

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.220105

# 基于能量函数法的含虚拟惯性控制直驱风电场 内部暂态同步稳定性分析

纪泰鹏<sup>1</sup>, 赵伟<sup>2</sup>, 李永达<sup>1</sup>, 林一凡<sup>1</sup>, 王彤<sup>1</sup>

(1. 新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京 102206; 2. 国家电网有限公司华北分部, 北京 100053)

**摘要:** 直驱风电机组的同步稳定性与锁相环动态特性紧密相关, 锁相环同步失稳易引发风电场大规模脱网。为此提出一种基于能量函数法的直驱风电场内部暂态同步稳定性定量分析方法。首先, 在一定假设条件下, 保留惯性控制和外环控制对锁相环动态特性的影响, 对直驱风机并网控制系统进行降阶。然后, 在降阶控制系统的基础上, 推导出计及惯性控制和外环控制影响的直驱风机广义摇摆方程。基于广义摇摆方程, 利用首次积分法建立机组级风机暂态能量函数, 在直驱风电场等效线路模型的基础上进一步推导出多风机暂态能量函数, 并采用势能界面法确定系统临界能量值。最后, 在直驱风电场四机系统中进行仿真分析, 证明了该能量函数的有效性和准确性, 并进一步分析了惯性控制参数对同步稳定性的影响。

**关键词:** 直驱风电场; 锁相环; 惯性控制; 外环控制; 广义摇摆方程; 暂态同步稳定性; 能量函数

## Transient synchronization stability analysis of PMSG-based wind farm with virtual inertial control based on an energy function method

Ji Taipeng<sup>1</sup>, Zhao Wei<sup>2</sup>, Li Yongda<sup>1</sup>, Lin Yifan<sup>1</sup>, Wang Tong<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China; 2. North China Branch of State Grid Corporation of China, Beijing 100053, China)

**Abstract:** The synchronization stability of a direct drive permanent magnet synchronous generator (PMSG) is closely related to the dynamic characteristics of the phase-locked loop (PLL). The loss of synchronization stability may easily lead to massive disconnection of wind farm. To this end, a quantitative analysis method based on energy function method to analyze the transient synchronization stability of PMSG-based wind farms. Based on certain assumptions, this paper first reduces the order of the grid-side control system of the PMSG on the premise of retaining the influence of inertial control and outer-loop control on the dynamic characteristics of the PLL. Then, based on a reduced order control system, the generalized swing equation of the PMSG considering the influence of inertial control and outer-loop control is established. Based on the generalized swing equation, the first integration method is used to derive the unit level transient energy function. Based on the grid connected equivalent circuit of the PMSG-based wind farm, the transient energy function at the station level is derived, and the critical energy value of the system is determined by the potential energy boundary surface method. Finally, the correctness of the derived results and the effectiveness of the energy function are verified in the four-machine system of a PMSG-based wind farm. The influence of inertial control parameters on synchronization stability is also analyzed.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51637005).

**Key words:** PMSG-based wind farms; phase-locked loop; inertial control; outer-loop control; generalized swing equation; transient synchronization stability; energy function

## 0 引言

直驱风电机组具有低转速、高效率 and 功率控制

灵活等优点,是目前最具前景的风力发电系统之一<sup>[1]</sup>。伴随着“两个50%”的实现,高比例直驱风电场并网将导致电力系统的运行特性发生本质变化,其本身的同步稳定性将是维持风机与交流电网同频率运行的关键因素之一,研究直驱风电场的暂态同步稳定性问题对保障电力系统的安全稳定运行具有重要意义。

**基金项目:** 国家自然科学基金项目资助(51637005); 国家电网有限公司华北分部管理咨询项目资助(SGT-YHT/21-WT-255)

直驱风机的网侧电压源型换流器 (voltage source converter, VSC) 通过锁相环 (phase-locked loop, PLL) 追踪电网频率, 实现与交流电网的同频率运行<sup>[2]</sup>。现有对风机的同步稳定性研究, 多将风机视作恒定电流源, 仅保留 PLL 控制, 对风机同步系统进行非线性建模<sup>[3-9]</sup>, 利用等面积准则 (equal area criterion, EAC) 分析 VSC 的暂态同步稳定性机理。文献[3-4]建立了简化的二阶非线性同步模型, 忽略双环控制的影响, 利用 EAC 揭示了 VSC 的同步稳定性机理。文献[5]发现基于 PLL 的非线性同步运动方程, 可以将同步机 (synchronous generator, SG) 的研究思路应用于对 PLL 的暂稳分析, 为接下来的同步稳定性研究提供了灵感。文献[6-8]基于类似的二阶同步机“摇摆方程”, 通过 EAC 法发现 VSC 的同步稳定性不仅与平衡点有关, 还受系统初始状态和暂态特性的影响。文献[9]利用 EAC 法定性分析了直驱风电场内的暂态同步稳定性问题, 认为风电场内较大的馈线阻抗影响该阻抗所连接机组的同步稳定性。上述研究在分析网侧 VSC 的同步稳定性机理方面做出了有意义的探索, 但缺少进一步的定量分析。

在直驱风机网侧换流器的暂态稳定性定量分析方面, Lyapunov 法已有较多应用。基于下垂控制的并网换流器模拟了 SG 的下垂特性, 建立了二阶“摇摆方程”, 并推导出相应的能量函数<sup>[10]</sup>。虚拟同步发电机控制在下垂控制的基础上进一步模拟了 SG 的外部特性, 建立的相应能量函数模型亦具有可行性<sup>[11-12]</sup>。文献[13-14]在直驱风机简化同步模型的基础上利用首次积分法构建了暂态同步能量函数, 用以刻画直驱风机的暂态同步稳定域, 以分析不同工况对直驱风机同步稳定性的影响。文献[15-16]在特定假设条件下提出 PLL 的 Lyapunov 函数, 以分析并网 VSC 的同步稳定性。然而, VSC 的控制系统与同步机二阶摇摆方程的相似性很小, 且不同控制环节间具有密切耦合的交互特性。过度忽略其他控制环节而建立的能量函数难以实现精准有效的定量分析。因此, 有必要更为详细地计及其他控制环节的影响建立相应的 VSC 能量函数, 以实现 VSC 同步稳定性的精确定量分析。

由于大规模直驱风电场动态模型的阶数较高, 现有文献多将直驱风电场等值为单台风机模型进行稳定性分析<sup>[17-18]</sup>。然而, 当直驱风电场内风机的各参数差异性超出一定范围, 场内风机等效为一台模型并不准确<sup>[19]</sup>。此外, 文献[20-23]指出, 网侧 VSC

中外环控制与 PLL 控制间的交互作用会影响机组同步过程, 甚至引发直驱风机的同步失稳。并且, 由于直驱风机的惯性控制通常附加在外环控制环节, 惯性控制的引入会改变换流器的控制结构, 通过不同控制系统间耦合交织的密切联系, 惯性控制必将间接地影响 PLL 的动态特性<sup>[24-25]</sup>, 这将导致密切耦合交互的机组暂态同步特性存在较大差异, 难以实现理想化的分群结果, 将他们划分为同一群将进一步降低直驱风电场的等值精度<sup>[26]</sup>。因此, 在定量研究直驱风电场内部的机组暂态同步性问题时, 需要避免将风电场等效为单台风机的简化等值模型, 并且计及外环控制和惯性控制对锁相环动态特性的影响, 使研究成果更具工程应用价值。

