第 50 卷 第 11 期：4802-4811 高电压技术 Vol.50, No.11: 4802-4811
2024 年 11 月 30 日 High Voltage Engineering November 30, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20240393

基于势能界面的带锁相环变流器暂态同步稳定裕度评估

鲍颜红[1,2]，吴　峰[1,2,3]，任先成[1,2]，张金龙[1,2]，徐泰山[1,2]
（1. 南瑞集团有限公司(国网电力科学研究院有限公司)，南京 211106；2. 电网运行风险防御技术与装备全国重点实验室，南京 211106；3. 东南大学电气工程学院，南京 210096）

摘　要：接入弱电网带锁相环变流器的暂态同步稳定问题是新能源高占比电力系统主要的稳定问题之一。该文在大扰动下锁相控制变流器动态过程分析基础上，基于锁相环加减速过程中虚拟动能和势能的相互转化，提出了一种锁相控制变流器暂态同步稳定裕度的评估方法。通过延拓虚拟功角轨迹局部逼近锁相环动态系统的稳定域边界，以边界出口点处的临界势能近似局部临界暂态能量，通过计算故障恢复后锁相环能量和临界势能界面的距离定义其稳定裕度。所提方法可以有效评估锁相控制变流器暂态同步稳定裕度，相比已有方法评估结果更逼近真实的稳定域边界，满足电力系统变流器驱动稳定性的量化分析需求，在 MATLAB/Simulink 中搭建仿真模型计算验证结论的正确性。

关键词：锁相环同步；电压源型变流器；暂态同步稳定；势能；轨迹延拓；稳定裕度

Transient Synchronizing Stability Margin Assessment of Phase-locked Synchronous Inverter Based on Potential Energy Boundary Surface

BAO Yanhong[1,2], WU Feng[1,2,3], REN Xiancheng[1,2], ZHANG Jinlong[1,2], XU Taishan[1,2]
(1. NARI Group Corporation (State Grid Electric Power Research Institute), Nanjing 211106, China;
2. National Key Laboratory of Risk Defense Technology and Equipment for Power Grid Operation, Nanjing 211106, China;
3. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: The issue of transient synchronization stability of phase-locked loop (PLL) synchronized converters connected to weak power grids is one of the main challenges in power systems with a high proportion of renewable energy. This paper, based on the dynamic process analysis of PLL-controlled converters under large disturbances, proposes an assessment method for the transient synchronization stability margin of such converters. This method is based on the transformation of virtual kinetic and potential energy during the acceleration and deceleration processes of the PLL. By extending the virtual power angle trajectory to approximate the boundary of the PLL dynamic system's stable domain and using the critical potential energy at the boundary exit point as an approximation of the local stability boundary, the stability margin is defined by calculating the distance between the PLL energy after fault recovery and the critical potential energy interface. The proposed method can be adopted to effectively assess the transient synchronization stability margin of phase-locked control converters. Compared to the results of existing methods, the evaluation results are closer to the true stability boundary, meeting the quantitative analysis needs for converter-driven stability in power systems. The correctness of the conclusions is verified by building and calculating a simulation model in MATLAB/Simulink.

Key words: phase-locking loop synchronization; voltage source converter(VSC); transient synchronizing stability; potential energy; trajectory continuation; stability margin

0　引言

电压源型变流器(voltage source converter, VSC, 以下简称变流器)广泛应用于风电、光伏等新能源发电单元[1-2]。目前，变流器普遍采用跟网型(grid-following, GFL)控制，并通过锁相环(phase-locked loop, PLL)实现并网同步，与传统同步机电源相比存在显著不同。弱电网、大扰动条件下锁相同步变流

基金资助项目：国家电网有限公司总部科技项目(5100-202140498A-0-5-ZN)。
Project supported by the Headquarters Science and Technology Project of SGCC(5100-202140498A-0-5-ZN).

器的暂态同步稳定问题[3-4]，已成为新能源高占比电力系统的主要挑战之一。

考虑到锁相环的时间尺度远大于电流内环及线路动态，因此可以忽略快尺度动态，假设故障期间及故障恢复后换流器电流可控、恒定，将锁相环动态方程降阶为二阶非线性微分方程，该方程与同步发电机的摇摆方程类似。故障后电压下降可能导致锁相环同步单元失去稳态工作点，但仅满足静态稳定条件并不能保证变流器的稳定性，其还与由锁相环主导的暂态同步过程有关，若该过程中加速面积超过了减速面积，将引发非周期性振荡，即变流器暂态同步失稳。

目前通常借助同步机的经典理论分析锁相同步变流器的同步稳定问题，尝试利用等面积法[5-9]、相平面法[10-11]和直接法[12-14]等评估暂态同步稳定性以及获得稳定域。等面积法采用的锁相环数学模型忽略非线性阻尼项，导致稳定性判定结果既可能保守又可能冒进；相平面法本质上是一种数值方法，只能针对特定的参数集进行分析，结论不具有普遍性；直接法基于李雅普诺夫稳定性定理构建相应的Lyapunov 能量函数，可获得系统平衡点最大估计吸引域(largest estimated domain of attraction，LEDA)的解析表达式，通过比较 Lyapunov 能量函数值与临界值的距离大小获得稳定裕度，但应用该方法的难点在于构建合适的 Lyapunov 能量函数及其结果的保守性问题。文献[15-16]利用平方和(sum of square programming，SOS)规划法构建的 LEDA 保守性有所降低，文献[17]采用线性矩阵不等式(linear matrix inequality，LMI)优化法进一步降低了 LEDA 的保守性。目前，尚缺少一种准确、简便的锁相同步变流器稳定域边界估计及稳定裕度评估方法。

此外，目前通常认为若变流器在故障期间失去同步，故障清除后失稳现象仍然可以持续下去，即认为变流器失稳。但变流器限流控制呈现典型的切换系统特性，而切换系统的稳定性主要取决于恢复后状态变量是否处于稳定域内，如在稳定域内，即使故障限流期间失去同步，故障恢复后依然可以保持稳定[18-19]。还需指出的是，故障清除后限流变流器通常按照预定的恢复速率进行有功功率恢复，而该过程影响了恢复后的系统状态，现有稳定性研究大多忽略了此过程。

总之，锁相同步变流器的暂态同步稳定研究尚需进一步完善，本文首先对现有研究的不足之处进行了详细分析，而后讨论了大扰动下锁相环加减速过程中虚拟动能和势能的相互转化特性。在此基础上，通过虚拟功角轨迹延拓估计临界势能界面(potential energy boundary surface，PEBS)，基于实际扰动下锁相环能量和临界势能界面的距离定义稳定裕度。所提方法可以有效评估锁相同步变流器的暂态同步稳定裕度，满足电力系统变流器驱动稳定性量化分析需求，通过在 MATLAB/Simulink 中搭建仿真模型及算例分析，验证了结论的正确性。

