第 50 卷 第 2 期：893-903　　高电压技术　　Vol.50, No.2: 893-903
2024 年 2 月 29 日　　High Voltage Engineering　　February 29, 2024
DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20221890

考虑 PLL 频率限幅的 MMC 风电场故障恢复同步稳定性

王凯伦[1]，邓晓洋[2]，孙雅旻[2]，王　潇[2]，宋　强[1]
（1. 清华大学电力系统及大型发电设备安全控制和仿真国家重点实验室，北京 100084；
2. 国网冀北电力科学研究院，北京 100045）

摘　要：基于模块化多电平换流器的风电场在发生交流短路故障时，可能会出现风机变流器锁相环(phase lock loop, PLL)同步失稳问题。当前研究集中在故障阶段同步稳定机理研究和改善方案，但是缺乏故障切除后恢复阶段 PLL 同步稳定研究。该文研究恢复阶段 PLL 同步稳定问题，考虑到故障阶段可能出现同步失稳、以及 PLL 频率振荡过冲导致限幅，建立了考虑 PLL 频率限幅的系统暂态分析模型；引入恢复稳定域的概念，并且研究了 PLL 频率限幅、恢复阶段风机电流、电压(恢复速率)、PLL-PI 参数对稳定域的影响；基于恢复稳定域提出了参数优化和 PLL 软件复位的恢复稳定改善措施；最后通过仿真验证了理论分析的合理性。
关键词：模块化多电平换流器；风电场；交流故障；同步稳定性；锁相环；限幅器

Fault Recovery Stage Synchronization Stability of MMC Wind Farm Considering PLL Frequency Limitation

WANG Kailun[1], DENG Xiaoyang[2], SUN Yamin[2], WANG Xiao[2], SONG Qiang[1]
(1. State Key Laboratory of Power System and Generation Equipment, Tsinghua University, Beijing 100084, China;
2. China State Grid Jibei Electric Power Research Institute, Beijing 100045, China)

Abstract：The wind turbine converter phase lock loop (PLL) loss of synchronization may happen when ac fault occurs in modular multilevel converter-based wind farms. The state-of-art studies are focused on mechanisms and improvements of synchronization stability at the fault stage and lacks a synchronization stability study at the fault recovery stage after the fault is clear. This study focuses on PLL synchronization stability at the fault recovery stage. The PLL frequency limitation because of loss of synchronization at the fault stage and oscillation overshoot at the recovery stage are taken into considerations, and the system transient model considering PLL frequency limitation is established. Furthermore, the stability region at the fault recovery stage is introduced to investigate the stability influences including PLL frequency limits, the output current of wind turbine converter at the fault recovery stage, system voltage (voltage recovery speed), and the PI parameters of the PLL frequency controller. Based on the stability region, recovery stage stability enhancement methods are proposed, including parameter optimization and software reset of PLL. Simulations verify the rationality of theoretical analysis.
Key words：modular multilevel converter; wind farm; AC fault; synchronization stability; phase lock loop; limiter

0　引言

近年来，基于模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)的柔性直流输电已成为大规模风电远距离输送和接入电网的重要方式[1-5]。由于大型风电基地通常远离交流主网，因此，通过柔性直流输电以孤岛方式接入大型风电场已经成为主流发展趋势。在孤岛接入方式下，风场侧 MMC 运行于电压/频率(*U*/*f*)控制方式，为风机提供稳定的交流电压和频率；风机变流器运行于跟网控制方式，控制向风场侧 MMC 注入的电流和功率。

在孤岛接入方式下，风场侧交流电网故障穿越是保证系统安全运行的重要问题。发生风场侧交流系统故障时，故障会同时对作为电压/频率支撑源的 MMC 和运行于跟网控制模式下的风机变流器动态

基金资助项目：国家自然科学基金(51977119)；国网冀北电力有限公司科技项目(柔直电网安全运行控制与设备状态诊断关键技术研究)(52018K21001P)。
Project supported by National Natural Science Foundation of China (51977119), Science and Technology Project of State Grid Jibei Electric Power Company Ltd. (Research on Key Technologies for Safe Operation Control and Equipment Status Diagnosis of VSC-HVDC Transmission System) (52018K21001P).

行为产生影响。一方面，风机变流器自身应当能够实现故障穿越并且向电网提供适当无功电流支撑；另一方面，交流故障会导致 MMC 从 *U*/*f* 控制模式切换到电流控制模式，以防止交流故障引起的 MMC 过电流[6–9]。虽然风机变流器和 MMC 各自均具有交流故障穿越的能力，但是已有报道不稳定现象仍会发生[10]，并且研究表明这是风机变流器与 MMC 共同作用下的锁相环(phase-locked loop，PLL)同步稳定问题[11]。

这种同步稳定问题本质是跟网型换流器 PLL 的锁相角在大扰动条件下与电网相位的暂态同步稳定问题。由于 PLL 的工作原理是基于量测电压信号进行相位跟踪，因此当跟网型换流器接入弱电网(即等效阻抗较大)，或者当发生严重交流短路故障(即电压跌落严重)时，容易引发这类稳定问题。在已有研究文献中，这类失稳问题可以归结为 2 类：一类是锁相角在故障期间没有平衡点[12-13]；另一类即便存在平衡点，但是考虑 PLL 的动态后仍然可能导致失稳[13-16]。影响稳定性的因素主要包括等效阻抗、故障深度、变流器注入电流幅值和相位、PLL 参数等[12-16]。然而，目前关于故障暂态同步稳定的研究大都集中于交流故障期间的稳定机理和改善措施，但是实际上更为关键的问题是故障恢复后系统能否实现同步稳定运行。也就是说，即使故障期间系统可能发生同步失稳，但是由于实际 PLL 中频率限幅单元限制了频率最大偏离范围，经过短暂时间交流故障被清除后，在故障恢复阶段系统仍然具有恢复同步稳定的可能。

文献[17]涉及故障恢复阶段同步稳定的研究，类比提出等面积法则判据以及极限切除时间，但是尚未考虑 PLL 比例环节以及 PLL 频率限幅的影响。PLL 频率限幅对故障恢复阶段的同步稳定也会产生重要影响：一方面系统故障期间失稳时，PLL 可能进入频率限幅；另一方面，故障恢复阶段 PLL 频率振荡过冲也可能触及频率限幅。目前 PLL 限幅环节通常在研究中忽略，这也是一个需要解决的问题。本文针对风电场孤岛接入柔性直流输电系统的送端交流故障，提出了故障恢复阶段的同步稳定性分析方法。本文首先基于故障恢复阶段的电路模型，并考虑到故障期间可能出现同步失稳而导致 PLL 频率限幅，建立了考虑 PLL 频率限幅的系统暂态分析模型。本文还引入了恢复稳定域的概念，刻画了故障恢复过程稳定能力，并且研究了 PLL 频率限幅、恢复阶段风机电流、电压(恢复速率)、PLL-PI 参数对稳定域的影响。基于恢复稳定域提出了基于参数优化和 PLL 软件复位的恢复稳定改善措施。

1 故障恢复阶段基本模型

1.1 控制结构与故障恢复阶段等效电路

图 1(a)所示为全功率变流器直驱风机接入 MMC 的柔性直流输电系统示意图，将风电场所有风机的网侧变流器用一台集总两电平变流器表示，通过变压器和交流线路接入风电场交流汇集母线(point of common coupling, PCC)，集总风机变流器采用经典的跟网型控制策略。如图 1(b)所示，测量机端三相电压 u_{w}，利用同步旋转参考系锁相环(synchronous reference frame-PLL, SRF-PLL)获得风机同步 *dq* 参考系频率ω_{pll}和相位θ_{pll}。*dq* 参考系机端电压定相时，*d* 轴电流参考 $i_{\mathrm{w}d}^*$代表有功电流，通常控制风机变流器直流电压 u_{dc} 恒定于额定 U_{dcN}；*q* 轴电流参考 $i_{\mathrm{w}q}^*$代表无功电流，通常提供故障期间无功支撑[18]。