本文提出了一种基于能量函数法的直驱风电场内部暂态同步稳定性定量分析方法。首先, 忽略内环动态, 保留外环控制和惯性控制, 建立了直驱风机的降阶控制系统。然后, 基于降阶系统, 建立计及外环控制和惯性控制对 PLL 动态特性影响的广义摇摆方程。进一步地, 利用首次积分法推导出机组级能量函数, 并基于直驱风电场的并网等效线路模型推导出多风机能量函数。最后, 在直驱风电场四机系统中进行仿真分析, 验证所提方法的有效性。

## 1 直驱风机降阶控制系统

基于复杂的直驱风机并网控制系统难以直接推导出反映 PLL 动态特性的广义摇摆方程。本文首先忽略内环控制, 保留外环控制和惯性控制, 对常规惯性控制下的直驱风机并网控制系统进行降阶, 为后续广义摇摆方程的推导奠定基础。

### 1.1 含虚拟惯性控制的并网控制系统

PLL 可以跟踪并网点电压矢量的相位, 生成  $d$ - $q$  旋转坐标参考系。在  $d$ - $q$  坐标参考系下, 直驱风机输出功率为

$$P_g = U_g^d \cdot i_d + U_g^q \cdot i_q \quad (1)$$

式中:  $U_g^d$  和  $U_g^q$  分别为风机公共耦合点 (point of common coupling, PCC) 电压矢量的  $d$ 、 $q$  轴分量;  $i_d$  和  $i_q$  分别为 PCC 点电流矢量的  $d$ 、 $q$  轴分量。

由式(1)可知, 当电网电压跌落时, 如果 PLL 快速锁相, 动态过程中风机输出功率  $P_g$  主要取决于  $U_g^d$  ( $U_g^q = 0$ ); 若电压骤降后 PLL 在锁相过程中相位不能及时跟踪, 则动态过程中风机输出功率由  $U_g^d$  和  $U_g^q$  共同决定。因此, 可以利用并网点电压矢量

的动态特性来设计直驱风机的虚拟惯量控制<sup>[27-28]</sup>, 实现直驱风电场主动参与电网频率调节, 充分挖掘和发挥风电场的暂态稳定控制能力。

直驱风机的虚拟惯性控制系统, 需要通过 PLL 控制系统得到电网频率  $f$ 。

$$f = \frac{U_g^q}{2\pi} \cdot \left( k_{p1} + \int k_{i1} dt \right) \quad (2)$$

式中,  $k_{p1}$  和  $k_{i1}$  分别为 PLL 的比例系数和积分系数。对电网频率  $f$  求导, 可以得到电网频率变化率为

$$\frac{df}{dt} = \frac{U_g^q \cdot k_{i1}}{2\pi} \quad (3)$$

进一步求得惯性控制系统中的有功功率增量  $\Delta P_{WT}$  为

$$\Delta P_{WT} = 2H_{WT} \frac{df}{dt} = 2H_{WT} \cdot \frac{U_g^q \cdot k_{i1}}{2\pi} = K_{int} U_g^q \quad (4)$$

式中:  $H_{WT}$  为虚拟惯性时间常数;  $K_{int}$  为等效惯性系数,  $K_{int} = \frac{H_{WT} k_{i1}}{\pi}$ 。

直驱风机通过 VSC 连接到交流电网, 附加惯性控制的并网 VSC 控制系统如图 1 所示, 主要由 4 部分组成: (1) 惯性控制, 根据 PCC 电压矢量的动态特性改变风机输出的有功功率, 使其主动参与电网频率调节; (2) 外环控制, 根据有功功率和无功功率的参考指令为内部电流环路生成参考值; (3) 内环控制, 控制  $d$  轴和  $q$  轴电流分量; (4) PLL 控制, 检测端电压的相位, 并为 VSC 系统功率和电流控制产生  $d$ - $q$  旋转参考系。

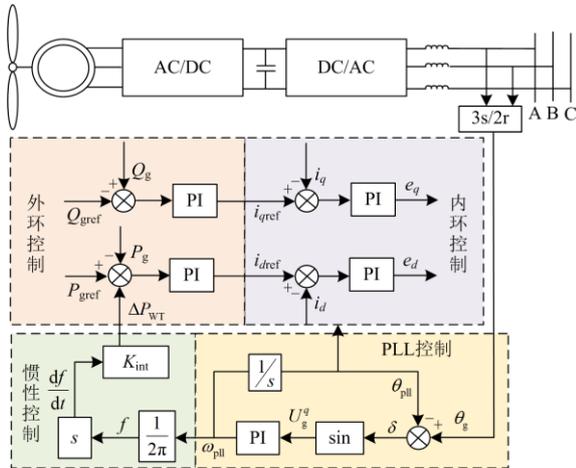


图 1 惯性控制下的直驱风机并网系统控制图

Fig. 1 Control diagram of wind turbine with PMSG grid-connected system with inertial control

由图 2 惯性控制对同步稳定性影响的分析, 可以更为直观地看出, 惯性控制会改变风机网侧 VSC

的控制结构, 通过不同控制系统间耦合交织的密切联系, 间接地影响风机的动态同步特性。当风机并网点出现电压跌落时, 锁相环角  $\theta_{pll}$  与并网点电压相角  $\theta_g$  间的夹角  $\delta$  不等于零, 驱动锁相环角频率  $\omega_{pll}$  增加或减少, 进而导致惯性控制输出的有功功率增量  $\Delta P_{WT}$  发生变化, 影响外环控制下 VSC 输出的有功电流  $i_{dref}$ 。外环控制输出的结果会通过内环控制影响网侧 VSC 输出的电压分量  $e_d$ , 进而导致风机并网点频率发生变化, 而并网点频率变化又会反过来作用于锁相环的动态过程。因此, 在多控制系统间密切耦合交织的作用下, 惯性控制通过响应受扰频率间接地影响了直驱风机的同步稳定性。

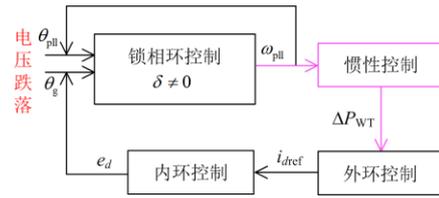


图 2 惯性控制对同步稳定性影响的分析

Fig. 2 Analysis of the influence of inertial control on synchronization stability

## 1.2 降阶控制系统

直驱风机的机械动态特性在时间尺度上往往远大于换流器控制环节, 因此可以不计直驱风机的机械暂态过程。此外, 卸荷电路可以使直流母线电压故障期间维持在合理的工作范围内, 机侧换流器的动态过程可以不予考虑。在网侧换流器中, 内环控制的响应速度远大于 PLL 控制、惯性控制和外环控制, 因此在研究 PLL 的动态同步过程时, 可忽略电流内环的动态特性, 将网侧换流器视为电流源。为定量分析直驱风机的同步稳定性, PLL 在电网故障下的动态行为需要较为精确的描述。基于上述分析, 提出故障切除后直驱风机并网控制系统简化的假设条件:

