技术规范征求意见[8]、英

基金资助项目：智能电网国家科技重大专项(2025ZD0807100)。
Project supported by Smart Grid National Science and Technology Major Special Project (2025ZD0807100).

国 GC0137 标准[9]、欧洲 OSMO-SEC 标准[10]进一步将该阈值放宽至 60°。但是，电网电压相位角跳变下构网变流器面临暂态同步失稳风险[11]。现有研究聚焦于电网故障，鲜有涉及相位角跳变这类大扰动[12-13]。实际上，变压器抽头变换、输电线路或母线的切换操作、网络拓扑变化以及电网故障前后系统结构的突然改变等都会引起电压的相位跳变。因而，本文致力于研究相位角跳变下多构网变流器系统的暂态同步稳定问题。

当前关于构网变流器暂态同步稳定性的研究主要聚焦于单机系统。文献[14-15]忽略无功功率环控制的影响，采用能量函数法、阻尼能量近似法等方法分析了构网变流器并网系统的暂态同步稳定性。文献[16-17]考虑无功功率环控制动态的影响，解析构建了考虑有功与无功功率控制耦合下的构网变流器并网系统的能量函数，提出暂态同步稳定判据。为进一步降低暂态同步稳定评估的保守性，文献[18-19]提出基于迭代等面积法的暂态同步稳定性分析方法，量化分析了有功与无功功率控制耦合影响下系统的暂态同步稳定性。文献[20]分析了电流限幅环节对构网变流器暂态稳定性的影响。但是，上述研究未考虑多构网变流器间的复杂的动态交互作用[21]，因而所提出的模型和分析方法无法解决多构网变流器并网系统的暂态同步稳定问题。

针对多构网变流器系统暂态同步稳定性研究，文献[22-24]考虑变流器间的交互作用，解析构建了系统的能量函数，量化分析了系统的暂态同步稳定性。但上述研究未能完全考虑阻尼系数的影响，因而暂态同步稳定性评估结果保守性较强。为进一步降低稳定性评估结果的保守性，文献[25]研究了阻尼系数与稳定域边界的定量关系，提出了一种阻尼面积近似的方法，降低了电网故障下临界故障切除时间的计算误差。但是，该方法存在不等式放缩过程，因而仍具有一定的保守性，无法准确的评估系统的暂态同步稳定性。此外，文献[26]采用 TS 法数值构建了多构网变流器系统的李雅普诺夫能量函数，量化分析了系统的暂态同步稳定性。但是该方法的理论基础是李雅普诺夫第二法，不可避免的具有保守性。

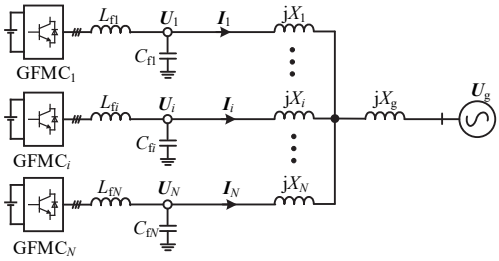
综上所述，现有多构网变流器系统暂态同步稳定性研究尚未充分考虑阻尼及变流器间的耦合交互作用，暂态同步稳定评估结果存在保守性。针对上述问题，本文提出基于同步动力学模型的暂态同步稳定性分析方法。首先，类比转子运动方程，建立了以同步控制动态为核心的系统同步动力学模型。然后，创新提出数值积分和等面积法相结合的暂态同步稳定性分析思路，量化分析了多构网变流器系统相位角跳变扰动下的暂态同步稳定性。该方法借助数值积分计算系统的加速和减速面积，因而可以考虑阻尼以及多变流器间交互作用的影响，准确计算出系统的加速和减速面积，具有暂态同步稳定评估精度高，物理意义明确等优点。进一步，基于所提暂态同步稳定性分析方法，刻画了保证系统暂态稳定的功率可行域，量化分析了系统参数对功率可行域的影响规律。最后，在 RT-LAB 硬件在环实验结果验证了本文理论分析的有效性。

1 系统建模与问题描述

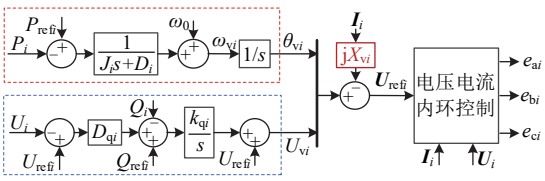
1.1 系统结构及控制描述

图 1(a)为本文研究的多构网变流器系统拓扑结构图。系统包含 N 个构网变流器(grid-forming converter，GFMC)，将第 i 个构网变流器记作 GFMC$_i$，其接入点定义为节点 i，其中 i=1, 2, …, N；L_{fi} 和 C_{fi} 分别是 GFMC$_i$ 滤波器电感和电容；$\boldsymbol{I}_i$、$\boldsymbol{U}_i$ 和 $\boldsymbol{U}_g$ 分别为 GFMC$_i$ 的输出电流、输出电压和无穷大母线电压；X_i 和 X_g 分别为 GFMC$_i$ 滤波器至并网点和并网点至无穷大母线之间的等效电抗。

图 1(b)给出了第 i 个构网变流器的控制结构，包括有功功率控制环(active power control loop，APCL)、无功功率控制环(reactive power control loop，RPCL)、



(a) 多构网变流器系统拓扑



(b) GFMC$_i$ 的控制结构

图 1 多构网变流器系统拓扑及 GFMC$_i$ 的控制结构

Fig.1 Topology of multi-parallel grid-forming converters and control structure of GFMC$_i$

虚拟阻抗和电压电流内环控制。e_{ai}、e_{bi}、e_{ci} 分别代表 GFMC$_i$ 的三相调制电压。

有功功率控制环模拟同步机的摇摆方程，生成角频率 ω_{vi} 和相位角 θ_{vi}，其中 P_{refi}、P_i、J_i、D_i 和 ω_0 分别表示 GFMC$_i$ 的有功功率参考值、有功注入功率、虚拟惯量、阻尼系数和额定角频率。无功功率控制环采用含积分的 Q-U 下垂控制，生成电压内电势 U_{vi}，其中 Q_{refi}、Q_i、U_{refi}、D_{qi} 和 k_{qi} 分别表示 GFMC$_i$ 的无功功率参考值、无功注入功率、电压参考值、Q-U 下垂系数和积分增益。

为避免大扰动下构网变流器过流，本文加入虚拟阻抗 X_{vi} 进行限流。电压电流内环控制实现 GFMC$_i$ 的输出电压 $\boldsymbol{U}_i$ 跟随有功功率控制环、无功功率控制环和虚拟阻抗生成的电压参考 $\boldsymbol{U}_{refi}$。

1.2　适用于暂态同步稳定性分析的数学模型

本文聚焦于电网电压相位角跳变扰动下系统的暂态同步稳定问题，由于构网变流器的电压电流内环控制动态通常远快于有功和无功功率控制动态，因而本文考虑如下假设简化分析[22-27]：

1）忽略 LC 滤波器和交流网络电磁暂态。

2）忽略构网变流器的电压电流内环控制动态，即近似认为 $\boldsymbol{U}_i$ 能近似实时跟踪电压参考 $\boldsymbol{U}_{refi}$。

结合上述假设和图 1 所示的系统结构，图 2 给出了多构网变流器并网系统的建模框架。

图 2 中 $\boldsymbol{I}=[\boldsymbol{I}_1, \cdots, \boldsymbol{I}_N]^{\mathrm{T}}$、$\boldsymbol{U}=[\boldsymbol{U}_1, \cdots, \boldsymbol{U}_N]^{\mathrm{T}}$，其中 $\boldsymbol{U}_i=U_i\angle\delta_i$、$\boldsymbol{I}_i=I_i\angle\delta_{Ii}$。$U_i$、$I_i$ 和 δ_i、δ_{Ii} 分别为 $\boldsymbol{U}_i$ 和 $\boldsymbol{I}_i$ 的幅值和相位角，式中 $i=1, \cdots, N$。$\boldsymbol{U}_v=[\boldsymbol{U}_{v1}, \cdots, \boldsymbol{U}_{vN}]^{\mathrm{T}}$，其中 $\boldsymbol{U}_{vi}=U_{vi}\angle\delta_{vi}$ 为等效内电势，δ_{vi} 表示 GFMC$_i$ 的有功功率控制环生成的相角 θ_{vi} 与公共参考坐标系间的相角差，具体表达式如式(1)，式(1)中 ω_g 是电网电压的角频率，本文考虑 $\omega_g=\omega_0$。$\boldsymbol{U}_g=U_g\angle\delta_g$，$U_g$ 和 δ_g 分别表示电网电压的幅值和相位角。另外，矩阵 $\boldsymbol{Y}_{Nv}$、$\boldsymbol{Y}_{Ng}$、$\boldsymbol{Y}_N$、$\boldsymbol{Y}_g$、$\boldsymbol{Z}_v$、$\boldsymbol{K}_v$、$\boldsymbol{K}_g$ 的表达式及其含义请见附录 A。

$$\delta_{vi}=\theta_{vi}-\int\omega_g\mathrm{d}t \tag{1}$$

δ_{vi}、δ_i 和 δ_g 与公共参考坐标系 DQ 的关系如图 3 所示。电网电压相位角跳变前，本文考虑电网电压 $\boldsymbol{U}_g$ 与公共坐标系重合，即 $\delta_g=0°$。