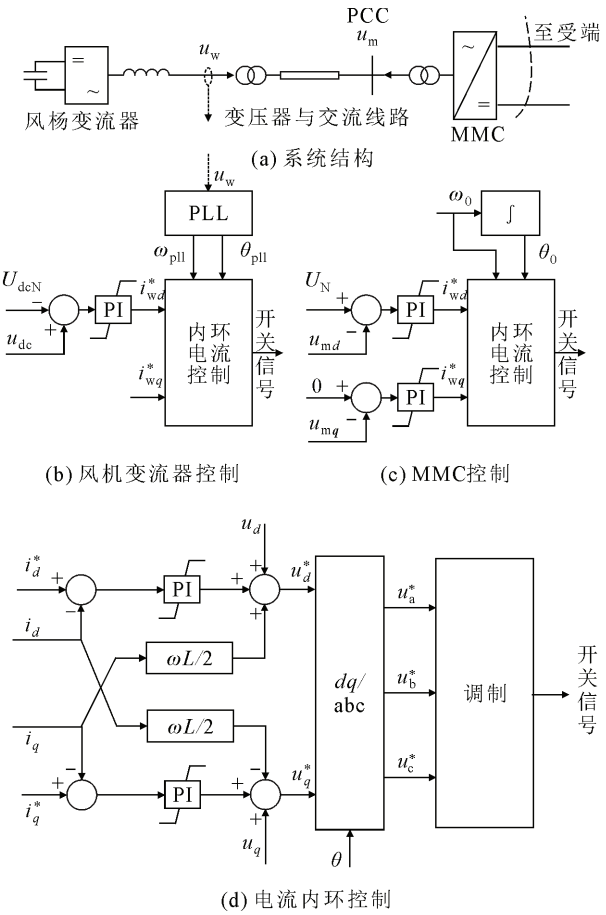


图 1 风机变流器连接 MMC 直流输电系统结构与控制

Fig.1 Structure and control of WT converter connected to MMC-HVDC

MMC 通过 *U*/*f* 控制提供风电场并网交流电压 u_m。如图 1(c)所示，MMC-*dq* 同步参考系相位θ_0由内部固定频率(通常取基频ω_0)积分生成。交流电压控制采用电压外环电流内环双闭环控制结构，从而兼具故障工况下电流限幅[9]。在正常工况下，通过将 *d* 轴电压 u_{md} 和 *q* 轴电压 u_{mq} 分别控制为额定值 U_N 和 0，实现交流电压幅值和相位的控制。在交流故障工况下，电压控制外环将进入饱和状态并失去控制能力，所输出的参考电流值 i_{md}^*、i_{mq}^*将固定为限幅值，控制器转为定输出的内环电流控制。

风机变流器和 MMC 所采用的内环电流控制器结构相同，如图 1(d)所示。其中，i_d、i_q为 *dq* 轴电流，u_d、u_q为 *dq* 轴电压，ω为外环输入的频率参考，*L* 为等值连接电感，u_d^*、u_q^*为 *dq* 轴内电势参考，θ为外环输入的相位参考，u_a^*、u_b^*、u_c^*为三相内电势参考，经调制环节生成开关信号。

基于上述系统结构与控制方法，可以导出故障恢复阶段等效电路如图 2 所示，图中物理量为相量形式。风机变流器处于跟网的电流控制模式，根据多时间尺度解耦特性，由于电流控制内环带宽大约为百赫兹级，而 PLL 带宽在十赫兹级，因此对 PLL 动态的分析中可以忽略内环电流控制的动态。此外在故障阶段或恢复阶段，变流器有功输出低于风能输入，直流母线的卸荷电路仍然可以维持直流母线电压，因此变流器具有对电流的控制能力，其等效为电流源 $\boldsymbol{I}_w$[17]，机端电压记为 $\boldsymbol{U}_w$。故障清除后，MMC 电压外环控制恢复，MMC 外特性恢复为等效电压源，电压为 $\boldsymbol{U}_m$。$\boldsymbol{Z}$ 为变流器到 MMC 等值阻抗。

1.2 基本暂态数学方程

图 3 所示为图 2 中物理量的相量关系。MMC 的控制器是通过自身产生的固定频率ω_0 生成同步旋转参考坐标系 dq_{mmc} 的。用φ_m表示 U_m 相对旋转参考坐标系 *d* 轴的相位，由于在故障恢复阶段 MMC 控制 *q* 轴电压分量为 0，因此φ_m为 0。风机变流器是基于 PLL 锁相生成同步旋转参考坐标系 dq_{pll} 的，所注入电流相量也是相对 dq_{pll} 旋转坐标系的，幅值和相位分别记为 I_w 和φ_w。风机变流器机端电压 *q* 轴分量为 U_{wq}。

风机变流器旋转坐标系 dq_{pll} 相对于 MMC 旋转坐标系 dq_{mmc} 的相位是δ。在建立数学模型时，可以将 dq_{mmc} 中的物理量也变换至 dq_{pll} 参考系求解。在暂态分析的时间尺度中，电路电磁暂态方程可以简化为代数方程[19]。根据这一假设，可以推导出的风机变流器的机端电压方程为：

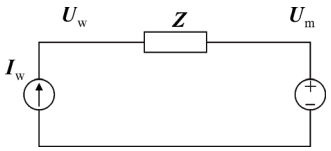


图 2 故障恢复阶段等效电路

Fig.2 Equivalent circuit at the recovery stage

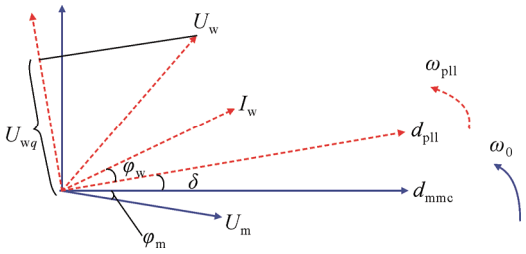


图 3 风机变流器、MMC 相量关系图

Fig.3 Phasor diagram of WT converter and MMC

$$U_{wq} = (XI_{wd} + RI_{wq}) - U_m \sin\delta \tag{1}$$

式中：I_{wd} 和 I_{wq} 分别为风机变流器电流 *d* 轴和 *q* 轴分量，即有功和无功电流分量；*R* 和 *X* 分别为图 2 等效连接阻抗 *Z* 的电阻和电抗分量，U_m 为 U_m 幅值，*X* 存在随频率变化的效应，可以表示为：

$$X = X_0 \frac{\omega_{pll}}{\omega_0} \tag{2}$$

式中：$X_0 = \omega_0 L$ 为基频下的电抗值；ω_{pll} 为 PLL 频率。

将 PLL 频率表示为相对 MMC 固定频率的偏差 ω，有：

$$\omega_{pll} = \omega_0 + \omega \tag{3}$$

综上，将式(3)代入式(2)，最后代入式(1)得到 U_{wq} 为：

$$U_{wq} = X_0(1+\frac{\omega}{\omega_0})I_{wd} + RI_{wq} - U_m \sin\delta \tag{4}$$

式(4)表明 U_{wq} 是δ与ω的函数。基于式(4)，进而考虑 PLL 锁相频率与锁相角的动态。风机变流器中 PLL 锁相的本质是通过调节 PLL 频率改变 相位，直至 dq_{pll} 定相于机端电压，即 U_{wq} 为 0。参考图 4 所示的 PLL 结构，ω的动态方程为：

$$\omega = k_p U_{wq} + \omega_i \tag{5}$$

其中：

$$\frac{d\omega_i}{dt} = k_i U_{wq} \tag{6}$$

其中，选取 PI 控制器积分输出ω_i为一个状态变量，k_p、k_i为比例和积分系数。图 4(b)中ω_{limo}为对ω的外限幅环节限幅、ω_{limi}为对ω的内限幅环节限幅。此