- 1) 直驱风机的机械动态时间常数较大, 可忽略其机械暂态过程。
- 2) 电流内环控制响应速度较快, 可忽略内环控制的动态特性。
- 3) 由于故障期间有卸荷电路投入, 故障切除后的系统直流侧电压保持稳定, 忽略机侧换流器动态特性。

4) 忽略网侧内环控制动态过程, 将网侧换流器等效为电流源, 由于故障切除后的系统惯性控制对有功功率影响较大,  $i_q$  可假设为定值, 即  $i_q = -1$ 。

基于上述分析, 忽略内环控制的动态过程, 假

设线路中有功和无功电流值等于其参考值 ( $i_d = i_{dref}, i_q = i_{qref}$ ), 得到忽略内环控制的系统控制模型。

$$\begin{cases} i_d = k_{p2}(\Delta P_{WT} + P_{gref} - P_g) + k_{i2} \int (\Delta P_{WT} + P_{gref} - P_g) dt \\ i_q = -1 \end{cases} \quad (5)$$

式中:  $P_{gref}$  为直驱风机的有功功率参考值;  $k_{p2}$  和  $k_{i2}$  是外环控制的比例、积分系数。

在 VSC 控制系统中, 积分环节使系统消除稳态误差, 提高无差度, 则在暂态稳定的研究过程中, 可以忽略积分环节。为进一步简化推导过程, 忽略积分环节的 VSC 控制模型如式(6)所示。

$$\begin{cases} i_d = i_{dref} = k_{p2}(\Delta P_{WT} + P_{gref} - P_g) + i_{d0} \\ i_q = i_{qref} = -1 \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $i_{dref}$  和  $i_{qref}$  是  $d$ 、 $q$  轴电流参考值;  $i_{d0}$  为电流初始值。

降阶后含虚拟惯性控制的直驱风机并网控制系统如图 3 所示。

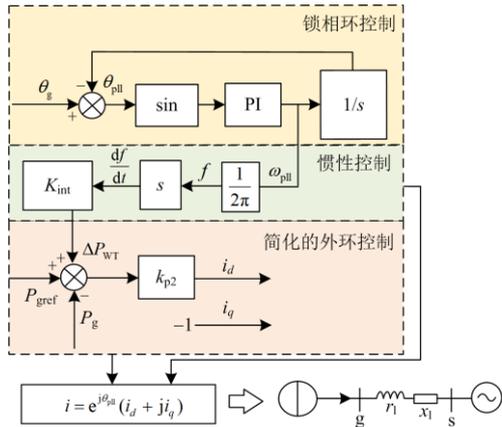


图 3 含虚拟惯性控制的直驱风机降阶控制系统

Fig. 3 Reduced-order control system of PMSG with virtual inertia control

## 2 直驱风机广义摇摆方程

基于直驱风机的降阶控制系统, 首先分析并网电压  $U_g^q$  和  $\delta$  的函数关系, 进而推导出计及惯性控制和外环控制对 PLL 动态特性影响的广义摇摆方程, 为建立能量函数创造可行性。

### 2.1 并网电压与 $\delta$ 的函数关系

首先, 推导图 3 中单风机-无穷大母线系统的电压电流关系式。如图 4 所示, PLL 同步坐标系(即  $d$ - $q$  坐标系)和无穷大母线同步坐标系(即  $x$ - $y$  坐标系)分别随 PLL 频率和实际电网频率旋转。

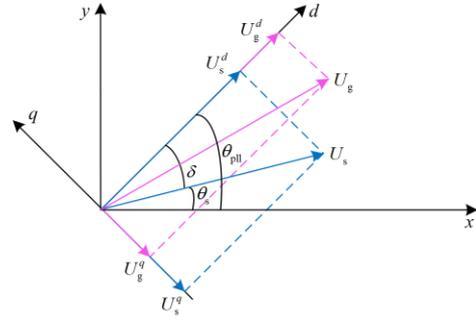


图 4  $d$ - $q$  坐标系和  $x$ - $y$  坐标系的关系

Fig. 4 Relationship between  $d$ - $q$  and  $x$ - $y$  reference frames

图 4 中,  $\delta$  是  $\theta_{pll}$  与  $\theta_s$  之间的夹角, 当  $\theta_s = 0$  时, 有

$$\delta = \theta_{pll} - \theta_s = \theta_{pll} - 0 = \theta_{pll} \quad (7)$$

式中,  $\theta_s$  是无穷大电网母线的电压相角。

在单机-无穷大母线系统中, 电压  $U_g$  和  $U_s$  有关系式(8)。

$$U_g = U_s + (r_1 + jx_1)i \quad (8)$$

式中:  $i$  是线路电流;  $r_1$  是线路电阻;  $x_1$  是线路电抗。假设线路电阻  $r_1$  小到可以忽略不计, 在图 4 所示的  $d$ - $q$  坐标系下, 有线路关系式:

$$\begin{cases} U_s^d = U_s \cos \delta \\ U_s^q = -U_s \sin \delta \\ U_g^q = i_d x_1 + i_q r_1 + U_s^q = i_d x_1 - U_s \sin \delta \\ U_g^d = i_d r_1 - i_q x_1 + U_s^d = x_1 + U_s \cos \delta \end{cases} \quad (9)$$

因此, 端点  $g$  的功率关系式为

$$\begin{cases} P_g = U_g^d \cdot i_d + U_g^q \cdot i_q = U_s \cos \delta \cdot i_d + U_s \sin \delta \\ \Delta P_{WT} = K_{int} U_g^q = K_{int} (i_d x_1 - U_s \sin \delta) \end{cases} \quad (10)$$

联立式(6)一式(10), 可以得到

$$i_d(\delta) = \frac{i_{d0} - (K_{int} + 1)k_{p2}U_s \sin \delta + k_{p2}P_{gref}}{1 - k_{p2}K_{int}x_1 + k_{p2}U_s \cos \delta} \quad (11)$$

联立式(9)一式(11), 推导出  $U_g^q$  和  $\delta$  的函数关系式为

$$U_g^q(\delta) = i_d(\delta)x_1 - U_s \sin \delta = \frac{i_{d0} - (K_{int} + 1)k_{p2}U_s \sin \delta + k_{p2}P_{gref}}{1 - k_{p2}K_{int}x_1 + k_{p2}U_s \cos \delta} x_1 - U_s \sin \delta \quad (12)$$

由式(12)可知, 在本文建立的直驱风机并网系统控制模型下, 风机并网点电压  $U_g^q$  同时受  $\delta$ 、外环控制参数  $k_{p2}$ 、惯性控制参数  $K_{int}$  和无穷大母线电压幅值  $U_s$  的影响。在锁相过程中,  $U_g^q$  驱动 PLL 运