多构网变流器并网系统的建模主要包括构网变流器建模和网络建模，下面将给出详细介绍。

1）构网变流器建模

以 GFMC$_i$ 为例介绍。GFMC$_i$ 的模型包括

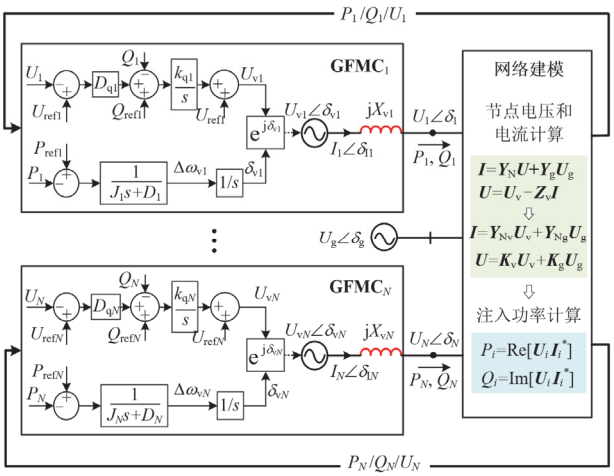


图 2　多构网变流器系统的建模框架

Fig.2　Modeling framework of the multi-parallel GFMCs

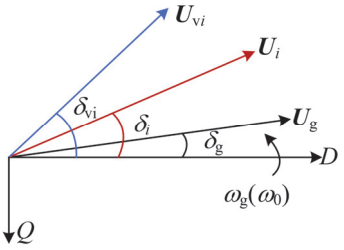


图 3　δ_{vi}、δ_i 和 δ_g 与公共坐标系 DQ 的关系图

Fig.3　Relationship of δ_{vi}, δ_i and δ_g with respect to the common coordinate system

APCL、RPCL 和虚拟阻抗，各部分建模如下所述。

(1)APCL：结合图 1(b)和式(1)，GFMC$_i$ 的 APCL 动态方程可描述如下：

$$\begin{cases}\dot{\delta}_{vi}=\omega_{vi}-\omega_0\triangleq\Delta\omega_{vi}\\ J_i\Delta\dot{\omega}_{vi}=P_{refi}-P_i-D_i(\omega_{vi}-\omega_0)\end{cases} \tag{2}$$

(2)RPCL：根据图 1(b)，GFMC$_i$ 的 RPCL 动态方程如(3)所示：

$$U_{vi}=U_{refi}+k_{qi}\int\left(D_{qi}(U_{refi}-U_i)+Q_{refi}-Q_i\right)\mathrm{d}t \tag{3}$$

(3)虚拟阻抗：根据图 2，虚拟阻抗建模如下：

$$\boldsymbol{U}_i=\boldsymbol{U}_{vi}-\mathrm{j}X_v\boldsymbol{I}_i \tag{4}$$

2）网络建模

网络建模分为两部分，节点电压和电流计算，以及注入功率计算，下面给出详细介绍。

(1)节点电压和电流计算：结合电流诺顿方程和式(4)可得节点 i 的注入电流 $\boldsymbol{I}_i$ 和电压 $\boldsymbol{U}_i$ 的表达式分别如式(5)和(6)所示。$\boldsymbol{I}_i$ 和 $\boldsymbol{U}_i$ 的推导过程请见附录 A。B_{vij}、B_{Ngi} 和 K_{vij} 分别是矩阵 $\boldsymbol{Y}_{Nv}$、$\boldsymbol{Y}_{Ng}$ 和 $\boldsymbol{K}_v$ 中第 i 行第 j 行的元素，K_{gi} 是矩阵 $\boldsymbol{K}_g$ 中第 i 行的元素。

$$\boldsymbol{I}_i=-\left(B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{g}}\sin\delta_{\mathrm{g}}+\sum_{j=1}^{N}U_{\mathrm{v}j}B_{\mathrm{v}ij}\sin\delta_{\mathrm{v}j}\right)+\mathrm{j}\left(B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{g}}\cos\delta_{\mathrm{g}}+\sum_{j=1}^{N}U_{\mathrm{v}j}B_{\mathrm{v}ij}\cos\delta_{\mathrm{v}j}\right) \tag{5}$$

$$\boldsymbol{U}_i=K_{gi}U_{\mathrm{g}}\cos\delta_{\mathrm{g}}+\sum_{j=1}^{N}K_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}j}\cos\delta_{\mathrm{v}j}+\mathrm{j}\left(\sum_{j=1}^{N}K_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}j}\sin\delta_{\mathrm{v}j}+K_{\mathrm{g}i}U_{\mathrm{g}}\sin\delta_{\mathrm{g}}\right) \tag{6}$$

(2)注入功率计算：节点 i 的有功和无功注入功率 P_i 和 Q_i 可通过式(7)得到，式中*表示共轭运算。

$$P_i+\mathrm{j}Q_i=\boldsymbol{U}_i\boldsymbol{I}_i^{*} \tag{7}$$

结合式(5)—(7)，P_i 和 Q_i 可计算如下：

$$\begin{cases}P_i=B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{g}}\sin(\delta_{\mathrm{v}i}-\delta_{\mathrm{g}})+\sum_{j=1}^{N}B_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{v}j}\sin\delta_{\mathrm{v}ij}\\ Q_i=-B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{g}}\cos(\delta_{\mathrm{v}i}-\delta_{\mathrm{g}})-\sum_{j=1}^{N}B_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{v}j}\cos\delta_{\mathrm{v}ij}-X_{\mathrm{v}i}I_i^{2}\end{cases} \tag{8}$$

式中：I_i 为节点 i 注入电流 $\boldsymbol{I}_i$ 的幅值。

3）多构网变流器系统的同步动力学模型

结合构网变流器建模和网络建模，可得适用于多构网变流器并网系统暂态同步稳定性分析的非线性数学模型。为借鉴适用于同步发电机的经典暂态同步稳定性分析理论，本文类比转子运动方程，建立了以同步控制动态为核心的系统同步动力学模型，如(9)所示。

$$J_i\frac{\mathrm{d}^2\delta_{\mathrm{v}i}}{\mathrm{d}t^2}=\underbrace{P_{\mathrm{ref}i}+P_{ci}+P_{\mathrm{inter}i}}_{P_{\mathrm{m}i}}-P_{ei}-D_i\frac{\mathrm{d}\delta_{\mathrm{v}i}}{\mathrm{d}t} \tag{9}$$

式中：$P_{\mathrm{m}i}$ 和 P_{ei} 分别为等效机械功率和等效电磁功率；P_{ci} 和 $P_{\mathrm{inter}i}$ 分别代表 GFMC$_i$ 功率控制耦合项和其它变流器与 GFMC$_i$ 交互作用项；P_{ci}、$P_{\mathrm{inter}i}$ 和 P_{ei} 的表达式如(10)所示。需要指出的是，式(9)中保留了阻尼项 $D_i(\mathrm{d}\delta_{\mathrm{v}i}/\mathrm{d}t)$以及交互作用项 $P_{\mathrm{inter}i}$，前者刻画了构网变流器自身阻尼对功角动态的影响，后者通过节点电压、电流与导纳矩阵将多台构网变流器之间的功率耦合反映在同步动力学模型中。

$$\begin{cases}P_{ci}=B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{g}}\left(U_{\mathrm{v}ei}-U_{\mathrm{v}i}\right)\sin(\delta_{\mathrm{v}i}-\delta_{\mathrm{g}})\\ P_{\mathrm{inter}i}=-\sum_{j=1}^{N}B_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{v}j}\sin\delta_{\mathrm{v}ij}\\ P_{ei}=B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{g}}U_{\mathrm{v}ei}\sin(\delta_{\mathrm{v}i}-\delta_{\mathrm{g}})\end{cases} \tag{10}$$

式中：$U_{\mathrm{v}ei}$ 表示 $U_{\mathrm{v}i}$ 的稳态值；$U_{\mathrm{v}i}$ 由无功功率控制环生成，具体描述如式(11)，式(11)中 U_i 为节点电压 $\boldsymbol{U}_i$ 的幅值。

$$\dot{U}_{\mathrm{v}i}=k_{\mathrm{q}i}(D_{\mathrm{q}i}\left(U_{\mathrm{ref}i}-U_i\right)+Q_{\mathrm{ref}i}+B_{\mathrm{N}gi}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{g}}\cos(\delta_{\mathrm{v}i}-\delta_{\mathrm{g}})+\sum_{j=1}^{N}B_{\mathrm{v}ij}U_{\mathrm{v}i}U_{\mathrm{v}j}\cos\delta_{\mathrm{v}ij}+X_{\mathrm{v}i}I_i^{2}) \tag{11}$$

1.3 模型验证与问题描述

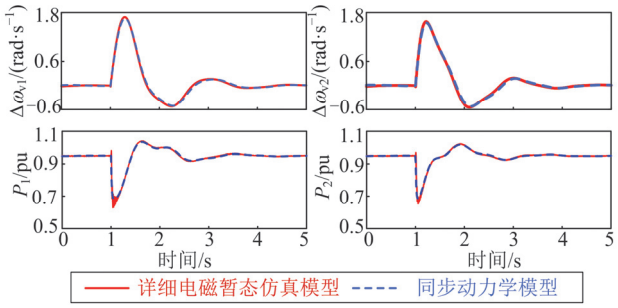
国内外构网变流器技术标准指出，构网变流器在并网条件下应具备相位角跳变耐受能力。但是，电网相位角大幅跳变下构网变流器可能暂态同步失稳，无法满足构网变流器技术标准。为直观展示相位角跳变下构网变流器并网系统暂态同步失稳问题，同时验证数学模型(9)，本文本节在 PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建了两台构网变流器并网系统的仿真算例，详细参数见附录 B 表 B1。

考虑工况 1 和工况 2 两种工况，工况 1 电网电压相位角跳变 30°，工况 2 电网电压相位角跳变 60°。图 4 对比了工况 1 和工况 2 详细模型和降阶数学模型(9)的仿真结果。