外取δ为另一状态变量，与ω之间满足动态关系：

$$\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t}=\omega \tag{7}$$

式(6)、式(7)以状态变量ω_i和δ构成系统二阶状态方程。联立式(4)和式(5)，可以将U_{wq}和ω通过状态变量表示为：

$$\omega=\frac{1}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}(\omega_{\mathrm{i}}+k_{\mathrm{p}}U_{wq0}(\delta)) \tag{8}$$

$$U_{wq}=\frac{1}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}(U_{wq0}(\delta)+\frac{X_0I_{wd}}{\omega_0}\omega_{\mathrm{i}}) \tag{9}$$

其中：

$$U_{wq0}(\delta)=X_0I_{wd}+RI_{wq}-U_{\mathrm{m}}\sin\delta \tag{10}$$

式(10)与式(4)十分相近，但是不存在ω项。

综上，结合式(6)—式(9)可以得到系统 2 阶动态可表示为：

$$\frac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{i}}}{\mathrm{d}t}=\frac{k_{\mathrm{i}}}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}\left(U_{wq0}(\delta)+\frac{X_0I_{wd}}{\omega_0}\omega_{\mathrm{i}}\right) \tag{11}$$

$$\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t}=\frac{1}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}\left(\omega_{\mathrm{i}}+k_{\mathrm{p}}U_{wq0}(\delta)\right) \tag{12}$$

1.3 物理意义

通过求解系统状态方程式(11)和式(12)，可以得到系统平衡点应当满足ω_i=0，并且满足U_{wq0}=0，从而得到：

$$\delta_{\mathrm{se}}=\arcsin\frac{XI_{wd}+RI_{wq}}{U_{\mathrm{m}}} \tag{13}$$

$$\delta_{\mathrm{ue}}=\pi-\arcsin\frac{XI_{wd}+RI_{wq}}{U_{\mathrm{m}}} \tag{14}$$

其中，通过施加小扰动可知，稳定平衡点记为δ_{se}，不稳定平衡点记为δ_{ue}。

式(11)描述了 PLL 频率积分状态量ω_i的动态，主要受U_{wq0}的影响。ω_i动态的几何解释如图 5 所示，根据式(10)，可以将U_{wq0}几何化为水平直线$X_0I_{wd}+RI_{wq}$与正弦曲线$U_{\mathrm{m}}\sin\delta$的差值。当δ位于阴影标注区域即U_{wq0}>0 的部分时，根据式(11)可知ω_i整体具有正向的加速度，因此将这部分区域称作“加速”区域；当δ位于浅色标注区域即U_{wq0}<0 的部分时，可知ω_i整体将减速，因此将这部分区域称作“减速”区域。2 个区域的分界正好为系统稳定与不稳定平衡点。对于如图 5 所示δ_0点出发、初速度ω_{i0}的状态，整体而言，当水平直线越高或正弦曲线的峰值越小时，减速区域缩小而加速区域扩大，

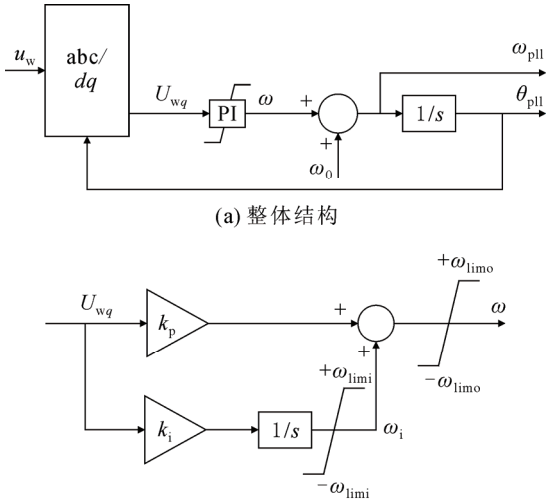


图 4 SRF-PLL 结构图

Fig.4 Block diagram of the SRF-PLL

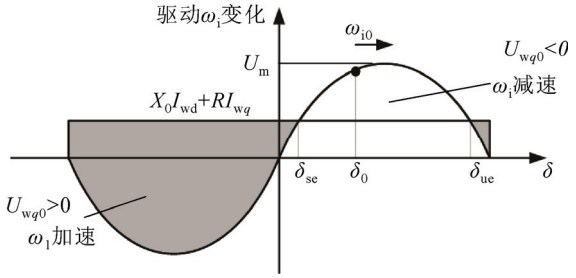


图 5 ω_i动态的几何解释

Fig.5 Geometric illustration of ω_i dynamics

状态更有可能越过减速区域不稳定平衡点，而后在加速区域继续加速，最终无法恢复至稳定平衡点；反之当水平直线越低或正弦曲线峰值越大时，减速区域扩大而加速区域减小，状态更有可能在减速区域减速至 0 并恢复至稳定平衡点。

2 考虑 PLL 频率限幅的故障恢复阶段暂态同步稳定性分析

上面推导了故障恢复阶段 PLL 频率和锁相角的动态数学模型。然而，上述模型和此前其他研究大都没有考虑 PLL 频率限幅环节的影响。但是对于恢复稳定性的研究，一方面当系统故障期间失稳时，PLL 可能已经进入频率限幅；另一方面，故障恢复阶段 PLL 频率振荡过冲也可能触及频率限幅，因此有必要考虑 PLL 频率限幅的影响。

2.1 考虑 PLL 频率限幅的暂态数学模型

参考图 4(b)所示考虑 PLL 频率限幅的 PI 控制器，其中对ω的外限幅环节限幅为$\pm\omega_{limo}$[12]；同时考

虑了抑制积分器饱和的内限幅环节，限幅为±ω_{limi}。

ω与δ之间的动态方程为：

$$\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t}=\omega \tag{15}$$

考虑积分器内限幅，ω_{i}动态方程修正为：

$$\frac{\mathrm{d}\omega_{\mathrm{i}}}{\mathrm{d}t}=\begin{cases}k_{\mathrm{i}}U_{wq}, & -\omega_{\mathrm{limi}}<\omega_{\mathrm{i}}<\omega_{\mathrm{limi}}\\ 0, & \text{其他}\end{cases} \tag{16}$$

考虑外限幅后ω和 U_{wq} 的表达式修正为：

$$\omega=\begin{cases}\dfrac{1}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}(k_{\mathrm{p}}U_{wq0}(\delta)+\omega_{\mathrm{i}}), & \\ & -\omega_{\mathrm{limo}}<\omega_{\mathrm{i}}<\omega_{\mathrm{limo}}\\ \omega_{\mathrm{limo}}, & \omega_{\mathrm{i}}\geq\omega_{\mathrm{limo}}\\ -\omega_{\mathrm{limo}}, & \omega_{\mathrm{i}}\leq-\omega_{\mathrm{limo}}\end{cases} \tag{17}$$

$$U_{wq}=\begin{cases}\dfrac{1}{1-\dfrac{k_{\mathrm{p}}X_0I_{wd}}{\omega_0}}(U_{wq0}(\delta)+\dfrac{X_0I_{wd}}{\omega_0}\omega_{\mathrm{i}}), & \\ & -\omega_{\mathrm{limo}}<\omega_{\mathrm{i}}<\omega_{\mathrm{limo}}\\ U_{wq0}(\delta)+X_0I_{wd}\dfrac{\omega_{\mathrm{limo}}}{\omega_0}, & \omega_{\mathrm{i}}\geq\omega_{\mathrm{limo}}\\ U_{wq0}(\delta)-X_0I_{wd}\dfrac{\omega_{\mathrm{limo}}}{\omega_0}, & \omega_{\mathrm{i}}\leq-\omega_{\mathrm{limo}}\end{cases} \tag{18}$$