动, 惯性控制和外环控制通过影响  $U_g^q$  来持续影响风机的同步特性。

## 2.2 直驱风机广义摇摆方程

PLL 的控制模型为

$$\begin{cases} \frac{d\delta}{dt} = \omega_b(\omega_{pll} - \omega_g) \\ \frac{d(\omega_b\omega_{pll})}{dt} = k_{p1}\frac{dU_g^q}{dt} + k_{i1}U_g^q \end{cases} \quad (13)$$

式中:  $\omega_b$  为标称角频率;  $\omega_{pll}$  为 PLL 角频率;  $\omega_g$  为电网角频率。

以上文  $U_g^q$  和  $\delta$  的函数关系式为基础, 联立式(12)、式(13), 建立计及惯性控制和外环控制对 PLL 动态特性影响的直驱风机广义摇摆方程, 如式(14)所示。

$$\frac{d(\omega_b\omega_{pll})}{dt} = k_{i1}(i_d(\delta)x_1 - U_s \sin \delta) - k_{p1}(U_g \cos \delta - \frac{di_d(\delta)}{dt}x_1)\omega_b(\omega_{pll} - \omega_g) \quad (14)$$

参照二阶 SG 的摇摆方程, 式(14)可以写成直驱风机的广义摇摆方程, 如式(15)所示。

$$\begin{cases} M_{pll} \frac{d\Delta\omega_{pll}}{dt} = \beta_m^0 - \beta_e^0 - D_{eq}\Delta\omega \\ \Delta\omega = \omega_{pll} - \omega_g \end{cases} \quad (15)$$

式中:  $M_{pll}$  是等效惯性时间常数,  $M_{pll} = \frac{\omega_b}{k_{i1}}$ ;  $D_{eq}$  是

等效阻尼,  $D_{eq} = \frac{k_{p1}}{k_{i1}} \left[ U_s \cos \delta - \frac{di_d(\delta)}{dt}x_1 \right]$ , 通常情况

下  $k_{i1}$  远大于  $k_{p1}$ , 等效阻尼  $D_{eq}$  数值较小, 可以忽略

不计;  $\beta_e^0$  是等效电磁功率, 是一个典型的正弦曲线,

$\beta_e^0 = U_s \sin \delta$ ;  $\beta_m^0$  是等效机械功率,  $\beta_m^0 = i_d(\delta)x_1$ 。

由于直驱风机的广义摇摆方程计及了惯性控制和外环控制的影响, 等效机械功率  $\beta_m^0$  不再是定值。

$U_g^q = \beta_m^0 - \beta_e^0$ ,  $\beta_m^0$  和  $\beta_e^0$  的大小关系决定了  $U_g^q$  的正负, 驱动 PLL 角频率增加或减小。

## 3 直驱风电场暂态能量函数

为建立多风机暂态能量函数, 需要对风电场并网结构进行降阶, 建立风电场等效线路模型。进而基于直驱风机的广义摇摆方程, 利用首次积分法依次建立机组级暂态能量函数, 进一步建立了多风机暂态能量函数, 并利用势能边界法 (potential energy boundary surface, PEBS) 确定临界能量值。

### 3.1 直驱风电场等效线路模型

直驱风电场并网结构如图 5 所示,  $Z_{line}$  为机组 1 的一次升压变压器  $T_1$  与二次升压变压器  $T_2$  间的等效线路阻抗。  $Z_1$ 、 $Z_n$  为风场内机组之间的等效线路阻抗, 研究并联在低压母线上的风电机组稳定性时, 考虑到风电场中机组间的电气距离一般不会太大,  $Z_1$ 、 $Z_n$  将远小于变压器阻抗, 可以忽略它们在电网故障下对机组暂态稳定性的影响。

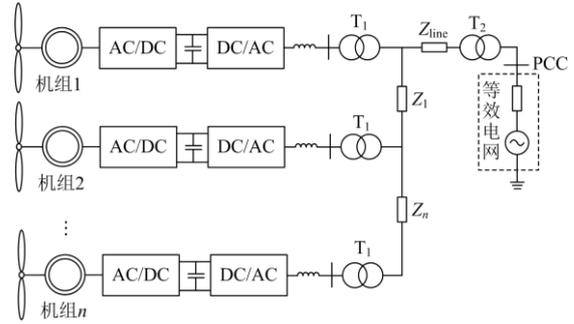


图 5 直驱风电场并网结构图

Fig. 5 Grid-tied structure of a PMSG-based wind farm

当直驱风电场并网点 PCC 处发生故障时, 将线路阻抗  $Z_{line}$  折算到变压器  $T_2$  上, 由于变压器绕组中的电阻与电感相比很小, 为简化分析, 忽略  $Z_{T1}$  和  $Z_{T2}$  中的电阻, 视线路为纯感性电路, 可得电网故障后 PCC 点的电压为

$$U_{pcc}^+ = \frac{Z_f}{Z_s + Z_f} U_{pcc}^- \quad (16)$$

式中:  $U_{pcc}^-$  和  $U_{pcc}^+$  分别为 PCC 处短路前和短路后的瞬时电压;  $Z_f$  和  $Z_s$  分别为故障支路阻抗和等效电网阻抗。电网通常对外呈感性, 即  $Z_s$  呈感性, 若故障支路阻抗  $Z_f$  也为感性, 则故障后 PCC 处的电压跌落没有相移。此外, 严重的电压跌落情况下, 风电机组电压支撑能力较弱, 变压器  $T_1$  的电压主要取决于 PCC 电压跌落程度, 则变压器  $T_2$  的阻抗也可忽略不计, 本文的分析与仿真都基于此假定进行。最后, 得到直驱风电场等效线路模型如图 6 所示。

### 3.2 直驱风电场暂态能量函数

能量函数法无需时域仿真判断系统稳定性, 而是从临界能量的角度考虑稳定性问题。通过比较系统的实时能量和临界能量值, 判断系统稳定性。暂态能量函数法需要解决两个核心问题: 一是如何构造暂态能量函数, 其大小应反映系统的稳定性; 二是当系统达到临界点时, 如何确定临界能量值。

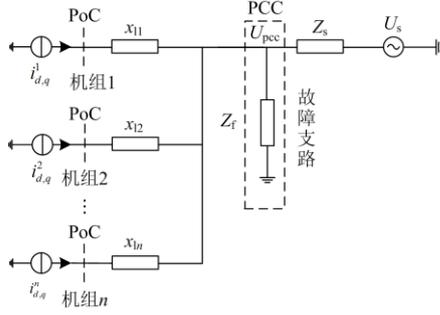


图 6 直驱风电场等效线路模型

Fig. 6 Equivalent line model of PMSG-based wind farm

本文采用首次积分法建立直驱风电场的暂态能量函数。可以得到系统方程为

$$\dot{\mathbf{x}}_i = f_i(t, x_1, x_2, \dots, x_n), \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (17)$$

首次积分法可以消除其时间变量  $t$ , 得到新的系统方程:

$$\dot{\mathbf{x}}_i = f_i(x_1, x_2, \dots, x_n), \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (18)$$