1　锁相控制变流器暂态同步稳定问题

对锁相环同步型变流器，锁相环在故障后能否保持暂态同步稳定决定了其对并网点电网电压以及频率的跟踪，不失一般性，本文对基本的同步参考框架锁相环(synchronous reference frame phase-locked loop，SRF-PLL)进行研究，其控制框图如图 1 所示。

在图 1 中，$U_{\rm abc}$ 为并网点处的三相电压；U_{gd}、U_{gq} 分别为并网点电压的 d 轴分量和 q 轴分量；$K_{\rm p}$、$K_{\rm i}$ 分别为 PI 控制的比例系数和积分系数；$\Delta\omega_{\rm pll}$、$\omega_{\rm s}$ 和 $\omega_{\rm pll}$ 分别为 PI 控制器的输出、电网基频和锁相环的角速度；$\theta_{\rm pll}$ 为锁相环的输出相角。

目前大多数研究工作认为变流器电流内环带宽一般比外环和锁相环的带宽高出许多，因此与后两者满足奇异摄动关系，所以在建模中可以认为故障期间和故障后电流可控，变流器输出电流在锁相环时间尺度下可以快速跟踪参考值，因而变流器可以等效为一个电流源，故障期间系统等效电路如图 2 所示。图中，I_0 为等效电流源；$U_{\rm gs}$ 为变流器端口电压；Z_Σ 为变流器并网点至短路点的总阻抗；$U_{\rm k}$ 为短路点处的电压矢量；$Z_{\rm f}$ 为短路阻抗；$Z_{\rm s}$、$U_{\rm s}$ 分别为外部等效电网的等值阻抗和等值电势。

进而可以获得如下方程：

$$\begin{cases}\dfrac{{\rm d}\delta}{{\rm d}t}=\Delta\omega_{\rm pll}\\ H_{\rm pll}\dfrac{{\rm d}\Delta\omega_{\rm pll}}{{\rm d}t}=T_{\rm m}-T_{\rm e}-D_{\rm pll}\Delta\omega_{\rm pll}\end{cases}\tag{1}$$

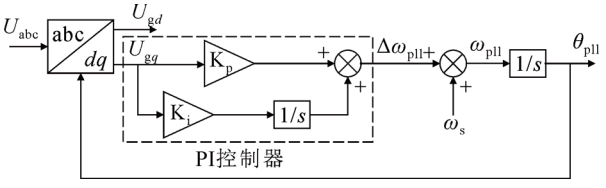


图 1　锁相环的控制框图

Fig.1　Control block diagram of PLL

其中：

$$\begin{cases} H_{\text{pll}}=\dfrac{1-K_{\text{p}}I_dL_{\Sigma}}{K_{\text{i}}} \\ T_{\text{m}}=I_qR_{\Sigma}+I_dL_{\Sigma} \\ T_{\text{e}}=\left|U_{\text{k}}\right|\sin\delta \\ D_{\text{pll}}=\dfrac{K_{\text{p}}}{K_{\text{i}}}\left|U_{\text{k}}\right|\cos\delta-I_dL_{\Sigma} \end{cases} \tag{2}$$

式中：$\delta=\theta_{\text{pll}}-\int\omega_{\text{s}}\text{d}t=\theta_{\text{pll}}-\theta_{\text{k}}$ 为虚拟功角，表示锁相环的输出与电网电压瞬时角度之差；I_d、I_q 分别为锁相环参考系下的 d 轴电流与 q 轴电流；R_{Σ}、L_{Σ} 分别为 Z_{Σ} 中的电阻和电感；H_{pll} 为等效转动惯量；T_{m} 为等效机械转矩；T_{e} 为等效电磁转矩；D_{pll} 为等效阻尼系数。

从方程(1)和(2)可以看出，故障发生后锁相环的动态方程与同步发电机转子运动方程有很大的相似之处，因此可以类比发电机的转子运动方程来定义(2)中的各个量，借助等面积法可以用来理解变流器暂态失稳的机理[7]。

在风力发电技术中，双馈风机由于发展成熟，已成为主流机型，因此本文以双馈风机为例对变流器暂态同步稳定性展开分析。四机两区域系统是电力系统分析中常用的一个简单系统，通过在 B2 节点增加双馈风机并网，本文构建的扩展四机两区域系统如图 3 所示。该案例系统可以计及变流器各种元件及其控制对锁相环同步稳定影响，同时也考虑了外部系统与变流器之间的交互影响。

其中，基本参数为：同步发电机 G2 为平衡节点，G1、G3、G4 为 PV 节点，输出有功功率为 700 MW，额定电压为 20 kV；相同参数风机的等值风场有功出力为 150×2 MW，额定电压为 0.69 kV；变压器 T、T1、T2、T3、T4 参数一致，额定功率为 900 MW，漏阻抗标幺值为 0.15；各段线路单位参数一致，电阻 $R=0.052\,9\ \Omega/\text{km}$，电抗 $X=0.529\ \Omega/\text{km}$，电纳 $B/2=1.654\times10^{-6}$ S；B11 处负荷为 967 MW，B12 处负荷为 1 767 MW。同时将风机与母线 B2 之间的电抗 X_{g} 分成两个串联电抗，以此来研究故障期间锁相环动态，其中标幺化后 X_{g1}=0.04，X_{g2}=0.08。

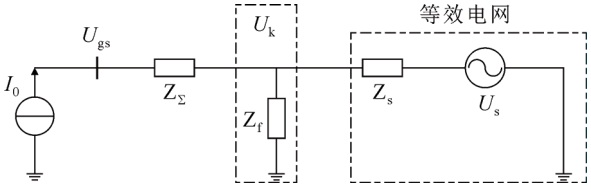


图 2 故障期间系统的等效电路

Fig.2 Equivalent circuit of the system during fault

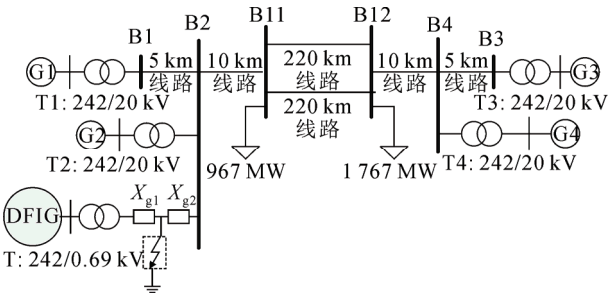


图 3 双馈风机并网系统结构图

Fig.3 Structure diagram of grid connection system of DFIG

2 锁相控制变流器动态过程分析

2.1 动态过程中的能量转换分析

类比于同步发电机故障过程中转子转速和转矩的运动曲线，锁相环在故障过程中也有非常相似的情况。假设系统在故障过程中 $\omega_{\text{s}}=1$(标幺值)恒定不变，则 $\delta=\theta_{\text{pll}}-\int\omega_{\text{s}}\text{d}t=\int\Delta\omega_{\text{pll}}\text{d}t$。对于图 3 所示双馈风机并网系统进行全模型电磁暂态详细仿真计算，设定系统在 $t_0=3$ s 时发生三相短路故障，在 $t_1=3.2$ s 时故障清除，锁相环中 U_{gq}、$\Delta\omega_{\text{pll}}$ 和 δ 曲线如图 4 所示。