式中：ω_{i} 表示不考虑限幅时的ω表达式，而当ω_{i} 触及限幅时：ω和 U_{wq} 表达式相应发生切换。

由此，系统动态将以δ和ω_{i} 为状态变量的微分方程组(15)、(16)以及代数方程组(17)、(18)决定。由于包含逻辑切换，形式与原始未考虑限幅的动态方程不同。但这仍然是一个 2 阶系统，且状态变化仅与当前状态相关而与时间无关。因此，具有传统模型的自治性，可以适用传统分析方法。

2.2 基于相平面的描述与分析

考虑 PLL 限幅后的系统动态模型为二阶自治系统，这类系统的暂态稳定分析通常采用直接法[20]或基于相平面的数值计算[15]。由于直接法需要寻找能量函数方程，较为困难；而相平面方法具有简单直观的优势，因此本文基于相平面对故障恢复暂态稳定性进行描述与分析。

恢复阶段系统动态由式(15)—式(18)和(δ, ω_{i})初始状态确定。通过在　的参数域(−π, π)和ω_{i} 的参数域(−ω_{limi}, ω_{limi})遍历(δ, ω_{i})初始状态，对式(15)—式(18)进行数值求解，可以绘制得到图 6 所示的相平面。相平面中每一点(δ, ω_{i})表示当前的一个状态。由于系统动态与时间无关，只与状态有关，因此当前状态唯一决定了下一状态。在相平面图中状态随时间的迁移表示为连续的状态轨线。图 6 所示的状态平面包含无数条这样的状态轨线，无法一一画出，图中用箭头标注出状态大致的流向。

图 6 所示系统相平面可以分为 2 个区域。具有中心汇集点的区域为稳定域，其状态点用实心圆形标识。稳定域中所有轨线均会收敛于系统的稳定平衡点(δ_{se}, 0)，因此系统可以恢复稳定。图 7(a)所示为稳定域内一条典型的状态轨线。另一个区域为不稳定域，其状态点用叉形标识。不稳定域内状态ω_{i} 将会逐步增大，然而由于 PLL 的频率限幅作用不会趋于无穷，而是汇集于ω_{limi} 并且形成图中所示周期性失稳轨线，此时系统无法恢复稳定。图 7(b)所示为不稳定域内一条典型的状态轨线。初始状态为(−π, 0.64)，首先沿箭头 1 所示轨迹运行至δ=π，由于相平面关于δ 2π周期对称，而后沿箭头 2 所示轨迹汇入周期性失稳轨迹，最后重复箭头 3 所示周期性失稳运动。

2.3 故障恢复稳定性影响因素

故障期间的暂态同步稳定性问题此前已有较多研究，存在稳定和失稳 2 种可能。然而实际系统

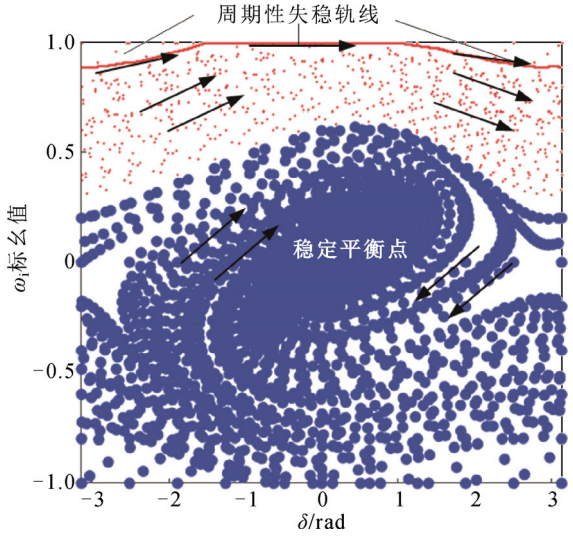


图 6　系统典型相平面

Fig.6　A typical phase portrait of the system

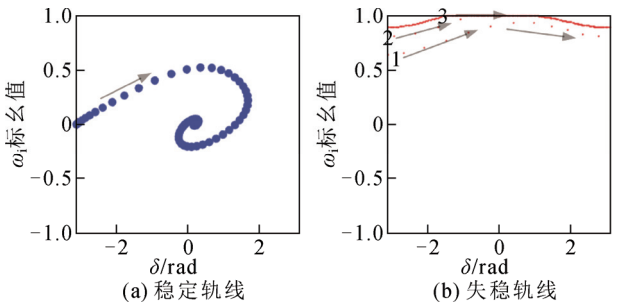


图 7　典型状态轨线示意

Fig.7　Example of typical phase loci

的故障经过短暂时间后切除，因此系统最终是否实现故障恢复取决于故障恢复阶段的同步稳定性。上述引入的恢复阶段稳定域概念可以刻画系统恢复阶段稳定能力，稳定域越大表明恢复阶段稳定性越强。下面，将对恢复阶段稳定域的影响因素进行分析。

由于系统状态由微分方程组与初状态唯一确定，根据式(15)—式(18)，恢复阶段稳定域主要由 ω_{limo}、ω_{limi}、I_{wd}、U_{m}、PLL-PI 参数 k_{p}、k_{i} 以及 X_0 决定。X_0 表示恢复阶段风机变流器到 MMC 并网点的等效阻抗，在系统建设完成后一般不发生变化，因此 X_0 取系统基准参数，不再讨论其变化对恢复稳定域的影响。如果没有额外声明，系统参数均取表 1 中的基准参数。

2.3.1 ω_{lim} 的影响

相比于此前研究忽略 PLL 频率限幅环节，本文考虑了 PLL 频率限幅，并且发现其对恢复稳定域具有重要影响。后文均以 $\omega_{\mathrm{limo}}=\omega_{\mathrm{limi}}$ 为例分析，记为 ω_{lim}。图 8(a)、(b)比较了不同 ω_{lim} 的相平面，其中图 8(a)为基准参数 $\omega_{\mathrm{lim}}=1$，图 8(b)为 $\omega_{\mathrm{lim}}=0.5$。由图 8 可知，图 8(b)所示系统能够实现全范围恢复稳定，而图 8(a)所示系统存在不稳定域，轨线汇入 ω_{lim} 周期性振荡。

出现上述现象的主要原因是，较低的 PLL 频率限幅能够更好地限制 PLL 频率加速达到的最大值，从而有利于其减速恢复至稳定平衡点。例如图 8(a)从 A1 出发的状态在频率加速阶段频率差标幺值超过 0.5，并沿 B1—C1 轨迹最终汇入周期性失稳轨迹 $\omega_{\mathrm{lim}}=1$；然而图 8(b)所示系统从相同初始状态 A 出发，加速阶段频率差标幺值受到频率限幅的作用，限制在较低的 0.5，最终退出限幅，并沿 B—C 运行恢复至稳定平衡点。

2.3.2 I_{wd} 的影响

故障恢复阶段风机变流器恢复有功电流注入，其大小/上升速率对恢复阶段稳定性具有重要影响。图 8(a)、(c)比较了不同 I_{wd} 参数条件的系统相平面。其中图 8(a)为基准参数 $I_{\mathrm{wd}}=0.8$，图 8(c)为 $I_{\mathrm{wd}}=0.4$。可知，图 8(c)所示系统的恢复阶段稳定域大于图 8(a)所示系统，降低 I_{wd} 有利于恢复阶段稳定性。

上述现象可以从 PLL 频率加/减速区域范围的角度进行解释。结合式(11)，如图 5 所示，$U_{\mathrm{wq0}}=0$ 对应 PLL 频率加减速区域的分界点。在 $U_{\mathrm{wq0}}<0$ 的区域，PLL 频率减速，减速区域越大越有利于恢复稳定。根据式(10)所示的 U_{wq0} 影响因素，I_{wd} 越小，