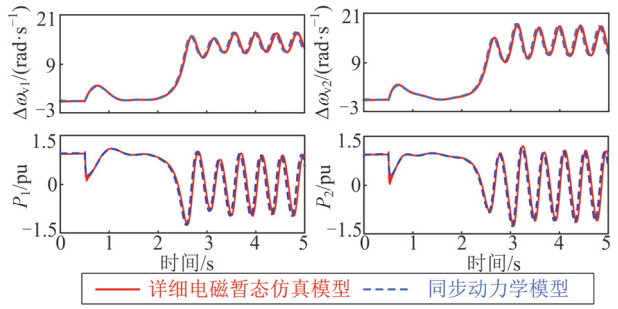
从图 4 中可得出如下结论：

1）本文构建的数学模型适用于分析多构网变流器并网系统的暂态同步稳定问题。由图 4 可知，数学模型的结果与基于详细模型的仿真结果高度重合，验证了数学模型的有效性。

2）电网相位角大幅跳变下构网变流器面临暂态同步失稳风险。由图 4(a)可知，电网电压相位角跳变 30°系统能保持稳定。但是，电网电压相位角



(a) 工况 1 仿真结果



(b) 工况 2 仿真结果

图 4 工况 1 和工况 2 的仿真结果

Fig.4 Simulation results of case 1 and case 2

跳变 60°，两台变流器出现低频振荡失稳，无法与电网保持同步，如图 4(b)所示。

图 4(b)表明，大幅电网电压相位角跳变扰动下，构网变流器可能会暂态失稳，无法满足现有技术标准关于相位角跳变耐受的要求。现有研究大多聚焦于电网电压跌落下系统的稳定性分析，缺乏相位角跳变这类大扰动下的暂态稳定性分析工作，而这正是本文的研究重点。需要强调的是，存在小扰动稳定平衡点是系统暂态稳定的前提。故除上述简化外，在下述理论分析和仿真验证中均保证相角跳变前系统存在小扰动稳定平衡点。

2　多构网变流器并网系统的暂态同步稳定性分析

由式(9)可知，多构网变流器并网系统的同步动力学模型与摇摆方程具有相同的数学形式，因而可采用等面积法分析系统的暂态稳定性。但是，变流器的阻尼 D_i、功率控制耦合项 P_{ci} 和变流器间的交互作用项 P_{interi} 导致加速和减速面积难以求解。

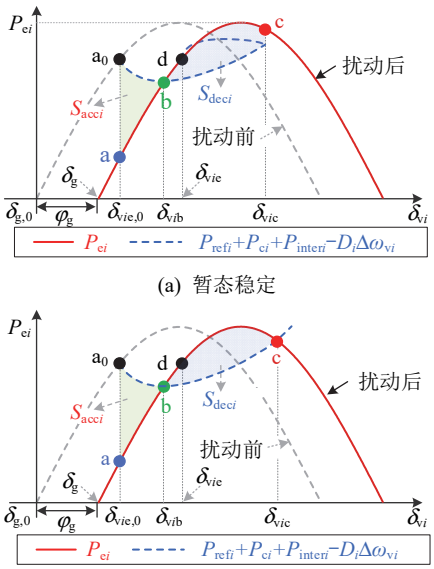
为解决这一问题，本文在 2.1 节创新提出数值积分和等面积法相结合的方法准确计算每台变流器的加速面积和减速面积，进而准确的评估多构网变流器并网系统的暂态同步稳定性。为进一步验证所提方法的有效性，本文在 2.3 节运用所提方法分析了 3 台构网变流器并网系统的暂态稳定性。最后，在 2.4 节，本文对比了所提方法与时域仿真法。

2.1　基于同步动力学模型的暂态稳定性分析方法

考虑电网电压相位角跳变φ_g，图 5(a)和(b)分别给出了 GFMC$_i$ 在暂态稳定和暂态失稳两种情况下的功角曲线。图中$\delta_{g,0}$为相位角跳变前的电网电压相位角；$\delta_{vie,0}$和δ_{vie}为电网电压相位角跳变前和跳变后系统平衡点的δ_{vi}分量，$\delta_{vie}-\delta_{vie,0}=\varphi_g$。为后续表述方便，本文定义$\Delta P_i=P_{mi}-P_{ei}-D_i\Delta\omega_{vi}$。需要指出的是本文所提方法也可适用于相角跳变伴随电压跌落的情况，鉴于本文的研究重点在于相角跳变下的暂态同步稳定问题，后续分析主要针对电网电压相位角跳变工况展开。

为更清晰描述稳定或失稳的过程，系统的暂态过程被分为如下 3 个阶段：

阶段 I(a_0→a)：扰动前，系统稳定于点 a_0，电网电压相位角跳变φ_g，由式(10)可知，等效电磁转矩 P_{ei} 向右平移φ_g。由式(2)可知，δ_{vi} 不会突变，因而系统由点 a_0 跳变至点 a。



(a) 暂态稳定

(b) 暂态失稳

图 5　GFMC$_i$ 的加减速面积图

Fig.5　Acceleration and deceleration area diagram of GFMC$_i$

阶段 II(a→b)：在此阶段，由于等效机械转矩 P_{mi} 大于等效电磁转矩 P_{ei}，因而 GFMC$_i$ 加速，δ_{vi} 不断增加，直至 b 点（$\delta_{vi}=\delta_{vib}$）。此时满足$\Delta P_i(\delta_{vib})=0$，加速阶段结束，角频率$\Delta\omega_{vi}$达到最大值$\Delta\omega_{vimax}$。在该加速过程中，加速面积 S_{acci} 可计算如下：

$$S_{acci}=\int_{\delta_{vie,0}}^{\delta_{vib}}\left(P_{refi}+P_{ci}+P_{interi}-D_i\Delta\omega_{vi}-P_{ei}\right)\mathrm{d}\delta_{vi}=f(\delta_{vib})-f(\delta_{vie,0})+g(\delta_{vib}) \tag{12}$$

式中，$f(\delta_{vi})$和 $g(\delta_{vi})$的表达式如下：

$$\begin{cases}f(\delta_{vi})=P_{refi}\delta_{vi}+B_{Ngi}U_gU_{vei}\cos(\delta_{vi}-\varphi_g)\\ g(\delta_{vi})=\int_{\delta_{vie,0}}^{\delta_{vib}}\left(P_{ci}+P_{interi}-D_i\Delta\omega_{vi}\right)\mathrm{d}\delta_{vi}\end{cases} \tag{13}$$

阶段 III(b→c)：δ_{vi} 越过 b 点后，由于 P_{mi} 小于 P_{ei}，因而 GFMC$_i$ 减速，$\Delta\omega_{vi}$ 减小但仍大于零。因而δ_{vi} 继续增加直至达到 c 点($\delta_{vi}=\delta_{vic}$)。此时，要么$\Delta\omega_{vi}$减小至 0，要么满足$\Delta P_i(\delta_{vic})=0$，减速阶段结束。在该减速过程中，减速面积 S_{deci} 可计算如下：

$$S_{deci}=\int_{\delta_{vib}}^{\delta_{vic}}\left(P_{ei}-P_{refi}-P_{ci}-P_{interi}+D_i\Delta\omega_{vi}\right)\mathrm{d}\delta_{vi}=f(\delta_{vib})-f(\delta_{vic})+g(\delta_{vib})-g(\delta_{vic}) \tag{14}$$

根据等面积法则可知[18]，如果 S_{deci} 等于 S_{acci}，则表明δ_{vi} 运动至 c 点时，$\Delta\omega_{vi}$ 减小至 0，δ_{vi} 运动至其最远点δ_{vic}，如图 5(a)所示。随后δ_{vi} 减小并最终收敛于δ_{vie}，GFMC$_i$ 能够与电网保持同步。

但是，如果 S_{deci} 小于 S_{acci}，则表明δ_{vi} 运动至 c 点时，$\Delta P_i(\delta_{vic})=0$，但$\Delta\omega_{vi}$ 未减小至 0，如图 5(b)所示。因而，随后δ_{vi} 越过 c 点，$\Delta P_i(\delta_{vi})>0$，GFMC$_i$

加速，δ_{vi} 持续增加并最终发散，导致系统暂态失稳。

基于上述分析可知，GFMC$_i$ 保持暂态同步稳定的判据可描述如下：

$$S_{acci} \le S_{deci} \tag{15}$$

由式(12)—(14)可知，变流器的阻尼、GFMC$_i$ 功率控制耦合和变流器间的交互作用对应的加速/减速面积 $g(\delta_{vi})$非常复杂，无法解析求解。为解决这一问题，本文采用数值积分法求解系统轨迹，结合梯形积分公式计算 $g(\delta_{vi})$，进而准确的计算出 GFMC$_i$ 的加速面积 S_{acci} 和减速面积 S_{deci}，具体如图 6 所示。图中 $P_{Ni}=P_{ci}+P_{interi}-D_i\Delta\omega_{vi}$。

对于多构网变流器并网系统，每台变流器的动态相互耦合。每台变流器的加速面积和减速面积中都包含自身阻尼及变流器间耦合作用的影响。只有系统内所有的变流器都满足稳定判据式(15)，系统才是稳定的。因而，多构网变流器系统的暂态稳定判据可描述如下：

$$\left(S_{acc1} \le S_{dec1}\right) \cap \cdots \cap \left(S_{accN} \le S_{decN}\right) \tag{16}$$

结合上述算法和判据(16)，即可准确评估电网电压相位角跳变下系统的暂态同步稳定性。

2.2 案例分析

为验证本文在 2.1 节提出的暂态同步稳定性分析方法的有效性，本文分析了工况 1 和工况 2 两种工况下系统的暂态稳定性。

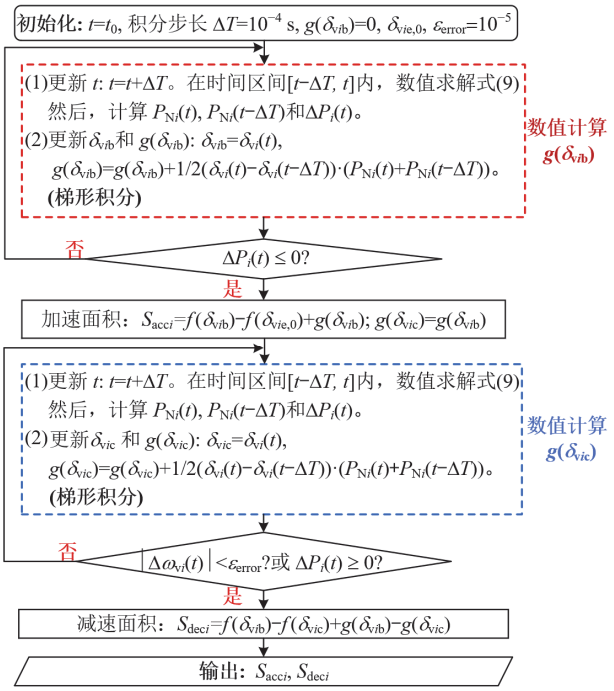


图 6 计算 GFMC$_i$ 的加速和减速面积流程图

Fig.6 Flowchart of the acceleration and deceleration area calculating for GFMC$_i$