从曲线中可以看出系统在 $t_0=3$ s 故障开始后，在 $t_0\sim t_1$ 时间内，锁相环中的 U_{gq} 大于零，使得 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 开始增速变大，$\Delta\omega_{\text{pll}}$ 积分得出的虚拟功角 δ 变大，当 $t_1=3.2$ s 左右时，故障消失，此后 U_{gq} 迅速减小，在 PI 控制环节作用下，$\Delta\omega_{\text{pll}}$ 从最高点 $\Delta\omega_0$ 开始回落，锁相环 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 从 0 加速到 $\Delta\omega_0$ 的这个过程为锁相环的加速阶段；在 $t_2=3.28$ s 时，$\Delta\omega_{\text{pll}}$ 减小至 0，$t_1\sim t_2$ 这个过程段为锁相环的减速过程；由于此时的 U_{gq} 小于零，所以锁相环反向加速，以此类推，直至 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 恢复至 0，系统重新达到稳定状态。

与同步发电机类似，也可以从暂态能量的角度分析锁相环暂态同步稳定性。由图 1 可得锁相环的动态方程如下：

$$\begin{cases} \dfrac{\text{d}\delta}{\text{d}t}=\Delta\omega_{\text{pll}} \\ \dfrac{\text{d}\Delta\omega_{\text{pll}}}{\text{d}t}=K_{\text{p}}\dfrac{\text{d}U_{gq}}{\text{d}t}+K_{\text{i}}U_{gq} \end{cases} \tag{3}$$

对式(3)左右两边同时积分并移项，可得下式：

$$\frac{1}{2}H_{\mathrm{pll}}\omega_{\mathrm{pll}}^2\Big|_{\omega_0}^{\omega_1}+\int_{\delta_0}^{\delta_1}(-1)\cdot(K_{\mathrm{p}}\frac{\mathrm{d}U_{gq}}{\mathrm{d}t}+K_{\mathrm{i}}U_{gq})\mathrm{d}\delta=0 \quad (4)$$

式中：δ_0~δ_1表示锁相环的加速过程；ω_0,ω_1为加速过程初始和结束时对应的角速度。

定义式(4)左边第 1 项为锁相环的虚拟动能(固定取$H_{\mathrm{pll}}=1$)，第 2 项定义为锁相环的势能，式(4)表示故障期间锁相环势能减少导致虚拟动能的增加。

同样可以获得故障清除后锁相环的虚拟动能和势能如下式：

$$\frac{1}{2}H_{\mathrm{pll}}\omega_{\mathrm{pll}}^2\Big|_{\omega_1}^{\omega_2}+\int_{\delta_1}^{\delta_2}(-1)\cdot(K_{\mathrm{p}}\frac{\mathrm{d}U_{gq}}{\mathrm{d}t}+K_{\mathrm{i}}U_{gq})\mathrm{d}\delta=0 \quad (5)$$

式中：δ_1~δ_2表示锁相环的减速过程；ω_1,ω_2为减速过程初始和结束时对应的角速度。

上式表示故障结束后锁相环的虚拟动能转化为势能的增加。对于锁相环的暂态同步稳定性而言，如果故障期间增加的动能在故障后可以完全转化为势能，则可以判定锁相环稳定，否则在到达鞍点后锁相环虚拟功角会持续增大，也即失去暂态同步稳定性。

需要注意的是，上述分析结论仅基于锁相环的动态方程推导获得，没有附加额外的假设条件，因而具有普遍意义。

2.2　动态过程中的再同步现象

设定系统 3 s 发生瞬时短路故障，持续时间 0.2 s，在增大锁相环 PI 控制参数条件下，锁相环输出相角如图 5(a)所示，故障发生后 0.07 s 即故障期间锁相环相角即超过 180°，出现首摆失稳，但最终锁相环仍然能够正确跟踪电网相位，恢复稳定。

尝试采用等面积法解释该现象的机理，如图 5(b)所示。图中，T_{m1}和T_{m2}分别为故障前和故障后的等效机械转矩；S_1和S_3为加速区域；S_2和S_4为减速区域。故障前系统稳定运行于T_{m1}与T_{e}的交点 A，当故障发生后，在低穿策略作用下等效机械转矩减小为T_{m2}，锁相环加速面积大于减速面积，运行点越过鞍点后δ_{pll}继续增大，锁相环进入第 2 摆加速，越过 180° 到达 B′点。之后系统故障消失，电压、等效机械转矩和电磁转矩恢复，系统进入第 2 摆减速阶段，δ_{pll}由δ_{B}逐步增加至功角最大值δ_{C}后δ_{pll}开始减小，之后在δ_{D}点附近来回摆动并稳定运行于平衡点 D。