表 1 系统参数

Table 1 System parameters

参数	值
MMC 额定容量/MW	1500
MMC 额定直流电压/kV	500
风电场交流电压/kV	220
风机变压器等值阻抗 Z_{t1}(标幺值)	0.06j+0.0024
风电场变压器等值阻抗 Z_{t2}(标幺值)	0.16j+0.004
交流线路等值阻抗 Z_{line}(标幺值)	0.0051j+0.0011
短路电阻/Ω	0.1
PLL-PI 控制参数 k_{p}/rad	92
PLL-PI 控制参数 k_{i}/(rad·s^{-1})	8464
PLL 频率差内限幅ω_{limi}、外限幅ω_{limo} (标幺值)	1, 1
风机变流器电流限幅(标幺值)	1.1
MMC 电流限幅(标幺值)	1.1
风机变流器初始有功电流(标幺值)	0.8
U_{m} 标幺值恢复建立速率/s^{-1}	5

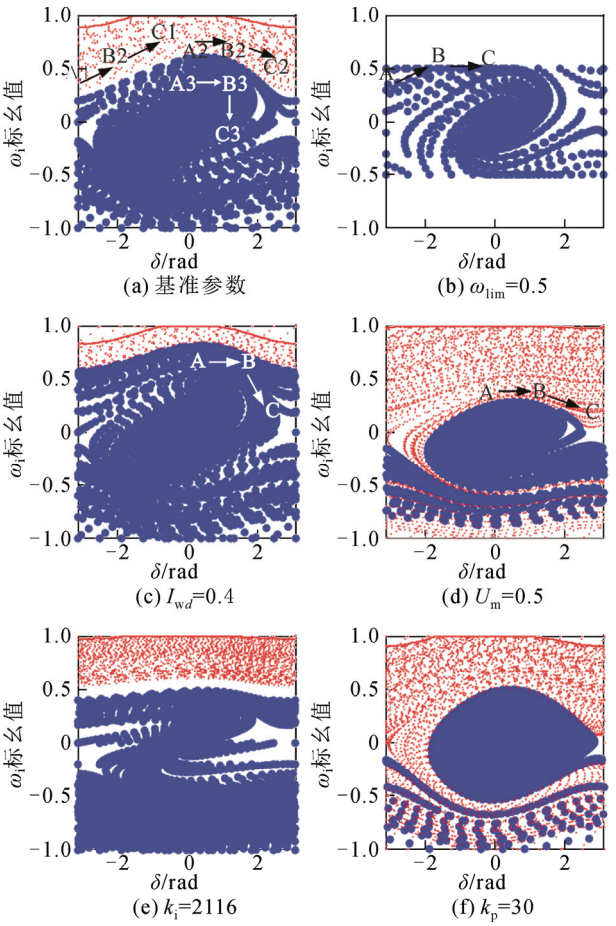


图 8 不同参数下的相平面

Fig.8 Phase portrait under different parameters

减速区域越大，因此越有利于恢复稳定。这点也可以从图 8 中运行轨线得到印证，例如图 8(a)所示，从 A2 出发的状态在频率减速阶段沿 B2—C2 减速，但是十分有限，此后会再次进入加速区域而后逐步汇入周期性失稳轨线；然而图 8(c)所示系统从相同

初始状态 A 出发，在减速阶段沿 B—C 运行可以减速至 0，并最终恢复至稳定平衡点。

2.3.3 U_m 的影响

故障恢复阶段 MMC 逐步提高恢复交流电压，由于 U_m 一般控制为系统额定电压 1(标幺值)，因此其大小自身不存在变化。但是如果考虑 U_m 恢复上升速率的影响，即 U_m 随时间变化，此时系统状态将同时受到时间的影响，故无法沿用相平面的分析方法，从而给分析带来了困难。为了沿用相平面法进行研究，这里仍然认为 U_m 为常量，通过研究 U_m 大小的影响来定性揭示 U_m 恢复上升速率的影响。图 8(a)、(d)比较了不同 U_m 的系统相平面。其中，图 8(a)为基准参数 U_m=1，图 8(c)为 U_m=0.5。由图可知，图 8(d)所示系统恢复阶段稳定域小于图 8(a)所示系统，即降低 U_m 不利于恢复阶段稳定性。

上述现象可以类似地从 PLL 频率加/减速区域范围的角度进行解释。结合式(11)，如图 5 所示，U_m 越小对应减速范围越小，因此越不利于恢复稳定。这点也可以从图 8 中的运行轨线得到印证，例如图 8(a)中从 A3 出发的状态，在频率减速阶段沿 B3—C3 轨迹减速至 0，并最终恢复至稳定平衡点；图 8(d)中系统从相同初始状态 A 出发，但是减速十分有限，而后进入加速区域，并逐步汇入周期性失稳轨线。

2.3.4 PLL 参数 k_p、k_i 的影响

图 8(a)、(e)比较了不同 k_i 参数的系统相平面，其中图 8(a)为基准参数 k_i=8464，图 8(e)为 k_i=2116，由图可知，减小 k_i 使得稳定、不稳定域分界线更加平缓，总体恢复稳定域略有提升。图 8(a)、(f)比较了不同 k_p 参数的系统相平面。其中图 8(a)为基准参数 k_p=92，图 8(f)为 k_p=30，由图可知，减小 k_p 总体上减小了恢复稳定域。

PLL-PI 参数对恢复稳定域的影响主要是通过影响锁相角的 2 阶动态特性。系统 2 阶动态式(11)、式(12)通常可以用变量δ等价表示[13]为：

$$2H\frac{\mathrm{d}^2\delta}{\mathrm{d}t^2}+D(\delta)\frac{\mathrm{d}\delta}{\mathrm{d}t}=U_{wq0}(\delta) \tag{19}$$

这与同步发电机的二阶功角动态特性十分类似，其中等效惯性时间常数 H、等效阻尼 D 满足：

$$2H=\frac{1-\dfrac{k_p X_0 I_{wd}}{\omega_0}}{k_i} \tag{20}$$

$$D(\delta)=\left(\frac{k_p}{k_i}U_m\cos\delta-\frac{X_0 I_{wd}}{\omega_0}\right) \tag{21}$$

因此，当 k_i 减小时，根据式(20)、式(21)，等效惯量增加、等效阻尼增加，整体上会对稳定性产生一定的影响，具体需要通过数值计算确定。而当 k_p 减小时，根据式(20)、式(21)，等效惯量增加、等效阻尼减小，不利于系统稳定，导致恢复稳定域减小。

3 故障恢复稳定性改善方法

如第 2 章所述，本文引入故障恢复阶段稳定域。故障恢复稳定性实质是故障结束阶段系统状态是否落入恢复阶段稳定域的问题，因此稳定改善的基本思路包括扩大恢复阶段稳定域和调节故障结束阶段系统状态 2 个途径。本文相应提出了基于参数优化和基于 PLL 频率积分器复位的稳定性提高方法。

3.1 基于参数优化的稳定性提高方法

扩大恢复稳定域有利于故障恢复阶段稳定性。参照前面分析，改善方式可以包括：1）降低 PLL 频率限幅(对应ω_{lim}参数)；2）降低故障恢复阶段风机变流器有功电流大小或恢复上升速率(对应 I_{wd} 参数)；3）提高故障恢复阶段 MMC 电压恢复建立速率(对应 U_m 参数)；4）增加 PLL 的 PI 控制器比例系数(对应 k_p 参数)。