工况 1：以 GFMC$_1$ 为例，图 7 给出了 P_{e1}-δ_{v1} 和($P_{ref1}+P_{c1}+P_{Inter1}-D_1\Delta\omega_{v1}$)-$\delta_{v1}$ 曲线。图 7 中 S_{acc1} 和 S_{dec1} 分别代表 GFMC$_1$ 的加速和减速面积。基于图 6 所示的流程图可计算得到 GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 加速和减速面积的具体值，如表 1 所示。

从表 1 中可以看出，GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 都满足稳定判据(15)。因而，工况 1 下系统能保持暂态同步稳定，这与图 4(a)所示的仿真结果一致，验证了理论分析的有效性。

工况 2：图 8 以 GFMC$_1$ 为例给出了 P_{e1}-δ_{v1} 和($P_{ref1}+P_{c1}+P_{Inter1}-D_1\Delta\omega_{v1}$)-$\delta_{v1}$ 曲线。表 2 给出了工况 2 下 GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 加速和减速面积的具体值。

从表 2 可以看出，电网电压相位角跳变 60°后，GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 皆不满足稳定判据(15)。因而，

表 1 工况 1 下 GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 的加速和减速面积

Table 1 Acceleration and deceleration areas under case 1

GFMC$_i$	S_{acci}	S_{deci}	是否满足式(15)
GFMC$_1$	0.018	0.018	是
GFMC$_2$	0.012	0.012	是

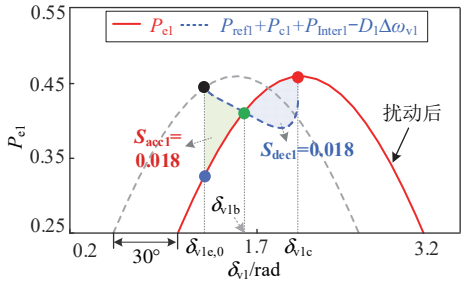


图 7 GFMC$_1$ 的加速和减速面积(工况 1)

Fig.7 Acceleration and deceleration areas of GFMC$_1$(case 1)

表 2 工况 2 下 GFMC$_1$ 和 GFMC$_2$ 的加速和减速面积

Table 2 Acceleration and deceleration areas under case 2

GFMC$_i$	S_{acci}	S_{deci}	是否满足式(15)
GFMC$_1$	0.095	0.094	否
GFMC$_2$	0.066 4	0.065 9	否

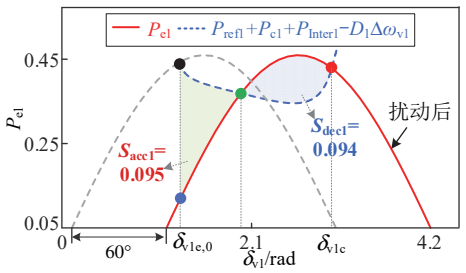


图 8 GFMC$_1$ 的加速和减速面积(工况 2)

Fig.8 Acceleration and deceleration areas of GFMC$_1$(case 2)

工况 2 下系统暂态失稳，这与图 4(b)所示的仿真结果一致，进一步验证了理论分析。

2.3　3 台构网变流器并网系统验证

为进一步验证所提方法，本文搭建了如图 9 所示的 3 台构网变流器并网系统，系统参数请见附录 C 表 C1。考虑工况 3 和工况 4 两个工况，工况 3 和工况 4 下电网电压相位角分别跳变 30°和 60°。

对于工况 3，表 3 给出了 3 台构网变流器的加速和减速面积。从表中可以看出，3 台变流器都满足暂态同步稳定判据(15)。因而，理论分析表明，工况 3 下系统能保持暂态同步稳定。工况 3 下系统的硬件在环实验结果如图 10 所示。硬件在环实验结果验证了所提暂态稳定性分析方法的有效性。

对于工况 4，表 4 给出了 3 台构网变流器的加速和减速面积。从表 4 中可以看出，第 1 台构网变流器不满足暂态同步稳定判据(15)。因而，工况 4 下系统可能无法保持暂态同步稳定，图 11 所示的硬件在环实验结果验证了本文理论分析的有效性。

2.4　与时域仿真法对比

与时域仿真法类似，本文所提暂态稳定性分析方法仍需要数值求解系统轨迹。但是，相比于时域仿真法，所提方法具有如下两方面优势：1）暂态同步稳定快速评估；2）主导失稳变流器辨识。下面以工况 4 为例展开说明。

1）暂态同步稳定快速评估

图 12 中上图给出了 P_{e1}-δ_{v1} 和(P_{ref1}+P_{c1}+P_{Inter1}−$D_1\Delta\omega_{v1}$)-δ_{v1} 曲线。从图中可以看出，δ_{v1} 由 $\delta_{v1e,0}$ 运动至 δ_{v1b} 时，GFMC$_1$ 加速，加速面积 S_{acc1}=0.14。δ_{v1} 由 δ_{v1b} 运动至 δ_{v1c} 时(A 点，t=0.73 s)，减速阶段结束，减速面积 S_{dec1}=0.125<S_{acc1}，表明系统暂态失稳。因而，采用本文所提方法评估系统暂态稳定性，只需要数值积分得到相位角跳变后 0.73 s 内的系统轨迹即可。

时域仿真法通过判断变流器间的最大相位角差是否超过π评估系统暂态同步稳定性，如式(17)。如果满足式(17)，则系统稳定，否则系统失稳。

$$\max\left|\delta_{vi}-\delta_{vj}\right|\le\pi,\ (\ i,j=1,\cdots,3,\ i\ne j) \quad (17)$$

图 12 中下图给出了变流器的相角差随时间的变化轨迹。从图中可以看出，当 δ_{v1} 运动至 δ_{v1c} 时(B 点，t=1.2 s)，$|\delta_{v1}-\delta_{v2}|$ 达到π，随后超过π。因而，采用时域仿真法需要数值积分得到相位角跳变后 1.2 s 内的系统轨迹才能评估系统暂态稳定性。

虽然本文所提方法与时域仿真法都需要数值积分得到系统轨迹，但是图 12 表明本文所提方法仅需要得到扰动后一小段时间内的系统轨迹。因此，

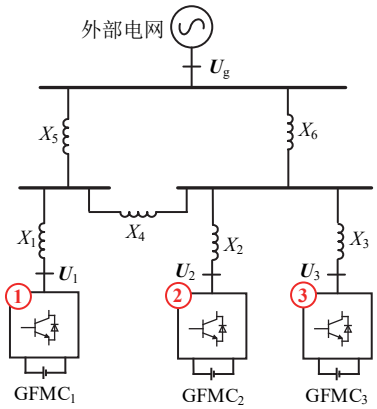


图 9　3 台构网变流器并网系统拓扑

Fig.9　Topology of the three GFMCs system

表 3　工况 3 下 3 台构网变流器的加速和减速面积

Table 3　Acceleration and deceleration areas under case 3

GFMC$_i$	S_{acci}	S_{deci}	是否满足式(15)
GFMC$_1$	0.025	0.025	是
GFMC$_2$	0.041	0.041	是
GFMC$_3$	0.04	0.04	是

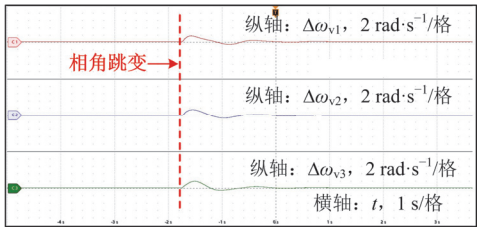


图 10　工况 3 下系统的硬件在环实验结果

Fig.10　HIL experimental results under case 3

表 4　工况 4 下 3 台构网变流器的加速和减速面积

Table 4　Acceleration and deceleration areas under case 4

GFMC$_i$	S_{acci}	S_{deci}	是否满足式(15)
GFMC$_1$	0.14	0.125	否
GFMC$_2$	0.198	0.198	是
GFMC$_3$	0.196	0.196	是

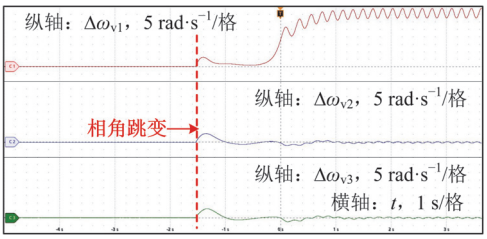


图 11　工况 4 下系统的硬件在环实验结果

Fig.11　HIL experimental results under case 4

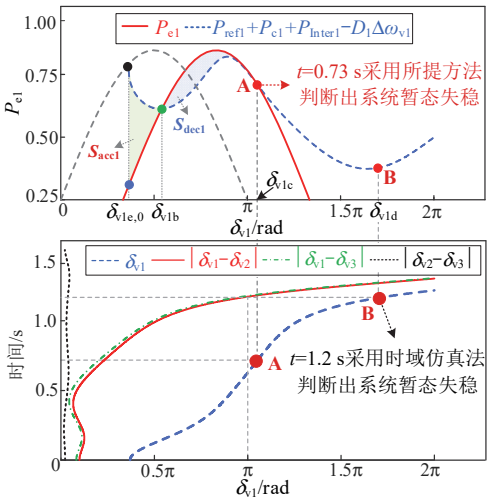


图 12 本文方法与时域仿真法的对比

Fig.12 Comparison of the proposed method with the time-domain simulation method

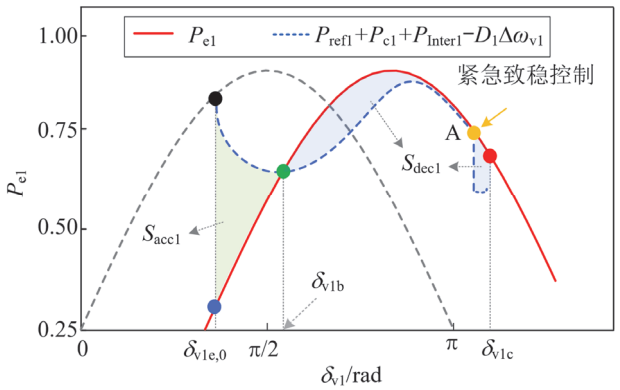


图 13 工况 4 下采取紧急控制后 GFMC$_1$ 的加减速面积

Fig.13 Acceleration and deceleration area of GFMC$_1$ with emergency control under case 4