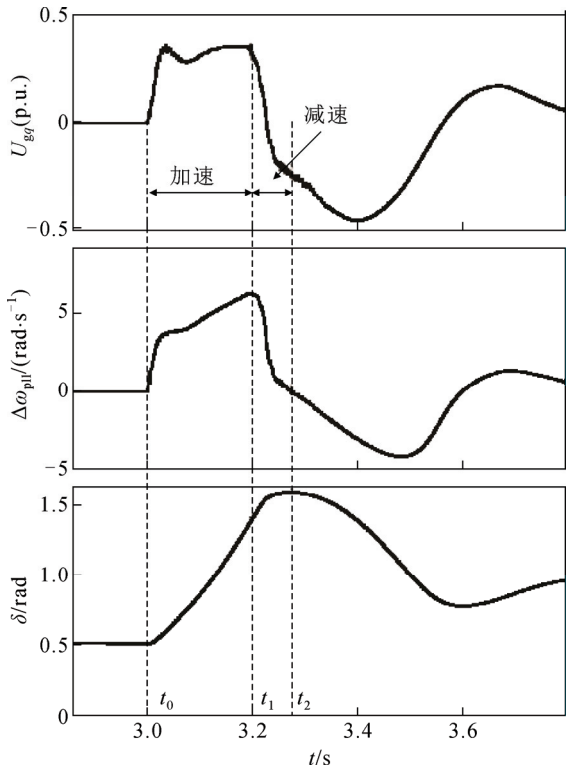
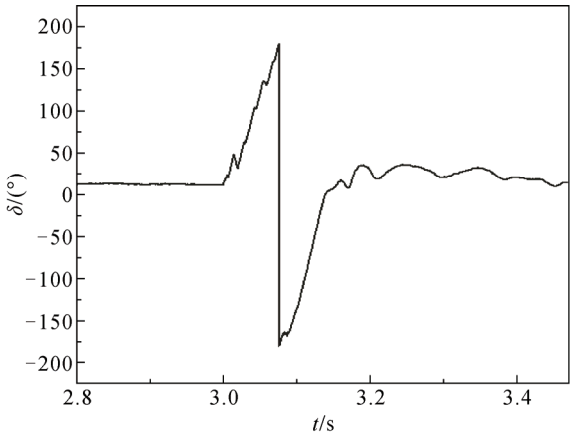
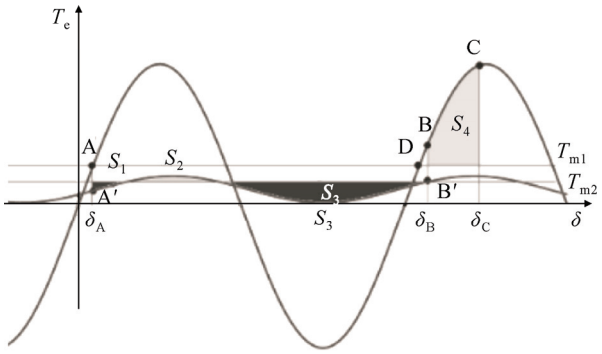


图 4　锁相环关键变量曲线

Fig.4　Curves of key variables of phase-locked loop



(a) 锁相环相角



(b) 等面积法机理解释

图 5　故障清除后的再同步现象

Fig.5　Resynchronization after fault removal

从上例可以看出，即使故障期间锁相环功角越过鞍点后继续增大，但由于故障清除后其角度和角速度处于故障后锁相环动态系统的稳定域内，因而出现了再同步现象并最终保持稳定。如将变流器故障期间的限流看成切换系统的切换行为，这也符合一般切换系统的特性，即切换系统的稳定性主要取决于切换后状态变量是否处于稳定域内。由此可以看出，如考虑实际电力系统故障清除时间较短(一般5周波左右)，故障期间的有限次失步对系统运行的影响不大，因而需要更多关注故障清除后锁相环的运行状态。

2.3 低穿恢复策略的影响

通常风机变流器在低穿结束后，为了有效减小风机内部的电流冲击和应力，同时避免过大的有功功率对电网造成冲击，从保护风机、电网等稳定运行考虑，会按照一定的速率逐渐恢复有功功率，该过程对故障恢复阶段系统状态及稳定性的影响不容忽略。

锁相环故障恢复过程如图6所示。图中，T'_{m1}和T_{mfault}分别为故障前和故障期间的等效机械转矩，T'_{m3}和T'_{m2}分别为故障恢复过程中前后两个时刻的等效机械转矩；U_{k1}和U_{kfault}分别为故障前和故障期间的电压，U_{k3}和U_{k2}分别为故障恢复过程中前后两个时刻的电压。从图中可以看出，等效机械转矩随着电流的恢复逐渐增大，同时弱电网电压恢复相对较慢，随着电压的恢复等效电磁转矩曲线也随之变化，锁相环角度以及角速度逐渐“滑动”至恢复后的状态值，等效转动惯量以及等效阻尼系数同样也存在一个过渡过程。如前所述，需要计及该过程，获得过渡过程结束后的运行状态，并判断其是否处于稳定域内。

3 暂态同步稳定评估

3.1 稳定裕度计算

如前所述，大扰动下锁相环存在动能和势能的相互转换过程，如果故障恢复后动能可以完全转化为势能，且动能为零时锁相环动态系统正好处于临界稳定边界，则此时的势能为临界暂态能量，因而可以据此定义为势能界面。如能求取其稳定边界，也即势能界面，稳定裕度可以按照能量裕度的定义方式，取为故障恢复后锁相环虚拟动能与势能之和与势能界面的能量差；因最远点处虚拟动能为0，也可以直接采用最远点处虚拟势能与势能界面的能量差计算稳定裕度。

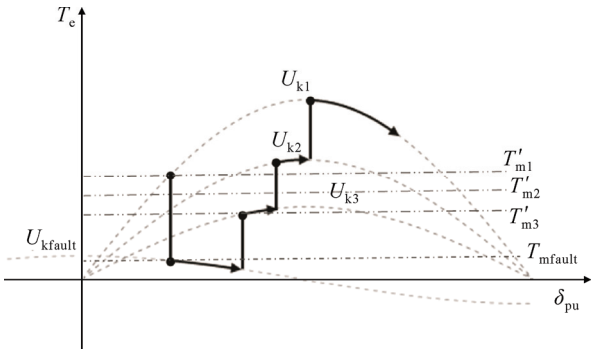


图6 锁相环故障恢复过程

Fig.6 Phase-locked loop fault recovery process

故障恢复后的锁相环虚拟动能与势能可以通过求解方程(1)和(2)描述的简化系统获得，也可以通过详细的电磁暂态仿真计算获得。简化系统基于奇异摄动方法进行降阶，在故障期间变流器快子系统(内环)的状态变化剧烈，从而对慢子系统(锁相环)的状态产生更大的影响，如果忽略快子系统的动态特性，可能会导致降阶系统精度降低。此外简化系统也没有考虑变流器控制保护元件的序贯切换控制以及外部电力系统动态对锁相环暂态同步稳定的影响，因而详细的电磁暂态仿真计算更为适合。

如故障清除后锁相环无法保持稳定，锁相环虚拟功角越过鞍点时动能未能完全转化为势能，可以采用剩余的动能计算失稳裕度。显然动能越大，失稳越严重，否则反之。

借鉴扩展等面积准则(extended equal area criterion，EEAC)的思路[20]，标幺化的锁相环暂态同步稳定裕度计算公式如下：

锁相环稳定时，故障恢复后锁相环虚拟动能$E_{\mathrm{k.acc}}$与势能$E_{\mathrm{p.acc}}$之和与势能界面能量$E_{\mathrm{p.max}}$之差可以表示为：

$$E_{\mathrm{p.max}}-(E_{\mathrm{k.acc}}+E_{\mathrm{p.acc}})=\Delta E_{\mathrm{p.max}}-\Delta E_{\mathrm{k.acc}} \tag{6}$$