3.2 PLL 频率积分器复位的稳定性提高方法

第 2 类方式为调节恢复阶段系统初始状态。若系统初始状态位于恢复阶段稳定域内，则可以实现恢复稳定。实际上恢复阶段系统初始状态是由故障阶段的系统动态过程决定的；然而，影响故障阶段系统动态的因素较繁杂，因此很难得到一个通用的结论。例如文献[17]引入的极限切除时间，忽略了 PLL 的比例系数以及 PLL 频率限幅状态，因此具有一定的局限性。虽然故障阶段系统状态的关系复杂，但是积分量 $_i$ 总能通过 PLL 软件复位进行调控从而提高恢复稳定性。为此，本文提出通过软件复位 ω_i 来提高恢复稳定性的方法，其原理是在系统参数已知的情况下，基于相平面数值求解恢复稳定域，得到最优复位值ω_{iopt}，该值使得(δ, ω_i)位于恢复稳定域的概率最大。具体步骤为：

1）如图 9 所示，与第 2 章求解稳定域的方法类似，通过 2 维等间隔遍历ω_i 参数域($-\omega_{limi}$, ω_{limi})以及 参数域($-\pi$, π)，根据已知系统恢复阶段参数，对式(15)—式(18)进行数值求解，判断各状态点(δ, ω_i)的恢复稳定性。

2）如图 9 中横线所示，针对某一ω_i 遍历δ参数范围$-\pi\sim\pi$，获得稳定区域占比$\eta(\omega_i)$为：

$$\eta(\omega_{\mathrm{i}})=\frac{N_{\delta\mathrm{stab}}(\omega_{\mathrm{i}})}{N_0} \tag{22}$$

式中：N_0 表示δ参数等距遍历点个数；$N_{\delta\mathrm{stab}}$ 表示其中稳定点的个数。

3）遍历ω_{i}参数范围$(-\omega_{\mathrm{limi}},\ \omega_{\mathrm{limi}})$，求解各$\omega_{\mathrm{i}}$下的$\eta(\omega_{\mathrm{i}})$。则$\omega_{\mathrm{iopt}}$应选取为最大化$\eta(\omega_{\mathrm{i}})$时的$\omega_{\mathrm{i}}$。

4）若满足最大化$\eta(\omega_{\mathrm{i}})$的$\omega_{\mathrm{iopt}}$不唯一，则$\omega_{\mathrm{iopt}}$可选取其中最接近 0 的值，从而减小恢复过程中的振荡。

控制器具体实现方案如图 10 所示，风机变流器通过故障恢复检测装置检测故障恢复信号(例如检测机端电压)，而后 PLL 频率积分器复位为 4）中得到的ω_{iopt}。

此外值得注意的是，根据$\delta=\theta_{\mathrm{pll}}-\theta_{\mathrm{mmc}}$的关系，状态量　理论上也可以通过图 4(a)所示的 PLL 积分相位θ_{pll}调控，从而提高系统的恢复稳定性。但是由于 MMC 的参考相位θ_{mmc}实际难以获得，因此不再设置 PLL 的相位复位。

4　仿真

为了验证理论分析，基于 MATLAB/Simulink 平台搭建仿真模型如图 11 所示。在模型中，风电场采用一个集总两电平风机变流器表示，交流侧通过变压器和交流线路接入 PCC。柔直 MMC 接入理想直流电压源。在仿真中，通过在 PCC 的小电阻 R_{f} 接地模拟三相严重短路故障。系统参数如表 1 所示。

4.1　恢复失稳现象

图 12 为系统采用上述基本参数时的仿真结果。系统开始处于稳定运行状态，MMC 控制 PCC 电压标幺值 U_{ref} 为 1。此时，风机变流器输出有功电流标幺值 i_{wd} 为 0.8，输出无功电流 i_{wq} 为 0。MMC 的传输有功、无功电流 i_{md}、i_{mq} 相应达到稳态值。

0.2 s 时发生三相短路故障，PCC 电压跌落近 0。在这种情况下，如图 12(b)所示，MMC 电压外环控制进入饱和状态，电流内环起到电流限幅作用，将 MMC 在故障期间注入交流系统的 d 轴电流标幺值和 q 轴电流标幺值分别限制在 1.1 和 0。故障期间，交流电压严重跌落，如图 12(c)所示，风机变流器向交流系统注入的无功电流标幺值达到 1。考虑到总电流限幅标幺值为 1.1，此时仍有约 0.4 标幺值有功电流注入能力[12]。参考此前有关故障阶段的研究文献，分析表明故障阶段系统不存在稳定平衡点，这体现为风机变流器 PLL 无法与 MMC 同步。如图

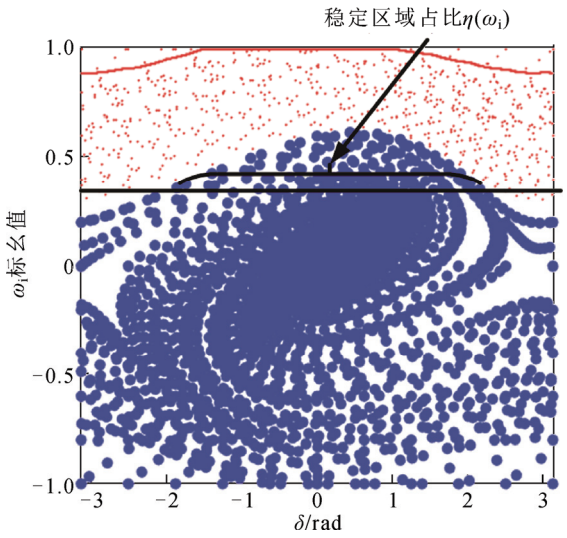


图 9　ω_{i}稳定区域占比示意

Fig.9　Illustration of the ratio of stable range

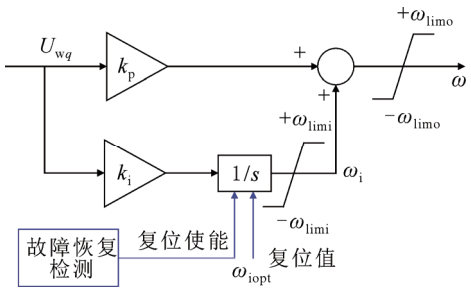


图 10　PLL 频率积分复位框图

Fig.10　Block diagram of the reset control of the PLL frequency integrator

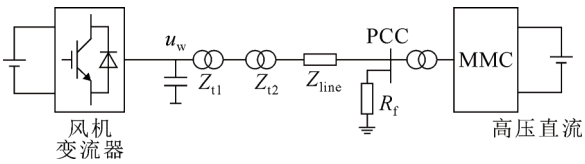


图 11　系统仿真模型

Fig.11　Simulation model of the studied system

12(d)所示，PLL 频率差不断增加并接近限幅标幺值 1，相应 PCC 电压发生周期性振荡。

对于本算例参数，系统出现恢复失稳。如图 12 所示，0.4 s 时故障恢复，MMC 重新建立交流电压。风机变流器结束对无功电流的支持，恢复有功电流输出。然而，由于故障期间 PLL 频率差标幺值过大，接近 1，导致故障恢复阶段 PLL 频率差无法减速、恢复到与 MMC 同步。PLL 频率将始终限制于最大限幅值，相应的 PCC 电压振荡失稳，风机变流器的电流控制也失去稳定，系统无法实现故障恢复稳定。