表 5 工况 4 采取紧急控制 GFMCs 的加速和减速面积

Table 5 Acceleration and deceleration areas of GFMCs with emergency control under case 4

GFMC$_i$	S_{acci}	S_{deci}	是否满足式(15)
GFMC$_1$	0.14	0.14	是
GFMC$_2$	0.198	0.198	是
GFMC$_3$	0.196	0.196	是

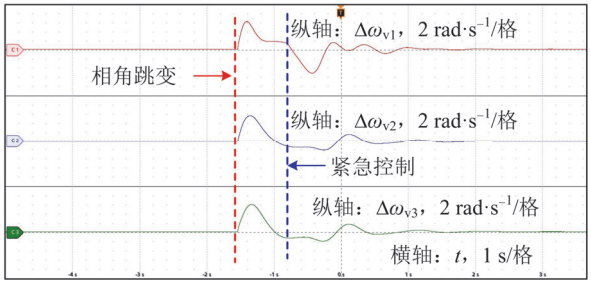


图 14 工况 4 下采取紧急控制后硬件在环实验结果

Fig.14 HIL experimental results with emergency control under case 4

与时域仿真法相比，本文提出的方法可以更快地评估系统的暂态同步稳定性。

2）主导失稳变流器辨识

由于所提方法可以计算出每台构网变流器的加速和减速面积，因而如果稳定评估结果表明系统暂态失稳。可通过判断每台变流器是否满足稳定判据(15)来辨识该构网变流器是否为主导失稳变流器。以工况 4 为例，只有第 1 台变流器不满足稳定判据，因而第 1 台变流器是主导失稳变流器。然后，针对主导失稳变流器，即可采取紧急致稳控制措施以避免系统出现暂态失稳问题。

在此提供一个紧急致稳控制的设计思路，并通过所提方法展开描述。在工况 4 下，GFMC$_1$ 为主导失稳变流器，并且相位角跳变扰动后 0.73 s 即可判断出 GFMC$_1$ 不满足暂态同步稳定判据(15)。因而，为避免系统失稳，在判断出 GFMC$_1$ 不稳定时采取紧急致稳措施，即将 GFMC$_1$ 的功率参考值 P_{ref1} 由 0.9 pu 调整至 0.7 pu。图 13 给出了 P_{e1}-δ_{v1} 和 ($P_{ref1}+P_{c1}+P_{Inter1}-D_1\Delta\omega_{v1}$)-$\delta_{v1}$ 曲线。

如图 13 所示，当δ_{v1}运动至 A 点时，减速阶段结束，但是减速面积小于加速面积。为保证系统稳定，在 A 点对 GFMC$_1$ 采取紧急致稳控制措施，降低 GFMC$_1$ 的等效机械转矩，增大减速面积。表 5 给出了采取紧急致稳控制后 3 台变流器的加速和减速面积。从表中可以看出，采取紧急致稳控制后，3 台变流器都满足暂态同步稳定判据(15)，系统保持暂态同步稳定。图 14 所示的硬件在环实验结果验证了上述理论分析的有效性。

3 功率可行域的构建与参数影响分析

本章首先给出功率可行域的概念。然后基于第 2 章介绍的暂态稳定性分析方法提出功率可行域的刻画方法。在此基础上分析了电网电压相位角跳变、阻尼系数、惯量系数和无功下垂系数 4 方面参数对功率可行域的影响。

3.1 功率可行域的概念和构建方法

功率可行域的定义：在构网变流器注入功率参数 $\boldsymbol{P}$=[P_{ref1}, P_{ref1}, …, P_{refN}]空间上，保证电网电压相位角跳变扰动后系统暂态同步稳定的所有点集，记作Ω_P。数学上可表述为：

$$\Omega_{\mathrm{p}} \triangleq \left\{ \boldsymbol{P} \middle| S_{\mathrm{acc}i}(\boldsymbol{P}) \le S_{\mathrm{dec}i}(\boldsymbol{P}), i = 1, \cdots, N \right\} \quad (18)$$

构建功率可行域Ω_{p}的关键在于获取其边界，它由一系列暂态同步稳定临界工况点构成。本文采用逐点法搜索可行域边界。具体思路是，首先沿着 P_{ref1} 增长方向搜索可行域边界点，构成注入空间中的 1 条边界线。然后分别以上述可行域边界点作为搜索起点，保持 P_{ref1} 不变，继续采用逐点法沿着 P_{ref2} 增长方向搜索可行域边界点，直到得到 N 个功率增长方向的可行域边界点。以二维注入功率空间为例，图 15 给出了可行域边界刻画方法。

3.2　不同参数影响下的功率可行域

3.2.1　电网电压相位角跳变的影响分析

图 16 给出了φ_{g}分别等于 30°、45°和 60°时系统的功率注入可行域（系统参数与附录 B 表 B1 一致），分别对应范围 R_{OEF}、R_{OCD} 和 R_{OAB}。由图 16 可知：$\mathrm{GFMC_1}$ 和 $\mathrm{GFMC_2}$ 输出 1 pu 有功功率时，无法满足电化学储能构网型变流器技术规范[8]中规定的不小于 60°相位角跳变耐受。这是当前构网变流器控制参数设计研究未考虑的，需要引起注意。

3.2.2　阻尼系数的影响分析

考虑电网电压相位角跳变 60°，图 17 给出了 GFMC 的阻尼系数(D_1, D_2)分别等于(20, 20)、(32, 20)和(32, 32)时系统的功率注入可行域，分别对应范围 R_{OAB}、R_{OCD} 和 R_{OEFGH}。从图 17 中可以看出，增大阻尼系数可以提高系统的暂态同步稳定性。将阻尼系数 D_1 和 D_2 由 20 增加到 32 后，考虑 $\mathrm{GFMC_1}$ 和 $\mathrm{GFMC_2}$ 有功注入功率为 1 pu，即使电网电压相位角跳变 60°，系统仍可以保持暂态同步稳定，满足现有构网变流器技术标准最严苛的 60°相位角跳变耐受要求。

3.2.3　惯量系数的影响分析

图 18 给出了 60°电网电压相位角跳变下惯量系数(J_1, J_2)分别等于(2, 2)、(2, 6)和(6, 6)时系统的功率注入可行域，分别对应范围 R_{OEFGH}、R_{OCD} 和 R_{OAB}。从图 18 中可以看出，增大 GFMC 的惯量系数会恶化相角跳变扰动下系统的暂态稳定性。例如，当 J_1 和 J_2 由 2 增加到 6 时，考虑 $\mathrm{GFMC_1}$ 和 $\mathrm{GFMC_2}$ 有功注入功率为 1 pu，无法承受 60°相角跳变。

3.2.4　无功下垂系数的影响分析

根据中关村储能产业技术联盟团体标准[5]，无功下垂系数宜在 12.5~33.3 范围内。图 19 给出了 60°电网电压相位角跳变下无功下垂系数(D_{q1}, D_{q2})分别等于(12.5, 12.5)、(33.3, 12.5)和(33.3, 33.3)时系统的

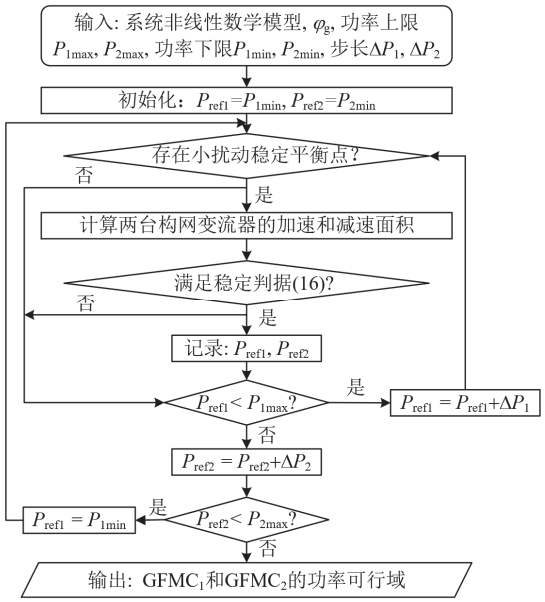


图 15　二维注入功率空间下功率可行域边界刻画流程图

Fig.15　Flowchart for characterizing the power feasible region boundary in two-dimensional power space

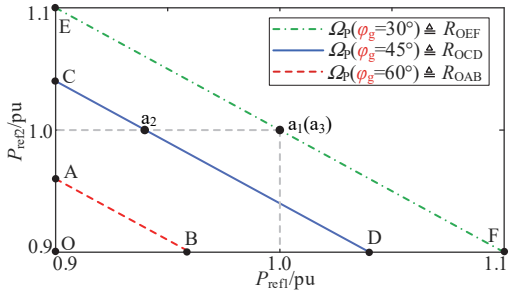


图 16　不同电网电压相位角跳变下的功率可行域

Fig.16　Power feasible region under different φ_g

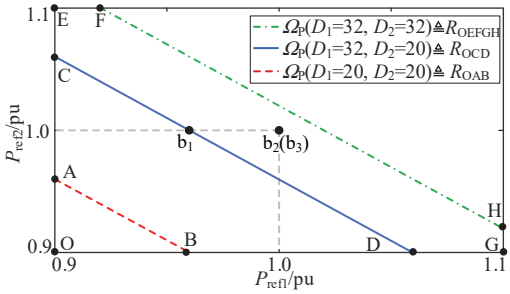


图 17　不同阻尼系数下的功率可行域

Fig.17　Power feasible regions under different D_i

功率注入可行域，分别对应范围 R_{OAB}、R_{OCD} 和 R_{OEF}。从图 19 可以看出，增大无功下垂系数可以增强系统的暂态同步稳定性。需要指出的是，对比图 19、图 18 和图 17 可知，相比于阻尼系数和惯量系数，调整无功下垂系数对系统暂态同步稳定性的影响相对较小。因而，从增强系统暂态同步稳定性的角度出