因而稳定裕度定义为：

$$\eta=\frac{\Delta E_{\mathrm{p.max}}-\Delta E_{\mathrm{k.acc}}}{\Delta E_{\mathrm{p.max}}}\times 100\% \quad (1\geq\eta\geq 0) \tag{7}$$

式中：$\Delta E_{\mathrm{k.acc}}$为故障恢复后锁相环虚拟动能的增加量；$\Delta E_{\mathrm{p.max}}$为故障恢复后锁相环势能与势能界面的能量差。

锁相环失稳时：

$$\eta=\frac{\Delta E_{\mathrm{p.dec}}-\Delta E_{\mathrm{k.acc}}}{\Delta E_{\mathrm{k.acc}}}\times 100\% \quad (-1\leq\eta\leq 0) \tag{8}$$

式中：$\Delta E_{\mathrm{p.dec}}$为故障清除后首次越过鞍点时，虚拟

动能转化的势能增加量，也即故障清除后动能的减少量，因而 $\Delta E_{\text{p.dec}} - \Delta E_{\text{k.acc}}$ 即为锁相环虚拟功角越过鞍点时剩余的动能。

3.2　获取临界暂态能量

针对多机电力系统暂态能量函数法中稳定域边界估计困难的问题，PEBS 方法是以持续故障轨线代替临界故障轨线，在角度空间的投影上寻找达到事故后系统 PEBS 的出口点，以出口点处的恒值能量曲面近似局部稳定边界[21]，但锁相环故障期间可能存在再同步现象导致持续故障轨线并不适用锁相环同步稳定分析。此外，也有采用曲线外推技术来估算从最远点到动态鞍点之间虚构轨迹的方法，如 EEAC 理论聚合受扰轨迹后再按正弦曲线的外推来构造最远点后的功率-功角曲线并量化评估稳定性[20]，但对于锁相环同步稳定而言，前述式(1)中由于阻尼项的存在采用正弦外推的方法并不可靠。

不同于上述方法，本文采取了一种动态轨迹延拓[22]的方法求取势能界面。相比已提出的系统平衡点最大吸引域估计方法，一方面该方法相对简便，避免了构建 Lyapunov 能量函数；另一方面，进一步降低了稳定域边界估计的保守性(详细对比分析可见算例部分 4.6 节)。

基于方程(1)和(2)描述的锁相环动态系统，电流和电压等变量初始值均取为故障恢复后的值，在初始时刻将 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 设置为一个大于零的值 $\Delta\omega_0$，使其可以增大 δ，之后求解方程(1)和(2)。在求解过程中，忽略电流瞬态过程，基于图 2 等效电路获得的公式(9)计算锁相环输入。

$$\begin{aligned} U_{gq} &= \text{Im}(\boldsymbol{I}_0 Z_\Sigma + \boldsymbol{U}_\text{k}) = \\ & I_q R_\Sigma + \omega_{\text{pll}} I_d L_\Sigma - \left|\boldsymbol{U}_\text{k}\right| \sin\delta \end{aligned} \tag{9}$$

由于 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 相对于基准值变化的影响不大，所以 ω_{pll} 忽略 $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 分量，即 $\omega_{\text{pll}} = 1$。可以采用文献[23]所述的解析求解方法，获得注入角速度 $\Delta\omega_0$ 后锁相环动态的虚拟轨迹，计算耗费时间较少。

如果设置的 $\Delta\omega_0$ 值过大，则锁相环会失稳，如果 $\Delta\omega_0$ 值过小，则锁相环恢复至稳定状态，所以会存在一个 $\Delta\omega_0$ 使系统刚好处于临界稳定状态，此时可计算出对应的临界势能如式(10)。通过逐次试探判断临界稳定状态并获得对应的临界势能。

$$E_{\text{p.max}} = \int_{\delta_0}^{\delta_{\max}} (K_\text{p} \frac{\text{d}U_{gq}}{\text{d}t} + K_\text{i} U_{gq}) \text{d}\delta \tag{10}$$

式中：δ_0 为虚拟功角初值；$\delta_{\max}$ 为临界稳定状态最远点处虚拟功角值。

一般认为，稳定域的边界可以由该边界上不稳定平衡点的稳定流形的并集来表示，因而通过延拓虚拟功角轨迹局部逼近锁相环动态系统的主导不稳定平衡点的稳定流形，以稳定域边界出口点处的临界势能近似局部稳定边界。

对于方程(1)和(2)所述的锁相环降阶简化系统，故障恢复后处于正常控制逻辑，同时变化相对平缓，因而误差相对较小，如图 7 所示。

图 7 中故障切除时间为 3.2 s，从图中可以看出在故障期间两者相差较大，但在故障切除后短时间内(最远点前)两者几乎恢复至一致状态，因而采用简化系统计算稳定边界可以保证计算精度。

需要注意的是，由于锁相环动态系统不定阻尼项的存在，因而通过轨迹延拓获得的临界势能界面在全局范围内并不满足拉塞尔不变集原理要求(正阻尼区域内封闭等势面范围作为吸引域的估计)，但本文方法基于故障恢复后的状态进行轨迹延拓，通过寻找最接近的局部稳定边界用于稳定裕度评估。

4　算例分析

本章对于图 3 所示双馈风机并网系统进行仿真计算，通过改变故障时间和系统短路比，验证稳定裕度分析方法的有效性。基于提出的稳定裕度评估方法量化分析了锁相环的比例积分系数对暂态同步稳定性影响，探讨了双馈风机无功电压控制方式、接入系统位置以及功率渗透率变化引起的暂态同步稳定裕度变化情况。

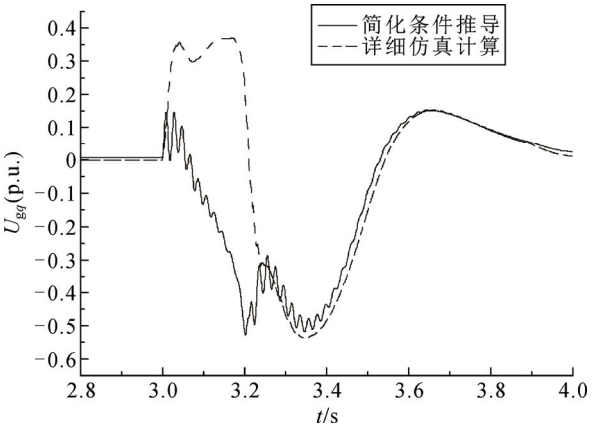


图 7　简化条件推导和详细仿真计算 U_{gq} 结果对比

Fig.7　Comparation of U_{gq} between simplified results and simulation results

4.1 故障时间和系统短路比

短路时间越长，锁相环的加速过程也随之增长，所以锁相环暂态同步稳定裕度逐渐减小。通过仿真计算可以得到裕度随故障持续时间的变化曲线如图 8。

仿真结果表明，随着故障持续时间的增加，暂态稳定裕度减小，这与理论分析结果一致，但由于锁相环稳定和失稳时稳定裕度标幺化采用的基准值不同，因而分界值附近裕度变化的非线性较强。