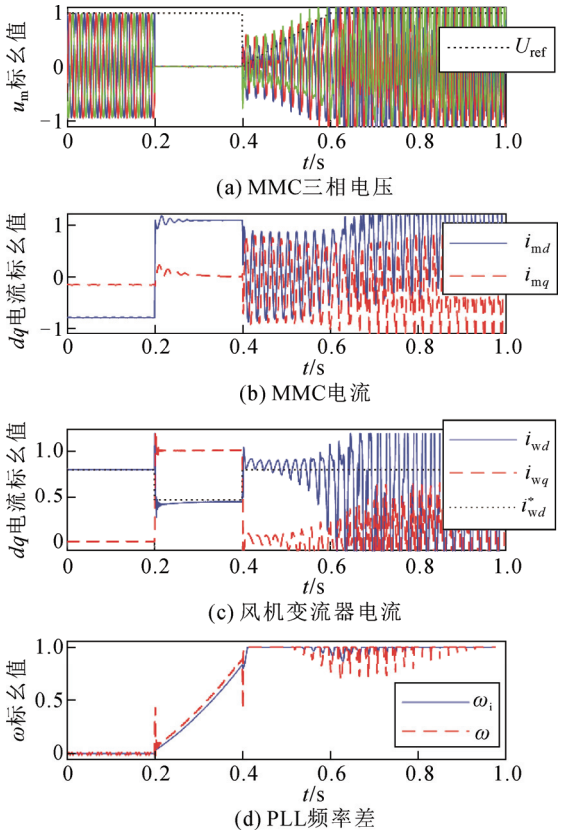


图 12　基准参数恢复失稳波形

Fig.12　Waveform of the unstable recovery case with the base parameters

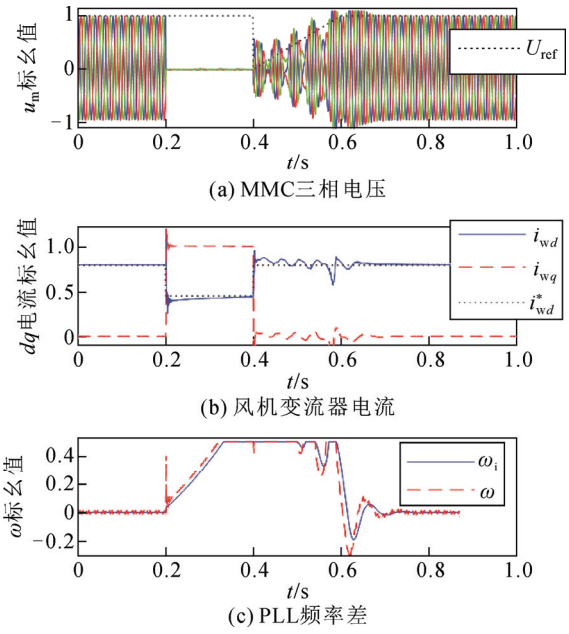


图 13　ω_{lim}=0.5 恢复稳定波形

Fig.13　Waveform of stable recovery case with ω_{lim}=0.5

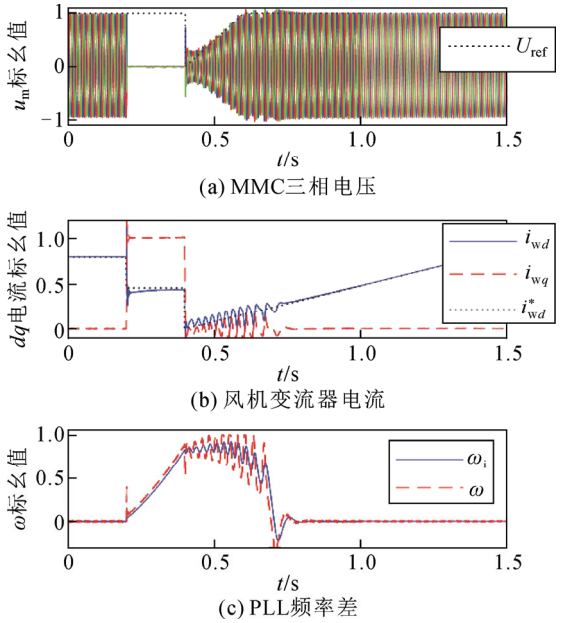


图 14　I_{wd} 上升速率标幺值为每秒 0.8 时恢复稳定的波形

Fig.14　Waveform of stable recovery case with I_{wd} ramp rate of 0.8 per second

4.2　恢复阶段稳定性影响因素

4.2.1　ω_{lim} 的影响

PLL 频率差限幅值 ω_{lim} 是影响恢复稳定性的重要参数。图 13 所示为减小 ω_{lim} 为 0.5 标幺值的仿真结果，系统其他仿真参数与图 12 保持一致。如图 13 所示，故障期间由于 PLL 频率限幅的作用，PLL 频率差标幺值被限制在 0.5；故障清除后，风机变流器 PLL 频率退出饱和，经过短时间振荡后同步于 MMC。此时系统可以恢复稳定运行。

4.2.2　I_{wd} 的影响

风机变流器恢复阶段有功电流大小/提升速率同样影响恢复稳定性。考虑到恢复后有功电流大小取决于输入风能不能人为控制，这里对提升速率的影响进行了验证。图 14 所示为减小风机变流器有功电流提升速率标幺值为每秒 0.8 时的仿真结果，系统其他仿真参数与图 12 保持一致。如图 14 所示，故障期间 PLL 频率差标幺值不断增加达到接近 1。故障清除后，由于有功电流缓慢恢复，开始阶段 I_{wd} 更小，PLL 频率更有利于逐步退出饱和并接近恢复至稳定平衡点，最终可以恢复与 MMC 同步。

4.2.3　U_m 的影响

MMC 的电压 U_m 恢复建立速率同样影响恢复稳定性。图 15 所示为减小其标幺值为 2 s^{-1} 的仿真结果，系统其他仿真参数与图 14 保持一致。如图 15 所示，故障清除后，风机变流器缓慢恢复有功电流。但是由于 MMC 恢复建立电压缓慢，开始阶段 U_m 更小，此时 PLL 频率差标幺值趋向于加速并最终再次限幅为 1，无法恢复与 MMC 同步。

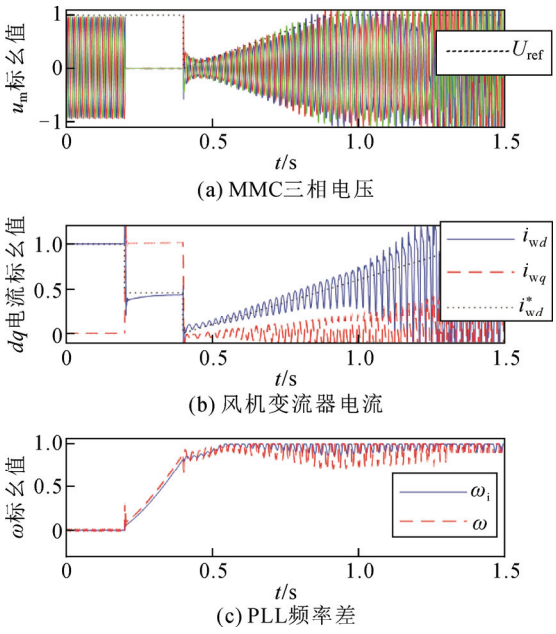


图 15 U_m标幺值上升速率为每秒 2 时的恢复失稳波形

Fig.15 Waveform of unstable recovery case with U_m ramp rate of 2 per second

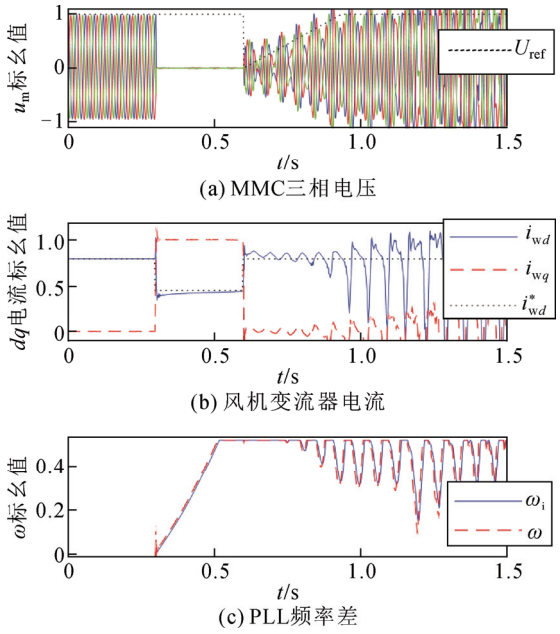


图 16 k_p=30 恢复失稳波形

Fig.16 Waveform of unstable recovery case of k_p=30

4.2.4 PLL 参数的影响

对 PLL 的 k_p 参数影响进行了验证。图 16 所示为减小 k_p 至 30 的仿真结果，其他仿真参数与图 13 保持一致。如图 16 所示，故障期间 PLL 的频率差标幺值增加达到接近 0.5。然而与图 13 案例不同的是，故障清除后 PLL 频率差标幺值趋向于增加并进入 0.5 饱和而后周期性失稳。正如图 8(f)所示，减小 PLL 的 k_p 参数导致恢复稳定域减小，不易恢复稳定。