在状态空间  $D$  域内, 可将系统方程(18)积分得到的一种可微函数  $V(x_1, x_2, \dots, x_n)$  定义为首次积分。当  $x_i (i=1, 2, \dots, n)$  构成系统解时,  $V(x_1, x_2, \dots, x_n)$  为常数。因此, 首次积分的充要条件为

$$\sum_{i=1}^n \frac{\partial f_i}{\partial x_i} = 0 \quad (19)$$

忽略系统的等效阻尼, 根据式(13)一式(15), 得到直驱风机的系统状态方程为

$$\begin{cases} \frac{d\delta}{dt} = \Delta\omega_{pll} = f_1 \\ \frac{d\Delta\omega}{dt} = -\frac{1}{M_{pll}}(\beta_{ei}^0 - \beta_{mi}^0) = f_2 \end{cases} \quad (20)$$

式中,  $\Delta\omega_{pll}$  为相对频率,  $\Delta\omega_{pll} = \omega_b(\omega_{pll} - \omega_g)$ , 对式(20)进行变换可得

$$\frac{\partial f_1}{\partial \delta} + \frac{\partial f_2}{\partial \Delta\omega_{pll}} = 0 \quad (21)$$

因此, 直驱风机的广义摇摆方程满足通过首次积分法建立能量函数的充要条件。对于直驱风机, 定义其第  $i$  台直驱风机的动能为  $V_{ki}$ , 直驱风电场动能为  $V_k$ 。第  $i$  台直驱风机动能为

$$V_{ki} = \frac{1}{2} M_{pll} \Delta\omega_{pll}^2 \quad (22)$$

在本文建立的广义摇摆方程中, 选择在同步坐标下建立直驱风电场的暂态能量函数, 直驱风电场的系统动能为

$$V_k = \sum_{i=1}^n V_{ki} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_{pll} \omega_{pll}^2 \quad (23)$$

选取势能参考点为  $\delta_0$ , 则定义第  $i$  台直驱风机的暂态势能为

$$V_{pi} = \int_{\delta_0}^{\delta_i} (\beta_{ei}^0 - \beta_{mi}^0) d\delta = [-U_{pcc}^+ \cos \delta]_{\delta_0}^{\delta_i} + \frac{x_{li} B_i}{D_i} [\ln(C_i + D_i \cos \delta)]_{\delta_0}^{\delta_i} - \quad (24)$$

$$\frac{2x_{li} A_i}{C_i + D_i} \sqrt{\frac{C_i + D_i}{C_i - D_i}} \left[ \arctan \left( \sqrt{\frac{C_i - D_i}{C_i + D_i}} \tan \frac{\delta}{2} \right) \right]_{\delta_0}^{\delta_i}$$

其中,

$$\begin{cases} A_i = k_{p2i} P_{grefi} + i_{d0i}, & B_i = -(K_{inti} + 1) k_{p2i} U_{pcc}^{\text{III}} \\ C_i = 1 - k_{p2i} K_{inti} x_{li}, & D_i = k_{p2i} U_{pcc}^{\text{III}} \end{cases} \quad (25)$$

同样地, 可定义直驱风电场暂态势能为

$$V_p = \sum_{i=1}^n \int_{\delta_0}^{\delta_i} (\beta_{ei}^0 - \beta_{mi}^0) d\delta \quad (26)$$

则任意时刻第  $i$  台直驱风机暂态能量函数为

$$V_i = V_{ki} + V_{pi} = \frac{1}{2} M_{pll} \omega_{pll}^2 + \int_{\delta_0}^{\delta_i} (\beta_{ei}^0 - \beta_{mi}^0) d\delta \quad (27)$$

任意时刻直驱风电场系统暂态能量函数为

$$V = V_k + V_p = \sum_{i=1}^n V_{ki} + \sum_{i=1}^n V_{pi} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_{pll} \Delta\omega_{pll}^2 + \sum_{i=1}^n \int_{\delta_0}^{\delta_i} (\beta_{ei}^0 - \beta_{mi}^0) d\delta \quad (28)$$

本文选取 PEBS 法确定直驱风电场的临界能量值。PEBS 法通过沿故障轨迹寻找能量界面来确定临界能量, 计算速度快, 可应用于各种复杂模型, 不存在收敛性问题<sup>[29]</sup>。

综上, 本文运用能量函数法确定直驱风电场内暂态同步稳定性的流程如图 7 所示。

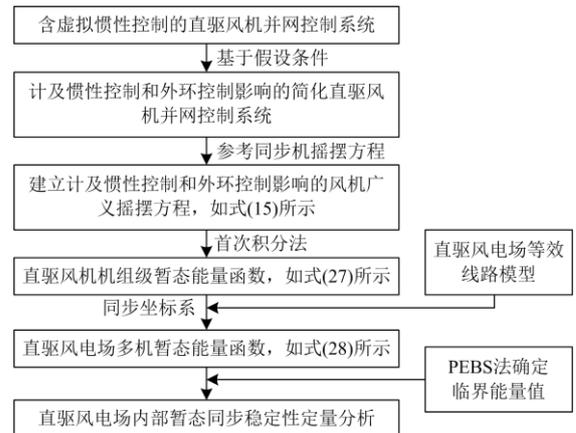


图 7 能量函数法分析稳定性的流程图

Fig. 7 Flow chart of energy function method to analyze stability

## 4 仿真算例

选取直驱风电场四机系统作为测试系统,如图8所示。系统故障设置:风电场并网耦合点电压初始值为  $U_{pcc}^I = 1 \text{ p.u.}$ ,  $t = 0.5 \text{ s}$  时突然下降到  $U_{pcc}^{II} = 0.5 \text{ p.u.}$ , 一段时间后清除故障, 电压恢复至正常状态  $U_{pcc}^{III} = 1 \text{ p.u.}$ 。

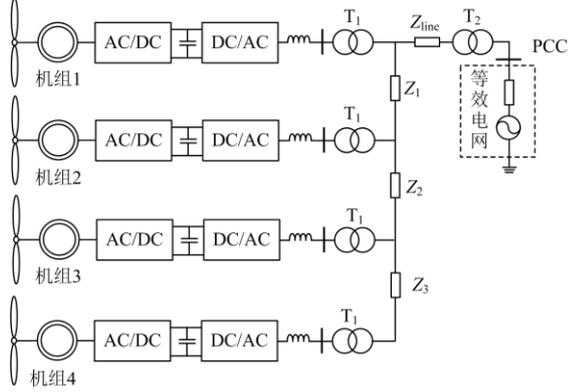


图8 直驱风电场四机系统示意图

Fig. 8 Schematic diagram of four machines of a PMSG-based wind farm system

### 4.1 暂态稳定评估过程

针对四机系统,以风机1为例,根据式(15)建立风机1的广义摇摆方程。

$$\begin{cases} M_{\text{pll1}} \frac{d\Delta\omega_{\text{pll1}}}{dt} = \beta_{\text{m1}}^0 - \beta_{\text{e1}}^0 - D_{\text{eq}} \Delta\omega_1 \\ \Delta\omega_1 = \omega_{\text{pll1}} - \omega_g \end{cases} \quad (29)$$