短路比越低，会造成电流注入对并网点电压的影响增加，对锁相环的暂态同步稳定性越不利。通过改变 X_{g2} 的大小来改变短路比，锁相环稳定裕度随短路比的变化曲线如图 9。

仿真结果表明，随着短路比的增大，暂态同步稳定裕度也随之增大，这也与理论分析一致。

4.2 锁相环比例增益和积分增益

目前通常认为锁相环带宽越大则对暂态稳定性越不利，而锁相环等效阻尼越大，则对暂态同步稳定性越有利，因而得到：锁相环的比例增益越大、或积分增益越小，则对暂态稳定有利。然而上述结论的推导尚存在一些未完善问题，如忽略了阻尼项 $D_{\mathrm{pll}}(\delta)$ 随 δ 的变化特性[7,9]，未考虑故障初期和清除后变流器电流的大幅变化[11]，以及 Lyapunov 能量函数的保守性问题[14]等。

通过对式(1)和(2)的分析发现，锁相环比例增益和积分增益主要影响等效转动惯量 H_{pll} 和等效阻尼系数 D_{pll}，而阻尼系数越大，对暂态同步稳定性越有利；故障加速期间转动惯量越大，以及故障清除后转动惯量越小，暂态同步稳定性越好[24]。当 $\delta<\pi/2$ 时阻尼项 $D_{\mathrm{pll}}(\delta)$ 为正，锁相环的比例增益越大以及积分增益越小，暂态同步稳定性越好，但 $\delta>\pi/2$ 时结论正好相反。比例增益越大，故障后的等效转动惯量变小，但同时故障期间的转动惯量也变小，因而难以获得一致性普适的结论。

通过仿真计算可以得到裕度随比例和积分增益的变化曲线如图 10 和图 11 所示，可见随着 K_{i} 的增大，锁相环的暂态同步稳定裕度会减小，但稳定裕度随着 K_{p} 的增加也会减小，这也验证了上述分析结论的正确，因此上述环节对稳定性的影响可以结合实际场景利用本文定量评估方法具体分析。

4.3 风机无功电压控制方式

风电机组通常可采用定无功控制方式或定电压控制方式。定电压控制方式在故障及恢复过程中可提供较大的无功电流以支撑机端电压快速恢复，

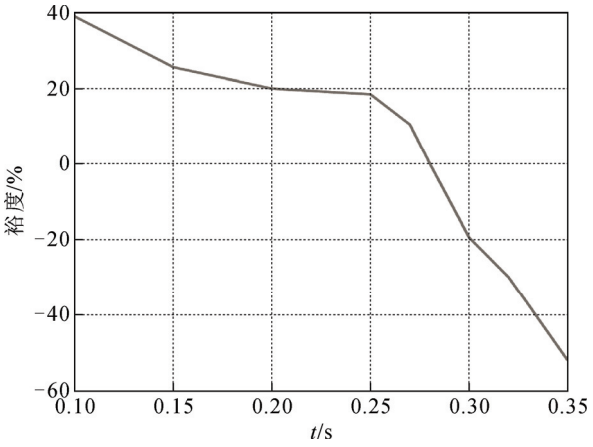


图 8 暂态同步稳定裕度随故障持续时间变化

Fig.8 Variation of transient synchronous stability margin with fault duration

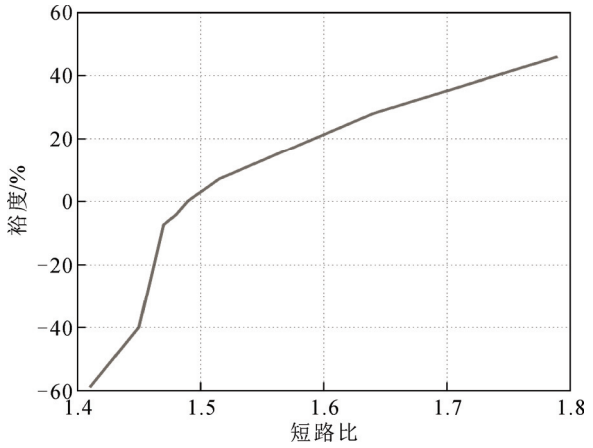


图 9 暂态同步稳定裕度随短路比变化

Fig.9 Variation of transient synchronous stability margin with short current ratio

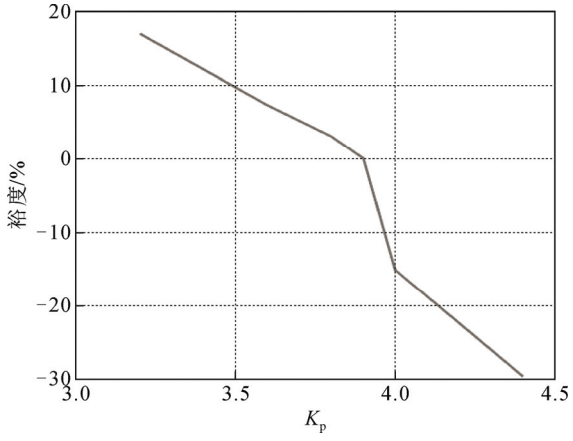


图 10 暂态同步稳定裕度随比例增益变化

Fig.10 Variation of transient synchronous stability margin with proportional gain

通过式(1)和(2)看出，机端电压升高增加了虚拟电磁转矩，减小了故障期间加速面积，对暂态同步稳定性有利。通过仿真计算得到不同控制方式下稳定裕度，如表 1 所示，验证了上述分析结论的正确性。

4.4　接入系统位置

电网强弱对锁相同步变流器暂态同步稳定性产生较大影响。对于两区域系统，距离常规机组电气距离越近，则短路比越高、电压支撑能力越强，注入电流对锁相环控制电压的影响越小，风机暂态同步稳定性越高；反之，则暂态同步稳定性越低。在图 3 中分别选取 B2、B11、B11 和 B12 间靠近 B11 的 20%(B11-20%)、B11 和 B12 间靠近 B11 的 50%(B11-50%)作为风机接入电网位置，通过仿真计算可以得到不同位置风机暂态同步稳定裕度，如表 2 所示，所得结果验证了上述分析结论。