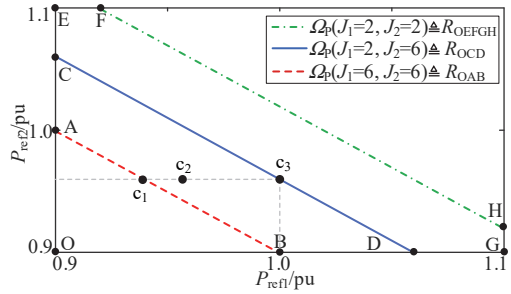


图 18 不同惯量系数下的功率可行域

Fig.18 Power feasible regions under different J_i

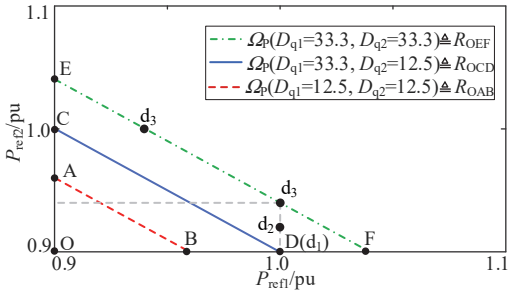


图 19 不同无功下垂系数下的功率可行域

Fig.19 Power feasible regions under different D_{qi}

发，优先推荐增大变流器的阻尼系数或减小变流器的惯量系数。

4 功率可行域验证

在 RT-LAB 硬件在环实验平台搭建了两台构网变流器并网系统详细开关模型，验证功率可行域的有效性，RT-LAB 硬件在环实验平台如附录 D 所示。所有工况中，除明确变化的参数外，其余参数均保持与附录 B 表 B1 一致。

4.1 电网电压相位角跳变对可行域的影响验证

设置 3 种工况，选择不同的 P_{ref1}、P_{ref2}、φ_g，分别如表 6 所示。图 20 给出了工况 5-1—5-3 的硬件在环实验结果。

从图 20(a)—(c)可知：1）a_1 和 a_2 对应的工况 5-1 和工况 5-2 系统暂态同步稳定，验证了图 16 所刻画的功率可行域的有效性；2）a_3 对应的工况 5-3，$GFMC_1$ 和 $GFMC_2$ 的有功注入功率都为 1 pu，45°电网电压相位角跳变下系统暂态同步失稳，验证了理论分析。

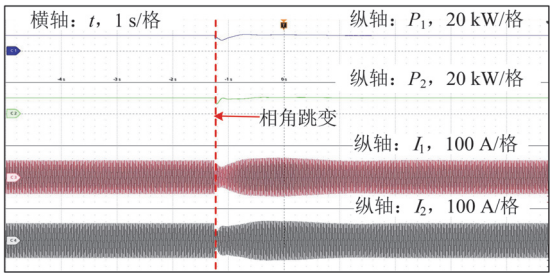
4.2 阻尼系数对可行域的影响验证

设置 3 种工况，选择不同的 P_{ref1}、P_{ref2}、D_1、D_2，分别如表 7 所示。图 21 给出了工况 5-4—5-6 的硬件在环实验结果。

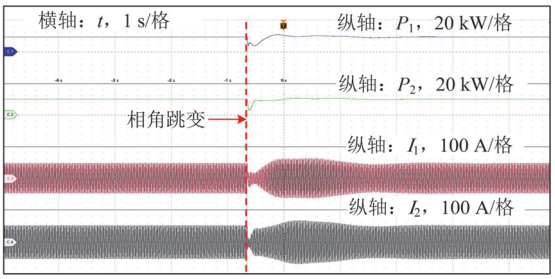
表 6 工况 5-1—5-3 参数设置

Table 6 Parameter settings of cases 5-1—5-3

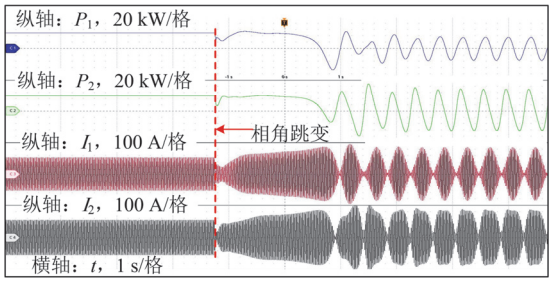
工况	(P_{ref1}, P_{ref2}, φ_g)	描述
工况 5-1	(1 pu, 1 pu, 30°)	对应图 16 点 a_1
工况 5-2	(0.94 pu, 1 pu, 45°)	对应图 16 点 a_2
工况 5-3	(1 pu, 1 pu, 45°)	对应图 16 点 a_3



(a) 工况 5-1 实验结果



(b) 工况 5-2 实验结果



(c) 工况 5-3 实验结果

图 20 工况 5-1—5-3 硬件在环实验结果

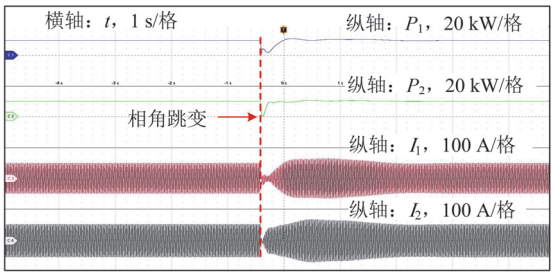
Fig.20 HIL experimental results of cases 5-1—5-3

表 7 工况 5-4—5-6 参数设置

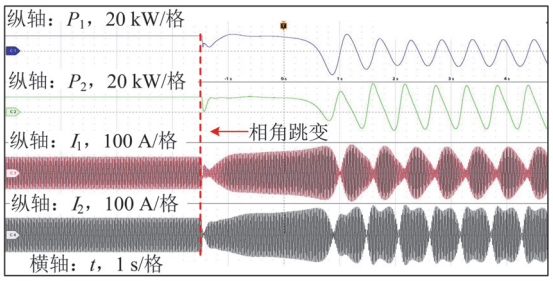
Table 7 Parameter settings of cases 5-4—5-6

工况	(P_{ref1}, P_{ref2}, D_1, D_2)	描述
工况 5-4	(0.96 pu, 1 pu, 32, 20)	对应图 17 点 b_1
工况 5-5	(1 pu, 1 pu, 32, 20)	对应图 17 点 b_2
工况 5-6	(1 pu, 1 pu, 32, 32)	对应图 17 点 b_3

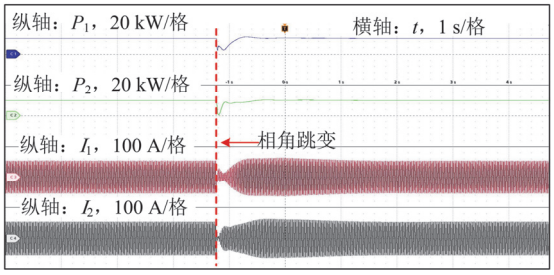
从图 17 中可以看出，b_1 和 b_3 点对应的工况 5-4 和工况 5-6 分别位于功率可行域 R_{OCD} 和 R_{OEFGH} 内，但是工况 5-5 对应 b_2 点位于相应的功率可行域 R_{OCD} 外。这表明点 b_1 和 b_3 对应工况下系统稳定，但是点 b_2 对应工况下系统会暂态失稳。图 21(a)—(c)验证了理论分析。



(a) 工况 5-4 实验结果



(b) 工况 5-5 实验结果



(c) 工况 5-6 实验结果

图 21　工况 5-4—5-6 硬件在环实验结果

Fig.21　HIL experimental results of cases 5-4—5-6

4.3　惯量系数对可行域的影响验证

设置 3 种工况，选择不同的 P_{ref1}、P_{ref2}、J_1、J_2，分别如表 8 所示。图 22 给出了工况 5-7—5-9 的硬件在环实验结果。

从图 22(a)—(c)可知：1）c_1 和 c_3 运行点对应的工况 5-7 和工况 5-9 下系统暂态同步稳定，验证了图 18 所刻画的功率可行域的有效性；2）对比工况 5-8 和工况 5-9，当 GFMC_1 的惯量系数由 6 减少至 2 时，即使 GFMC_1 的注入功率由 0.96 pu 增大至 1 pu，系统仍然保持暂态稳定。验证了减小惯量系数可以增强系统暂态同步稳定性这一结论。需要指出的是，惯量系数不能无限制减小，根据中国中关村储能产业技术联盟团体标准，惯量系数宜为 2~16 s。

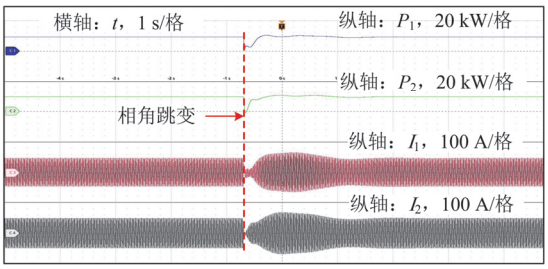
4.4　无功下垂系数对可行域的影响验证

设置 3 种工况，选择不同的 P_{ref1}、P_{ref2}、D_{q1}、D_{q2}，分别如表 9 所示。图 23 给出了工况 5-10—5-12 的硬件在环实验结果。