式中:  $M_{\text{pll1}}$  是风机1的等效惯性时间常数;  $\omega_{\text{pll1}}$  是风机1的PLL角频率;  $\beta_{\text{m1}}^0$  是风机1的等效机械功率;  $\beta_{\text{e1}}^0$  是风机1的等效电磁功率。

根据式(22), 利用首次积分法, 风机1的动能为

$$V_{\text{k1}} = \frac{1}{2} M_{\text{pll1}} \Delta\omega_{\text{pll1}}^2 \quad (30)$$

根据式(24), 风机1的势能为

$$\begin{aligned} V_{\text{p1}} = \int_{\delta_0}^{\delta} (\beta_{\text{e}}^0 - \beta_{\text{m}}^0) d\delta = \\ [-U_{\text{pcc}}^+ \cos \delta]_{\delta_0}^{\delta} + \frac{x_{\text{l1}} B_1}{D_1} [\ln(C_1 + D_1 \cos \delta)]_{\delta_0}^{\delta} - \\ \frac{2x_{\text{l1}} A_1}{C_1 + D_1} \sqrt{\frac{C_1 + D_1}{C_1 - D_1}} \left[ \arctan \left( \sqrt{\frac{C_1 - D_1}{C_1 + D_1}} \tan \frac{\delta}{2} \right) \right]_{\delta_0}^{\delta} \end{aligned} \quad (31)$$

进一步地, 根据式(23), 推导出四机风电场的多机系统动能为

$$\begin{aligned} V_{\text{k}} = \frac{1}{2} M_{\text{pll1}} \Delta\omega_{\text{pll1}}^2 + \frac{1}{2} M_{\text{pll2}} \Delta\omega_{\text{pll2}}^2 + \frac{1}{2} M_{\text{pll3}} \Delta\omega_{\text{pll3}}^2 + \\ \frac{1}{2} M_{\text{pll4}} \Delta\omega_{\text{pll4}}^2 = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^4 M_{\text{pll}i} \omega_{\text{pll}i}^2 \end{aligned} \quad (32)$$

同理, 根据式(24), 推导出四机风电场的多机系统势能为

$$V_{\text{p}} = \sum_{i=1}^4 \int_{\delta_{0i}}^{\delta_i} (\beta_{\text{e}i}^0 - \beta_{\text{m}i}^0) d\delta \quad (33)$$

根据式(28), 任意时刻四机风电场的多机系统能量函数为

$$\begin{aligned} V = V_{\text{k}} + V_{\text{p}} = \sum_{i=1}^4 V_{\text{k}i} + \sum_{i=1}^4 V_{\text{p}i} = \\ \frac{1}{2} \sum_{i=1}^4 M_{\text{pll}i} \Delta\omega_{\text{pll}i}^2 + \sum_{i=1}^4 \int_{\delta_{0i}}^{\delta_i} (\beta_{\text{e}i}^0 - \beta_{\text{m}i}^0) d\delta \end{aligned} \quad (34)$$

接下来, 利用PEBS法确定系统的临界能量值, 进而评估出直驱风电场的故障临界切除时间(critical clearing time, CCT), 如图9所示。由式(34)得到蓝色曲线, 即直驱风电场的系统总能量  $V$ , 通过式(33)得到绿色曲线, 即直驱风电场的系统势能  $V_{\text{p}}$ 。首摆过程中, 系统势能的最大值即为临界能量值  $V_{\text{cr}}$ , 如粉色箭头所示, 确定系统临界能量值为  $V_{\text{cr}} = V_{\text{p,max}} = 1.3135$ 。系统总能量  $V$  达到  $V_{\text{cr}}$  时对应的时刻即为直驱风电场故障的极限切除时刻, 如红色箭头所示, 确定当前故障下直驱风电场故障极限切除时刻为  $t = 0.737 \text{ s}$ , CCT为237 ms。下面分别在  $t = 0.73 \text{ s}$  和  $t = 0.74 \text{ s}$  时切除故障, 验证本文提出方法的准确性。

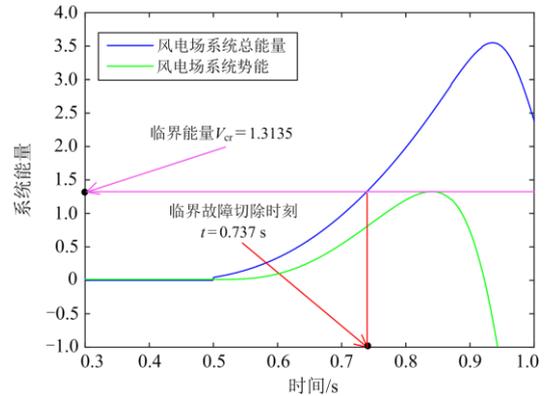


图9 利用PEBS法确定系统临界故障切除时间

Fig. 9 CCT determination via PEBS method

1) 在  $t = 0.73 \text{ s}$  时切除故障

如图10所示, 在  $t = 0.73 \text{ s}$  时切除故障, 故障持续时间为230 ms, 此时直驱风电场系统总能量  $V = 1.2534 < V_{\text{cr}} = 1.3135$ , 未达到系统临界能量值, 在CCT之前切除了故障, 故障切除后系统能量在等

效阻尼作用下逐渐消耗至零。

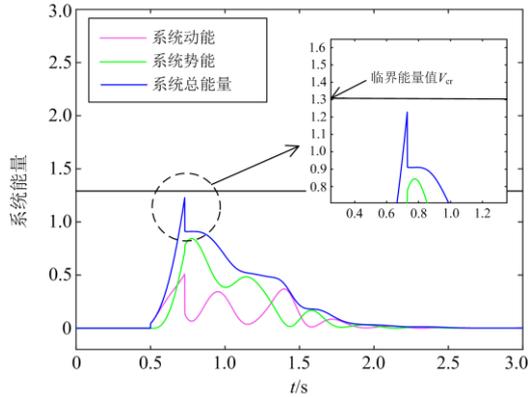


图 10  $t = 0.73$  s 时切除故障的能量变化曲线

Fig. 10 Energy change curve with fault removal at  $t = 0.73$  s

为验证风电场内 4 台机组均未同步失稳, 如图 11(a)所示, 在  $t = 0.73$  s 时切除故障, 风机 4 的锁相环角波动幅度最大, 但最终同其他风机一样, 锁相环角逐渐回归至初始值, 从图 11(b)、图 11(c)可以看出故障及时切除后,  $\theta_{pll}$  逐渐趋向于 1 rad,  $q$  轴端电压幅值逐渐趋向于 0 p.u., PLL 矢量控制恢复正常。4 台直驱风机的 PLL 均锁相成功, 实现了再同步, 直驱风电场暂态同步稳定。