4.3 基于 PLL 频率积分器复位的稳定性提高方法

为了对提出的基于 PLL 频率积分器复位的稳定性提高方法进行验证，延用图 12 仿真例的参数，但是采用 PLL 频率积分器复位的方法进行了仿真。由图 8 系统基准参数的相平面计算结果，可以将ω_i复位值设置为 0，以获得较优的恢复稳定性提高。PLL 软件复位恢复稳定波形如图 17 所示，故障清除以后 PLL 频率积分器ω_i复位为 0，最终实现稳定恢复，避免了图 12 所示的不稳定问题。

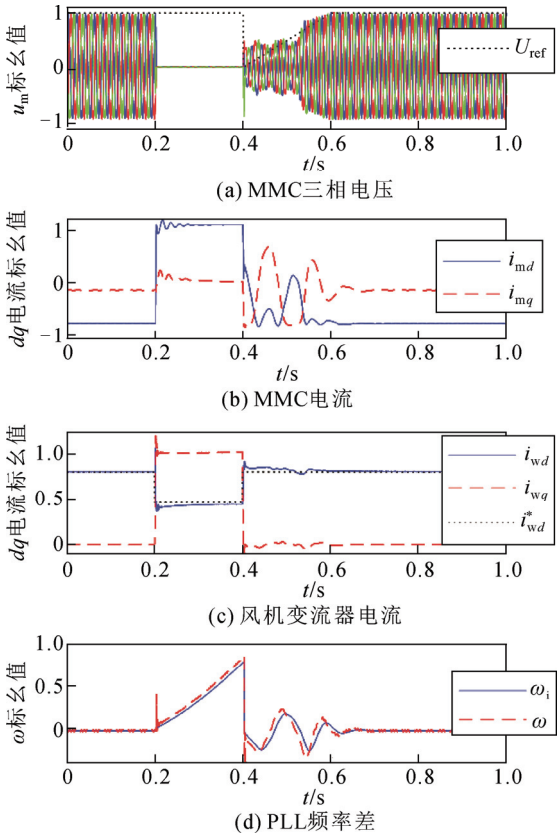


图 17 PLL 软件复位恢复稳定波形

Fig.17 Waveform of stable recovery case with PLL software reset

5 结论

1）考虑到故障阶段 PLL 可能出现同步失稳，或者恢复阶段 PLL 频率振荡过冲导致的 PLL 频率限幅，故障恢复同步稳定性应考虑 PLL 频率限幅。

2）故障恢复同步稳定性取决于系统状态是否位于恢复阶段稳定域。研究发现 PLL 频率限幅值越大、风机有功电流越大、电网电压恢复越缓慢、或者 PLL 比例系数越小时，越不利于恢复稳定。

3）基于恢复稳定域，提出了参数优化和 PLL 频率积分器软件复位两类恢复稳定改善措施。仿真验证了理论分析以及改善方法的有效性。

参考文献 References

[1] XU L, YAO L Z, SASSE C. Grid integration of large DFIG-based wind farms using VSC transmission[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2007, 22(3): 976-984.

[2] 李 岩，冯俊杰，卢毓欣，等. 大容量远海风电柔性直流送出关键技术与展望[J]. 高电压技术，2022，48(9)：3384-3393.
LI Yan, FENG Junjie, LU Yuxin, et al. Key technologies and prospects of VSC-HVDC for large-capacity and long-distance offshore wind power transmission[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(9): 3384-3393.

[3] ZENG R, XU L, YAO L Z, et al. Hybrid HVDC for integrating wind farms with special consideration on commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 789-797.

[4] VIDAL-ALBALATE R, BELTRAN H, ROLAN A, et al. Analysis of the performance of MMC under fault conditions in HVDC-based offshore wind farms[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 839-847.

[5] 姚 伟，熊永新，姚雅涵，等. 海上风电柔直并网系统调频控制综述[J]. 高电压技术，2021，47(10)：3397-3413.
YAO Wei, XIONG Yongxin, YAO Yahan, et al. Review of voltage source converter-based high voltage direct current integrated offshore wind farm on providing frequency support control[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(10): 3397-3413.

[6] LIU B, XU J, TORRES-OLGUIN R E, et al. Faults mitigation control design for grid integration of offshore wind farms and oil & gas installations using VSC HVDC[C]// Proceedings of the SPEEDAM 2010. Pisa, Italy: IEEE, 2010: 792-797.

[7] 宋伟宏，杨林刚，林 磊，等. 基于 MMC-HVDC 的海上风电柔直系统频率波动抑制技术[J]. 高电压技术，2021，47(8)：2760-2768.
SONG Weihong, YANG Lingang, LIN Lei, et al. Frequency fluctuation suppression technology of offshore wind power generation plants based on MMC-HVDC transmission[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(8): 2760-2768.

[8] LI Y B, GUO J B, WU H, et al. Voltage stability and transient symmetrical fault current control of voltage-controlled MMCs[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(5): 2506-2516.

[9] KARAAGAC U, MAHSEREDJIAN J, CAI L, et al. Offshore wind farm modeling accuracy and efficiency in MMC-based multiterminal HVDC connection[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, 32(2): 617-627.

[10] Joint NERC and WECC Staff Report. 900 MW fault induced solar photovoltaic resource interruption disturbance report[EB/OL]. 2018. https: //www. nerc. com.

[11] LI Y B, WANG X F, GUO J B, et al. PLL synchronization stability analysis of MMC-connected wind farms under high-impedance AC faults[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2251-2261.

[12] GÖKSU Ö, TEODORESCU R, BAK C L, et al. Instability of wind turbine converters during current injection to low voltage grid faults and PLL frequency based stability solution[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(4): 1683-1691.

[13] WANG X F, TAUL M G, WU H, et al. Grid-synchronization stability of converter-based resources—an overview[J]. IEEE Open Journal of Industry Applications, 2020, 1: 115-134.

[14] MA S K, GENG H, LIU L, et al. Grid-synchronization stability improvement of large scale wind farm during severe grid fault[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(1): 216-226.

[15] WU H, WANG X F. Design-oriented transient stability analysis of PLL-synchronized voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2020, 35(4): 3573-3589.

[16] 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.

[17] 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.

[18] TEODORESCU R, LISERRE M, RODRÍGUEZ P. Grid converters for photovoltaic and wind power systems[M]. Piscataway: IEEE Press/Wiley, 2011.

[19] DONG D, WEN B, BOROYEVICH D, et al. Analysis of phase-locked loop low-frequency stability in three-phase grid-connected power converters considering impedance interactions[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(1): 310-321.

[20] WILLEMS J. Direct method for transient stability studies in power system analysis[J]. IEEE Transactions on Automatic Control, 1971, 16(4): 332-341.



王凯伦
1998—，男，博士生
主要研究方向为柔性直流输电
E-mail: wkl20@mails.tsinghua.edu.cn

WANG Kailun
Ph.D. candidate



宋 强(通信作者)
1975—，男，博士，副教授，博导
主要研究方向为大功率电力电子技术
E-mail: songqiang@mail.tsinghua.edu.cn

SONG Qiang
Ph.D.
Associate professor
Corresponding author

收稿日期 2022-11-14 修回日期 2023-06-10 编辑 何秋萍