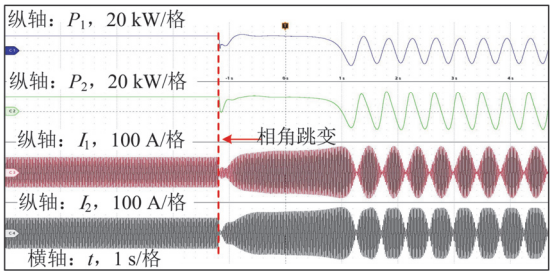
表 8　工况 5-7—5-9 参数设置

Table 8　Parameter settings of cases 5-7—5-9

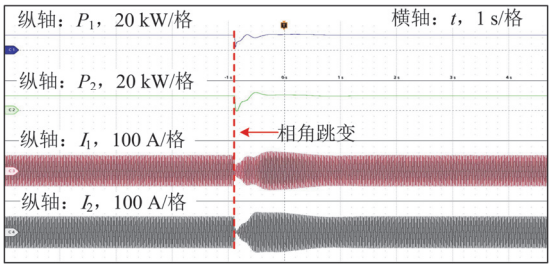
工况	(P_{ref1}, P_{ref2}, J_1, J_2)	描述
工况 5-7	(0.94 pu, 0.96 pu, 6, 6)	对应图 18 点 c_1
工况 5-8	(0.96 pu, 0.96 pu, 6, 6)	对应图 18 点 c_2
工况 5-9	(1 pu, 0.96 pu, 2, 6)	对应图 18 点 c_3



(a) 工况 5-7 实验结果



(b) 工况 5-8 实验结果



(c) 工况 5-9 实验结果

图 22　工况 5-7—5-9 硬件在环实验结果

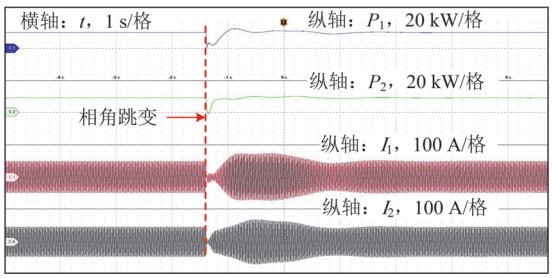
Fig.22　HIL experimental results of cases 5-7—5-9

表 9　工况 5-10—5-12 参数设置

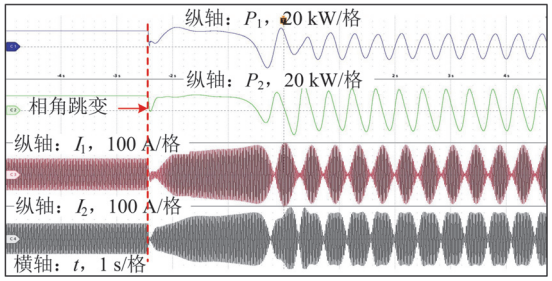
Table 9　Parameter settings of cases 5-10—5-12

工况	(P_{ref1}, P_{ref2}, D_{q1}, D_{q2})	描述
工况 5-10	(1 pu, 0.9 pu, 33.3, 12.5)	对应图 19 点 d_1
工况 5-11	(1 pu, 0.92 pu, 33.3, 12.5)	对应图 19 点 d_2
工况 5-12	(1 pu, 0.94 pu, 33.3, 33.3)	对应图 19 点 d_3

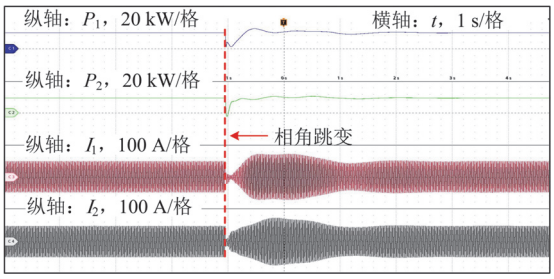
由图 23 可知，点 d_1 和 d_3 对应的工况 5-10 和工况 5-12 系统暂态同步稳定。对比 d_2 点对应的工况 5-11 和 d_3 点对应的工况 5-12 实验结果可知，当 GFMC_2 的无功下垂系数由 12.5 增大至 33.3 时，即使 GFMC_2 的注入功率由 0.92 pu 增大至 0.94 pu，系



(a) 工况 5-10 实验结果



(b) 工况 5-11 实验结果



(c) 工况 5-12 实验结果

图 23 工况 5-10—5-12 硬件在环实验结果

Fig.23 HIL experimental results of cases 5-10—5-12

统仍然保持暂态同步稳定，表明增大无功下垂系数可以增强系统的暂态稳定性。

5 结论

本文提出了基于同步动力学模型的暂态同步稳定性分析方法，量化分析了多构网变流器并网系统在电网电压相位角跳变这类扰动下的暂态同步稳定性，在 RTLAB 硬件在环实验平台上验证了理论分析，主要结论如下:

1）本文提出一种基于数值积分和等面积法则的暂态同步稳定性思路，该方法借助数值积分计算系统的加速和减速面积，不仅可以考虑阻尼以及多变流器间交互作用影响，还可以准确计算出系统加速和减速面积，具有暂态同步稳定评估精度高，物理意义明确等优点。与传统时域仿真方法相比，该方法不仅实现了暂态同步稳定性的快速评估，还能够有效辨识主导失稳的变流器。

2）基于所提暂态同步稳定性分析方法，刻画了保证电网电压相位角跳变扰动下系统暂态同步稳定的功率可行域。量化分析了构网变流器有功控制和无功控制参数对功率可行域的影响规律。分析结果表明：在多构网变流器系统电网电压相位角跳变扰动下，增大阻尼系数或无功下垂系数都有利于增强系统的暂态同步稳定性，增大惯量系数则会恶化系统的暂态同步稳定性。

附录见本刊网络版(http://hve.epri.sgcc.com.cn)。

参考文献 References

[1] 迟永宁，江炳蔚，胡家兵，等. 构网型变流器：物理本质与特征[J]. 高电压技术，2024，50(2)：590-604.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, HU Jiabing, et al. Grid-forming converters: physical mechanism and characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 590-604.

[2] 许诺翊，刘 威，刘 树，等. 电力系统变流器构网控制技术的现状与发展趋势[J]. 电网技术，2022，46(9)：3586-3594.
XU Jieyi, LIU Wei, LIU Shu, et al. Current state and development trends of power system converter grid-forming control technology[J]. Power System Technology, 2022, 46(9): 3586-3594.

[3] 迟永宁，江炳蔚，范译文，等. 构网型变流器：控制与稳定特性[J]. 高电压技术，2025，51(4)：1527-1542.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, FAN Yiwen, et al. Grid-forming converters: control and behavior of stability[J]. High Voltage Engineering, 2025, 51(4): 1527-1542.

[4] 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.

[5] 中关村储能产业技术联盟. 构网型储能变流器技术规范：T/CNESA 1008—2023[S]. 北京：中国标准出版社，2023.
China Energy Storage Alliance. Technical specification for grid-forming power conversion system of energy storage systems: T/CNESA 1008—2023[S]. Beijing, China: Standards Press of China, 2023.

[6] IEEE. IEEE standard for interconnection and interoperability of inverter-based resources (IBRs) interconnecting with associated transmission electric power systems: IEEE Std 2800—2022[S], 2022.

[7] VDE FNN. FNN guideline: grid forming behaviour of HVDC systems and DC-connected PPMs[EB/OL]. (2020-08-01)[2024-02-20]. https://www.vde-verlag.de/buecher/636341/grid-forming-behaviour-of-hvdc-systems-and-dc-connected-ppms. html.

[8] 国家市场监督管理总局国家标准化管理委员会. 电化学储能构网型变流器技术规范[EB/OL]. (2024-10-26)[2025-10-18]. https://std.samr.gov.cn/gb/search/gbDetailed?id=25BC0ECBF5ECAE21E06397-BE0A0A0374.
General Administration of Market Regulation and Standardization Administration of the People's Republic of China. Technical specification of grid-forming power conversion system for electrochemical energy storage[EB/OL]. (2024-10-26)[2025-10-18]. https://std.samr.gov.cn/gb/search/gbDetailed?id=25BC0ECBF5ECAE21E06397BE0A0A0374.

[9] National Grid ESO. GC0137: minimum specification required for provision of GB grid forming (GBGF) capability (formerly virtual synchronous machine/VSM capability)[EB/OL]. United Kingdom: Warwick, 2020[2024-02-20]. https://www.neso.energy/industry-information/codes/gc/modifications/gc0137-minimum-specification-required-provision-gb-grid-forming-gbgf-capability-formerly-virtual-synchronous-machinevsm-capability.

[10] OSMOSE. Analysis of synchronization capabilities of BESS power converters[EB/OL]. (2022-03-01)[2024-02-20]. https://www.osmose-h2020.eu/wp-content/uploads/2022/04/D3.3-Analysis-of-the-synchronisation-capabilities-of-BESS-power-converters. pdf.

[11] 王　伟，周少泽，黄　萌，等. 构网型技术：演进历程、功能定位与应用展望[J]. 电力系统自动化，2025，49(1)：1-13.
WANG Wei, ZHOU Shaoze, HUANG Meng, et al. Grid-forming technologies: evolution history, function, and application prospects[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(1): 1-13.

[12] 白晨曦，何汰航，李夏岩，等. 基于稳定流形法的构网型逆变器暂态稳定性分析[J]. 高电压技术，2024，50(8)：3705-3714.
BAI Chenxi, HE Taihang, LI Xiayan, et al. Analysis of the transient stability of grid-forming inverters based on stable manifold method[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(8): 3705-3714.

[13] 李劲松，沈琦丰，李国锋，等. 考虑虚拟电阻局限的电网电压跌落 VSG 暂态稳定性提升[J]. 高电压技术，2024，50(8)：3665-3679.
LI Jingsong, SHEN Qifeng, LI Guofeng, et al. Transient stability enhancement of VSG under grid voltage sag considering the limitation of virtual resistance[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(8): 3665-3679.

[14] 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.

[15] LEI J T, XIANG X, LIU B X, et al. Quantitative and intuitive VSG transient analysis with the concept of damping area approximation[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2023, 14(3): 2477-2480.

[16] 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)：2815-2824.
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): 2815-2824.