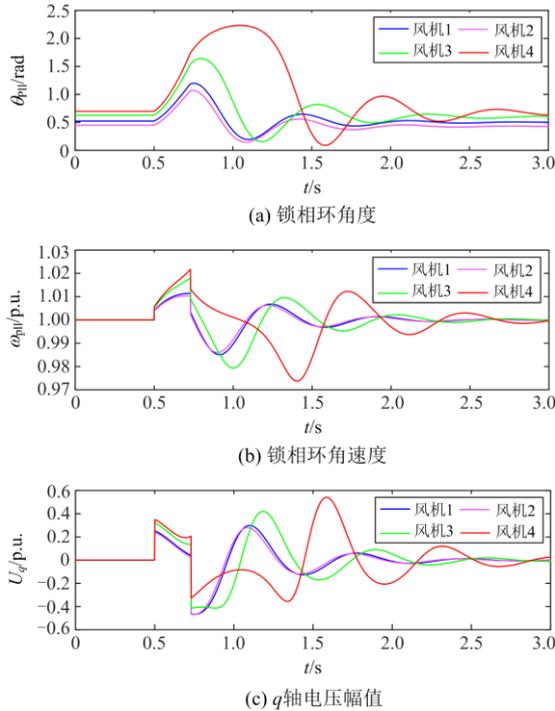


图 11 在  $t = 0.73$  s 时切除故障的系统变化曲线

Fig. 11 System change curve with fault removal at  $t = 0.73$  s

2) 在  $t = 0.74$  s 时切除故障

如图 12 所示, 在  $t = 0.74$  s 时切除故障, 故障

持续时间为 240 ms, 此时直驱风电场系统总能量  $V = 1.3534 > V_{cr} = 1.3135$ , 系统总能量超过临界能量值, 在 CCT 之后切除了故障。故障切除后系统动能逐渐增大, 势能逐渐减小, 总能量持续波动, 无法在等效阻尼作用下恢复至 0。

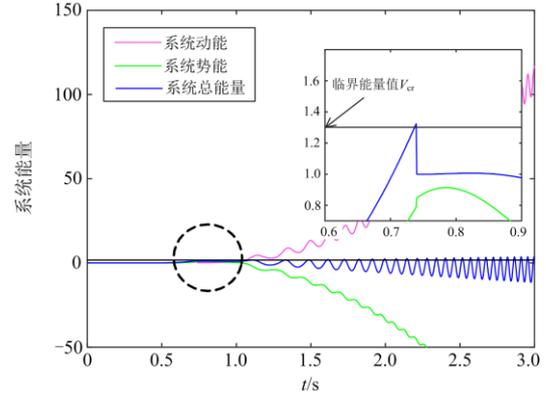


图 12 在  $t = 0.74$  s 时切除故障的能量变化曲线

Fig. 12 Energy change curve with fault removal at  $t = 0.74$  s

如图 13 所示, 当故障切除时间为  $t = 0.74$  s 时, 图 13(a)中风机 4 的锁相环角快速增大, 无法回到故障前的初始值, 其余风机锁相环角再次回到稳定平衡点。图 13(b)、图 13(c)中风机 4 的角速度逐渐增大,  $q$  轴电压幅值持续波动。上述分析说明在  $t = 0.74$  s 时切除故障后风机 4 的 PLL 同步失稳, 直驱风电场内暂态同步失稳。

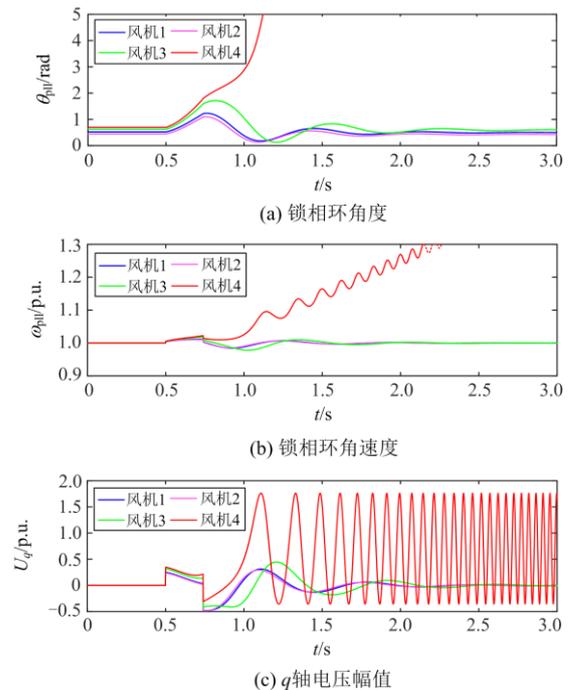


图 13  $t = 0.74$  s 时切除故障的变化曲线

Fig. 13 System change curve with fault removal at  $t = 0.74$  s

#### 4.2 基于详细模型的时域仿真

为使预测结果更具有说服力,在详细的模型下进行时域仿真,确定直驱风电场的实际故障 CCT,如图 14 所示。

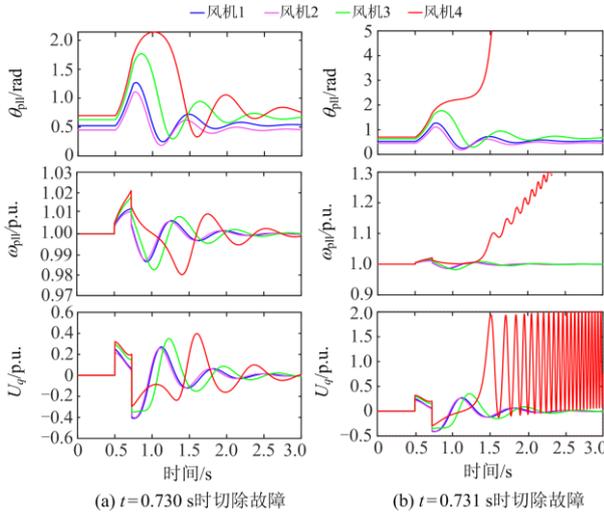


图 14 基于详细模型的时域仿真

Fig. 14 Time domain simulation based on detailed model

如图 14(a)所示,在  $t = 0.730$  s 时切除故障,故障持续时间为 230 ms,风电场内 4 台机组均未同步失稳。风机 4 的锁相环角波动幅度最大,但最终同其他风机一样,锁相环角逐渐回归至初始值,4 台风机锁相环角逐渐均趋向于 1 rad,  $q$  轴端电压幅值均逐渐趋向于 0 p.u., PLL 的矢量控制恢复正常。4 台直驱风机的 PLL 均锁相成功,实现了再同步,直驱风电场暂态同步稳定。

如图 14(b)所示,在  $t = 0.731$  s 时切除故障,故障持续时间为 231 ms,风机 4 同步失稳。故障发生后,风机 4 的锁相环角度逐渐增大,切除故障后,角度回摆至一定程度后又快速增大,无法回到故障前的初始值。其余风机则在故障切除后锁相环角度再次回到稳定平衡点。风机 4 的角速度先在一定程度回落后又快速增大,  $q$  轴电压幅值持续波动无法再次恢复至零。上述分析说明在 0.731 s 切除故障后风机 4 的 PLL 同步失稳,直驱风电场内暂态同步失稳。