4.5　新能源功率渗透率

新能源渗透率越高，新能源注入电网的有功电流越大，根据式(1)和(2)，对锁相环控制节点电压影响越大，越不利于锁相环暂态同步稳定。通过增加等值风场风机台数来增加风场出力，同时降低同步发电机功率，仿真结果如图 12 所示，验证了该分析结论。

4.6　不同方法的比较

下面展示所提方法相比于现有方法的优势，选取的对比方法是文献[14]所构造的解析李雅普诺夫函数估计的稳定域。对真实的稳定域、基于李雅普诺夫函数估计的稳定域以及本文所提方法结果进行对比，计算各方法所得暂态同步稳定裕度。其中，真实的稳定域基于逆轨迹法得到，即对不稳定平衡点沿稳定流形方向求反向时间积分。

选取场景为 4.5 节中新能源渗透率 25%场景。图 13 中 SEP 和 A 点之间曲线为故障后锁相环动态相轨迹，A 点为故障恢复后锁相环动态系统运行点，B 点和 UEP 之间的曲线为采用本文方法得到的临界稳定延拓虚拟相轨迹，B 点为增加 $\Delta\omega_0$ 后的锁相环动态系统运行点。图中中间封闭曲线为基于李雅普诺夫函数估计得到的稳定域边界。可以看出，B 点至 UEP 点之间的相轨迹已逼近真实的锁相环稳定域边界，由此所得暂态同步稳定裕度与真实值非常接近，而基于李雅普诺夫函数得到的稳定域则更加保守，暂态同步稳定裕度也更低。不同方法得到的暂态同步稳定裕度如表 3 所示。

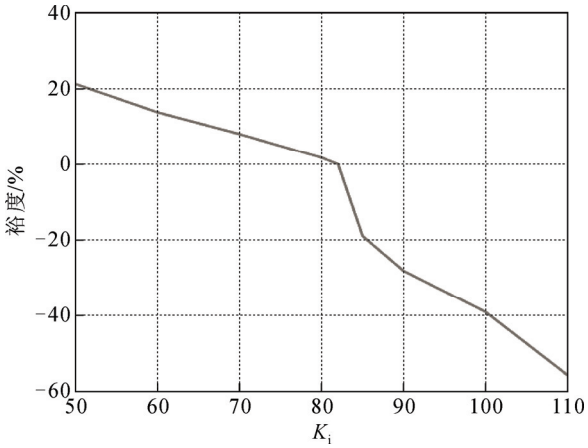


图 11　暂态同步稳定裕度随积分增益变化

Fig.11　Variation of transient synchronous stability margin with integral gain

表 1　不同控制方式下暂态同步稳定裕度

Table 1　Transient synchronous stability margin under different control methods

控制模式	裕度
定电压	74.6%
定无功	59.2%

表 2　不同接入位置下暂态同步稳定裕度

Table 2　Transient synchronous stability margin at different grid connection positions

接入位置	裕度
B2	74.60%
B11	70.72%
B11-20%	62.94%
B11-50%	59.46%

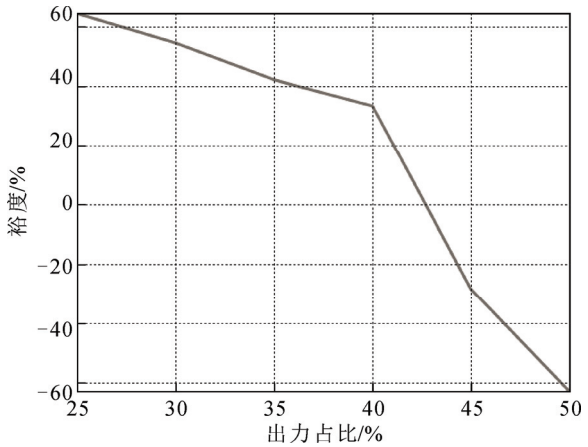


图 12　暂态同步稳定裕度随新能源功率渗透率变化

Fig.12　Variation of transient synchronous stability margin with proportion of of new energy

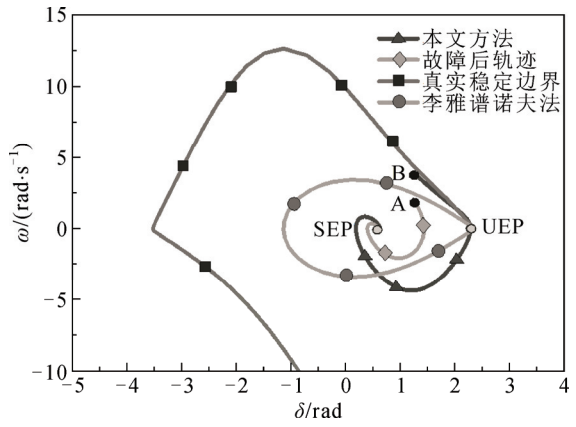


图 13 不同方法得到的稳定域比较

Fig.13 Comparison of different stability region estimation

表 3 不同方法得到的暂态同步稳定裕度

Table 3 Transient synchronous stability margin obtained by different methods

方法	裕度
逆轨迹法	68.7%
李雅普诺夫函数法	26.4%
本文方法	64.3%

5 结论

本文分析了大扰动下基于锁相控制变流器的动态过程，提出了一种变流器暂态同步稳定裕度的评估方法，并对影响暂态同步稳定性的关键因素进行了分析，主要的结论有：

1）锁相控制变流器暂态同步稳定性问题本质上是锁相环及其构成的非线性切换系统的稳定性问题。而切换系统的稳定性主要取决于切换后状态变量是否处于稳定域内。

2）基于锁相环加减速过程中虚拟动能和势能的相互转换，可以进行锁相控制变流器暂态同步稳定裕度评估。通过延拓虚拟功角轨迹局部逼近锁相环动态系统的稳定域边界，以边界出口点处的临界势能近似局部稳定边界，通过计算故障恢复后锁相环能量和临界势能界面的距离定义其稳定裕度。

3）基于提出的稳定裕度评估方法可以相对准确地量化分析锁相环的比例积分系数、双馈风机无功电压控制方式、接入系统位置以及功率渗透率变化对暂态同步稳定的影响。

后续的研究工作包括多个锁相控制变流器暂态同步稳定性交互影响以及锁相控制变流器对同步发电机暂态稳定性影响的量化评估。

参考文献 References

[1] 袁小明，程时杰，胡家兵. 电力电子化电力系统多尺度电压功角动态稳定问题[J]. 中国电机工程学报，2016，36(19)：5145-5154.
YUAN Xiaoming, CHENG Shijie, HU Jiabing. Multi-time scale voltage and power angle dynamics in power electronics dominated large power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(19): 5145-5154.