[17] 孟潇潇，王煜琛，毛　荀，等. 考虑虚拟阻抗功率解耦的构网型变流器暂态稳定分析及控制[J]. 电力系统自动化，2024，48(24)：101-111.
MENG Xiaoxiao, WANG Yuchen, MAO Xun, et al. Transient stability analysis and control of grid-forming converter considering virtual impedance power decoupling[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(24): 101-111.

[18] 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 synchronization stability of virtual synchronous generator considering damping effect[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(7): 13-24.

[19] LI X L, FENG P, TIAN Z, et al. Transient stability analysis for grid-tied VSG considering high-order nonlinear interactions between active and reactive power control loops[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(6): 6974-6988.

[20] 杜　毅，郑　超，孙华东. 构网型 VSC 暂态稳定机理及改进限幅策略[J]. 中国电机工程学报，2024，44(10)：3753-3765.
DU Yi, ZHENG Chao, SUN Huadong. Transient stability mechanism analysis of the grid forming voltage source converter and the improved limiting method[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(10): 3753-3765.

[21] WANG J L, ZHANG X, LI M. 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.

[22] HART P J, GONG M Z, LIU H C, et al. Provably-stable overload ride-through control for grid-forming inverters using system-wide Lyapunov function analysis[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2022, 37(4): 2761-2776.

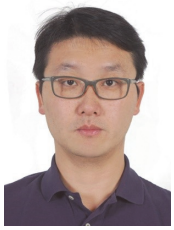
[23] 罗　聪，陈燕东，谢志为，等. 计及电压动态的构网型变流器多机并联系统暂态建模与稳定域估计[J]. 电工技术学报，2025，40(9)：2752-2765.
LUO Cong, CHEN Yandong, XIE Zhiwei, et al. Transient model and stability region estimation for multiple paralleled grid-forming inverter system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2025, 40(9): 2752-2765.

[24] LUO C, LIAO S H, LIU Y J, et al. Estimation of stability region for grid-forming inverters considering switching characteristics via constructing damping-reflected energy functions[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2025, 16(3): 1737-1748.

[25] QU Q N, XIANG X, LEI J T, et al. Transient stability analysis for paralleled system of virtual synchronous generators based on damping energy visualization and approximation[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(12): 15785-15799.

[26] CHENG H J, SHUAI Z K, 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.

[27] 梁　帅，姚良忠，徐　箭，等. 基于电力电子变换器虚拟同步构网控制的电力系统暂态稳定极限提升方法[J]. 中国电机工程学报，2025，45(8)：2911-2924.
LIANG Shuai, YAO Liangzhong, XU Jian, et al. Power system transient stability limit enhancement method based on virtual synchronous grid-forming control of power electronic converters[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(8): 2911-2924.



郭　力
1981—，男，博士，教授，博导
主要从事电压稳定与优化控制、分布式发电系统等方面的研究工作
E-mail: liguo@tju.edu.cn

GUO Li
Ph.D., Professor



王　智(通信作者)
1998—，男，博士生
主要从事电力电子化电力系统建模、稳定分析和控制方面的研究工作
E-mail: 2020234352@tju.edu.cn

WANG Zhi
Ph.D. candidate
Corresponding author

收稿日期　2025-10-21　在线出版日期　2026-02-11　　编辑　陈　蔓

附录 A

根据电流诺顿方程，节点电流矩阵 $\boldsymbol{I}$ 可计算如下式(A1)：

$$\boldsymbol{I}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}\boldsymbol{U}+\boldsymbol{Y}_{\mathrm{g}}\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}} \tag{A1}$$

式中：$\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}=\{Y_{ij}\}$为 $N\times N$ 的矩阵；$\boldsymbol{Y}_{\mathrm{g}}=\{Y_{ig}\}$为 $N\times 1$ 的矩阵。其中 Y_{ij} 和 Y_{ig} 分别为节点 i 到 j 和节点 i 到无穷大母线节点的转移导纳。由于本文不考虑电阻的影响，因而 $Y_{ij}=\mathrm{j}B_{ij}$，$Y_{ig}=\mathrm{j}B_{ig}$，其中 B_{ij} 和 B_{ig} 分别为节点 i 到 j 和节点 i 到无穷大母线节点的转移电纳。

根据式(4)，$\boldsymbol{U}$ 可表示如下：

$$\boldsymbol{U}=\boldsymbol{U}_{\mathrm{v}}-\boldsymbol{X}_{\mathrm{v}}\boldsymbol{I} \tag{A2}$$

式中：$\boldsymbol{X}_{\mathrm{v}}=\mathrm{diag}(\mathrm{j}X_{\mathrm{v}1},\cdots,\mathrm{j}X_{\mathrm{v}N})$为 $N\times N$ 正对角矩阵。

联立式(A1)和(A2)进一步可得 $\boldsymbol{I}$ 和 $\boldsymbol{U}$ 如下：

$$\begin{cases}\boldsymbol{I}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Nv}}\boldsymbol{U}_{\mathrm{v}}+\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Ng}}\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}\\ \boldsymbol{U}=\boldsymbol{K}_{\mathrm{v}}\boldsymbol{U}_{\mathrm{v}}+\boldsymbol{K}_{\mathrm{g}}\boldsymbol{U}_{\mathrm{g}}\end{cases} \tag{A3}$$

式中：$\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Nv}(N\times N)}=\{\mathrm{j}B_{\mathrm{v}ij}\}$，$\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Ng}(N\times 1)}=\{\mathrm{j}B_{\mathrm{Ng}j}\}$，$\boldsymbol{K}_{\mathrm{v}(N\times N)}=\{K_{\mathrm{v}ij}\}$和 $\boldsymbol{K}_{\mathrm{g}(N\times 1)}=\{K_{gi}\}$，具体表达式如下：

$$\begin{cases}\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Nv}}=\left(\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}^{-1}+\boldsymbol{Z}_{\mathrm{v}}\right)^{-1},\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Ng}}=\left(\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}^{-1}+\boldsymbol{Z}_{\mathrm{v}}\right)^{-1}\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}^{-1}\boldsymbol{Y}_{\mathrm{g}}\\ \boldsymbol{K}_{\mathrm{v}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}^{-1}\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Nv}},\boldsymbol{K}_{\mathrm{g}}=\boldsymbol{Y}_{\mathrm{N}}^{-1}\left(\boldsymbol{Y}_{\mathrm{Ng}}-\boldsymbol{Y}_{\mathrm{g}}\right)\end{cases} \tag{A4}$$

附录 B

两台构网变流器并网系统(N=2)详细的电磁暂态参数如表 B1。

表 B1　两台构网变流器系统参数

Table B1　Parameter of two GFMCs system

系统	参数	参数值
GFMC_1	功率/电压/频率基准值	50 kW/311 V/100π rad/s
	$P_{\mathrm{ref1}}/J_1/D_1$	0.95 pu/8/20
	$Q_{\mathrm{ref1}}/U_{\mathrm{ref1}}/D_{\mathrm{q1}}/k_{\mathrm{q1}}$	0 pu/1 pu/15/0.5
	$X_{\mathrm{v}1}$	0.47 Ω
GFMC_2	功率/电压/频率基准值	50 kW/311 V/100π rad/s
	$P_{\mathrm{ref2}}/J_2/D_2$	0.95 pu/6/20
	$Q_{\mathrm{ref2}}/U_{\mathrm{ref2}}/D_{\mathrm{q2}}/k_{\mathrm{q2}}$	0 pu/1 pu/13/0.2
	$X_{\mathrm{v}2}$	0.47 Ω
电网	电网电压	311 V
	线路电抗 $X_1/X_2/X_3$	0.66/0.66/1 Ω

附录 C

3 台构网变流器并网系统(N=3)详细的电磁暂态参数如表 C1，需要指出的是，3 台构网变流器的虚拟电抗都选择为零。

表 C1　3 台构网变流器系统参数

Table C1　Parameter of three GFMCs system

系统	参数	参数值
GFMC_1	功率/电压/频率基准值	100 kW/311 V/100π rad/s
	$P_{\mathrm{ref1}}/J_1/D_1$	0.9 pu/4/10
	$Q_{\mathrm{ref1}}/U_{\mathrm{ref1}}/D_{\mathrm{q1}}/k_{\mathrm{q1}}$	0 pu/1 pu/12.5/0.5
GFMC_2	功率/电压/频率基准值	50 kW/311V/100π rad/s
	$P_{\mathrm{ref2}}/J_2/D_2$	0.8 pu/8/20
	$Q_{\mathrm{ref2}}/U_{\mathrm{ref2}}/D_{\mathrm{q2}}/k_{\mathrm{q2}}$	0 pu/1pu/15/0.2
GFMC_3	功率/电压/频率基准值	50 kW/311V/100π rad/s
	$P_{\mathrm{ref3}}/J_3/D_3$	1 pu/8/20
	$Q_{\mathrm{ref3}}/U_{\mathrm{ref3}}/D_{\mathrm{q3}}/k_{\mathrm{q3}}$	0 pu/1 pu/15/0.5
电网	电网电压	311 V
	线路电抗 $X_1/X_2/X_3$	0.63/0.63/0.63 Ω
	线路电抗 $X_4/X_5/X_6$	0.47/0.78/0.88 Ω

附录 D

RT-LAB 硬件在环实验平台如图 D1 所示，仿真步长为 1 μs，控制器周期为 67 μs。

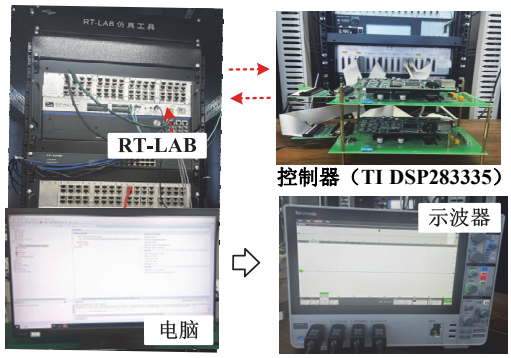


图 D1　RT-LAB 硬件在环实验平台

Fig.D1　RT-LAB hardware-in-the-loop platform