[2] 刘 芳，刘 威，汪浩东，等. 高比例新能源电力系统振荡机理及其分析方法研究综述[J]. 高电压技术，2022，48(1)：95-113.
LIU Fang, LIU Wei, WANG Haodong, et al. Review on oscillation mechanism and analysis methods of high proportion renewable energy power system[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 95-113.

[3] 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.

[4] 许津铭，凌子涵，程 成，等. 并网逆变器非线性特性建模及稳定性研究综述[J]. 高电压技术，2024，50(1)：370-385.
XU Jinming, LING Zihan, CHENG Cheng, et al. Overview on nonlinear modeling and stability analysis of grid-tied inverters[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(1): 370-385.

[5] ZHANG C, CAI X, RYGG A, et al. Modeling and analysis of grid-synchronizing stability of a Type-IV wind turbine under grid faults[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2020, 117: 105544.

[6] 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.
ZHANG Chen, CAI Xu, LI Zheng. Transient stability analysis of wind turbines with full-scale voltage source converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(14): 4018-4026.

[7] HE X Q, GENG H, XI J B, et al. Resynchronization analysis and improvement of grid-connected VSCs during grid faults[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2021, 9(1): 438-450.

[8] HU Q, FU L J, MA F, et al. Large signal synchronizing instability of PLL-based VSC connected to weak ac grid[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(4): 3220-3229.

[9] 裴金鑫，姚 骏，黄 森，等. 电网短路故障下新能源并网变换器的暂态同步机制及其自适应稳定控制策略[J]. 中国电机工程学报，2022，42(16)：5922-5934.
PEI Jinxin, YAO Jun, HUANG Sen, et al. Transient synchronization mechanism and adaptive stability control strategy for renewable energy grid-connected converter under grid faults[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(16): 5922-5934.

[10] 吕雅诗，邹赵悦，吴 超，等. 基于低通滤波器的标幺化锁相环同步稳定性分析[J]. 高电压技术，2022，48(10)：3848-3858.
LÜ Yashi, ZOU Zhaoyue, WU Chao, et al. Analysis of synchronization stability of the normalization PLL based on low-pass filter[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(10): 3848-3858.

[11] ZHAO J T, HUANG M, YAN H, et al. Nonlinear and transient stability analysis of phase-locked loops in grid-connected converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2021, 36(1): 1018-1029.

[12] 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.

[13] MANSOUR M Z, ME S P, HADAVI S, et al. Nonlinear transient

stability analysis of phased-locked loop-based grid-following voltage-source converters using Lyapunov's direct method[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2022, 10(3): 2699-2709.

[14] 张　宇，张　琛，蔡　旭，等. 并网变换器的暂态同步稳定性分析：稳定域估计与镇定控制[J]. 中国电机工程学报，2022，42(21)：7871-7883.
ZHANG Yu, ZHANG Chen, CAI Xu, et al. Transient grid-synchronization stability analysis of grid-tied voltage source converters: stability region estimation and stabilization control[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(21): 7871-7883.

[15] ZHANG C, MOLINAS M, LI Z, et al. Synchronizing stability analysis and region of attraction estimation of grid-feeding VSCs using sum-of-squares programming[J]. Frontiers in Energy Research, 2020, 8: 56.

[16] ZHANG Z Q, SCHUERHUBER R, FICKERT L, et al. Domain of attraction's estimation for grid connected converters with phase-locked loop[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2022, 37(2): 1351-1362.

[17] 李霞林，王　智，郭　力，等. 基于最大估计吸引域的 VSC 接入弱网下的锁相环同步暂态稳定性分析[J]. 中国电机工程学报，2022，42(20)：7485-7496.
LI Xialin, WANG Zhi, GUO Li, et al. Transient stability analysis of PLL synchronization in weak-grid-connected VSCs based on the largest estimated domain of attraction[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(20): 7485-7496.

[18] WANG Y M, SUN H D, XU S Y, et al. Transient stability analysis and improvement for the grid-connected VSC system with multi-limiters[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2024, 39(1): 1979-1995.

[19] 王凯伦，邓晓洋，孙雅旻，等. 考虑 PLL 频率限幅的 MMC 风电场故障恢复同步稳定性[J]. 高电压技术，2024，50(2)：893-903.
WANG Kailun, DENG Xiaoyang, SUN Yamin, et al. Fault recovery stage synchronization stability of MMC wind farm considering PLL frequency limitation[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 893-903.

[20] 薛禹胜. 运动稳定性量化理论[M]. 南京：江苏科学技术出版社，1999.
XUE Yusheng. Quantitative study of general motion stability and an example on power system stability[M]. Nanjing, China: Jiangsu Science and Technology Press, 1999.

[21] 傅书逖. 势能界面法(PEBS)暂态稳定分析的综述及展望[J]. 电力系统自动化，1998，22(9)：16-18.
FU Shuti. Summary and prospect of transient stability analysis using PEBS method[J]. Automation of Electric Power Systems, 1998, 22(9): 16-18.

[22] WANG S B, RADMAN G, ZHENG G, et al. Analytical trajectory extrapolation for power systems[C]//2011 IEEE Power & Energy Society General Meeting. Detroit, USA: IEEE, 2011: 1-7.

[23] 熊佳旺，孔　力，叶　华，等. 弱电网中锁相环型并网变换器非线性暂态稳定解析分析[J]. 电力系统自动化，2022，46(24)：76-84.
XIONG Jiawang, KONG Li, YE Hua, et al. Analytical analysis on nonlinear transient stability of phase-locked loop type grid-connected converter in weak power grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(24): 76-84.

[24] 葛平娟，涂春鸣，肖　凡，等. 面向暂态稳定性能提升的 VSG 参数灵活控制策略[J]. 中国电机工程学报，2022，42(6)：2109-2123.
GE Pingjuan, TU Chunming, XIAO Fan, et al. Transient stability enhancement of a VSG based on flexible switching of control parameters[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(6): 2109-2123.



鲍颜红(通信作者)
1971—，男，博士，研究员级高工
主要从事电力系统安全稳定分析、新能源并网稳定分析与控制方面的研究工作
E-mail: baoyanhong@sgepri.sgcc.com.cn

BAO Yanhong
Ph.D., Professor
Corresponding author



吴　峰
1986—，男，博士生，高工
主要从事电力系统安全稳定分析、新能源并网稳定分析与控制方面的研究工作
E-mail: wufeng@sgepri.sgcc.com.cn

WU Feng
Ph.D. candidate
Senior engineer



任先成
1980—，男，博士，高工
主要从事新能源并网安全稳定分析与控制方面的研究工作
E-mail: renxiancheng@sgepri.sgcc.com.cn

REN Xiancheng
Ph.D.
Senior engineer

收稿日期　2024-03-18　修回日期　2024-06-04　编辑　陈　蔓