通过详细模型的时域仿真可知,为保障风电场内部各机组的同步稳定性,风电场并网点故障的实际 CCT 为 230 ms,本文通过能量函数法预测的 CCT 为 237 ms,预测结果的相对误差为  $\delta = \frac{\Delta}{L} \times 100\% = \frac{237 - 230}{230} \times 100\% \approx 3\%$ 。因此,本文建立的计及外环控制和惯性控制影响的直驱风电场的能量函数,

能有效地预测直驱风电场内部的暂态同步稳定性,对未来新能源大规模并网时代背景下新型电力系统的暂态稳定性定量分析具有重要意义。

#### 4.3 惯性控制参数分析

为分析直驱风电场惯性控制对直驱风机同步稳定性的影响,在相同的风电场并网点电压跌落情况下,利用能量函数法分析不同虚拟惯性时间常数  $H_{WT}$  对风电场的临界能量值  $V_{cr}$  和故障临界切除时间 CCT 的影响。

由表 1 可以看出,相同故障下,随着虚拟惯性时间常数由  $H_{WT} = 0.010$  增加到  $H_{WT} = 0.030$ ,风电场的系统临界能量值由  $V_{cr} = 0.861$  增加到  $V_{cr} = 0.879$ ,即在相同故障情况下,较大的虚拟惯性时间常数  $H_{WT}$  可以使系统具有较高的临界能量值,提高直驱风电场的同步稳定性。

表 1 不同虚拟惯性时间常数下的临界能量值和 CCT

Table 1 Critical energy of different virtual inertia time constants

	$H_{WT}$				
	0.010	0.015	0.020	0.025	0.030
$V_{cr}$	0.861	0.865	0.869	0.874	0.879
CCT/ms	177	178	180	183	185

与此同时,从表 1 也可以看出,随着虚拟惯性时间常数由  $H_{WT} = 0.010$  增加到  $H_{WT} = 0.030$ ,风电场的 CCT 由 177 ms 增加到 185 ms,即在相同故障条件下,较大的虚拟惯性时间常数  $H_{WT}$  可以使系统具有较长的 CCT,提高直驱风电场的同步稳定性。

由于直驱风机等效惯性系数  $K_{int} = \frac{H_{WT}k_{il}}{\pi}$ ,当积分系数  $k_{il}$  不变时,直驱风机等效惯性系数  $K_{int}$  与虚拟惯性时间常数  $H_{WT}$  成正比。因此,由上述分析可知,提高直驱风机惯性控制的虚拟惯性时间常数  $H_{WT}$ ,可以增大等效惯性系数  $K_{int}$ ,较大的等效惯性系数  $K_{int}$  可以提升直驱风电场的同步稳定性。

#### 5 结论

本文提出一种基于能量函数法的直驱风电场内部暂态同步稳定性定量分析方法。该方法首先对含虚拟惯性控制的直驱风机并网控制系统进行降阶,然后,建立计及惯性控制和外环控制影响的直驱风机广义摇摆方程。最后,利用首次积分法,推导出计及惯性控制和外环控制作用的直驱风电场暂态能量函数,该方法能够快速有效地评估风电场内部暂态同步稳定性。在“双碳”时代背景下,本文为未来新型电力系统的暂态同步稳定性分析提供了一定

的理论基础。

### 参考文献

- [1] 颜湘武, 李君岩. 基于主成分分析法的直驱式风电场分群方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(5): 127-133.  
YAN Xiangwu, LI Junyan. Grouping method of direct drive wind farm based on principal component analysis[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(5): 127-133.
- [2] SMADI I A, BANY FAWAZ B H. DC offset rejection in a frequency-fixed second-order generalized integrator-based phase-locked loop for single-phase grid-connected applications[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2022, 7(1): 1-13.
- [3] 韩刚, 张琛, 蔡旭. 电网短路故障引发的全功率风电机组频率失稳机理与控制方法[J]. 电工技术学报, 2018, 33(10): 2167-2175.  
HAN Gang, ZHANG Chen, CAI Xu. Mechanism of frequency instability of full-scale wind turbines caused by grid short circuit fault and its control method[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(10): 2167-2175.
- [4] ZHANG Chen, CAI Xu, 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.
- [5] HU Qi, FU Linjun, MA Fan. Large signal synchronizing instability of PLL-based VSC connected to weak AC grid[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(4): 3220-3229.
- [6] HE Xiuqiang, GENG Hua, MA Shaokang. Transient stability analysis of grid-tied converters considering PLL's nonlinearity[J]. CPSS Transactions on Power Electronics Application, 2019, 4(1): 40-49.
- [7] HE Xiuqiang, GENG Hua. Transient stability of power systems integrated with inverter-based generation[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(1): 553-556.
- [8] HE Xiuqiang, GENG Hua, LI Ruiqi. Transient stability analysis and enhancement of renewable energy conversion system during LVRT[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2020, 11(3): 1612-1623.
- [9] 柳飞扬, 曾平, 李征. 电网故障下全功率风电场内部机组的暂态稳定性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(5): 43-54.  
LIU Feiyang, ZENG Ping, LI Zheng. Transient stability analysis of wind turbines with a full-scale converter under grid fault[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(5): 43-54.
- [10] KABALAN M, SINGH P, NIEBUR D. Nonlinear Lyapunov stability analysis of seven models of a DC/AC droop controlled inverter connected to an infinite bus[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(1): 772-781.
- [11] SHUAI Zhikang, SHEN Chao, LIU Xuan, et al. Transient angle stability of virtual synchronous generators using Lyapunov's direct method[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2019, 10(4): 4648-4661.
- [12] 金铭鑫, 王彤, 黄世楼, 等. 含储能型虚拟同步发电机的直驱风机并网系统自适应协调阻尼控制策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(10): 170-177, 191.  
JIN Mingxin, WANG Tong, HUANG Shilou, et al. Adaptive coordinated damping control strategy for grid-connected direct-driven wind turbine system with energy storage-based virtual synchronous generators[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(10): 170-177, 191.
- [13] JI Taipeng, WANG Tong, HUANG Shilou, et al. Comparative analysis of synchronization stability domain for power systems integrated with PMSG based on the direct method[C] // 2021 4th International Conference on Energy, Electrical and Power Engineering (CEEPE), April 23-25, 2021, Chongqing, China: 547-551.
- [14] JI Taipeng, HUANG Shilou, WANG Tong. Synchronization stability domain for power systems integrated with PMSG based on energy function[C] // 2021 IEEE 4th International Electrical and Energy Conference (CIEEC), May 28-30, 2021, Wuhan, China: 1-6.
- [15] MANSOUR M Z, ME S P, HADAVI S, et al. Nonlinear transient stability analysis of phase-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.
- [16] MA Shaokang, GENG Hua, LIU Lu, 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.
- [17] WANG Tong, HUANG Shilou, GAO Mingyang, et al. Adaptive extended Kalman filter based dynamic equivalent method of PMSG wind farm cluster[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2021, 57(3): 2908-2917.
- [18] 周佩朋, 李光范, 孙华东, 等. 基于频域阻抗分析的直驱风电场等值建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(增刊 1): 84-90.  
ZHOU Peipeng, LI Guangfan, SUN Huadong, et al.

- Equivalent modeling method of PMSG wind farm based on frequency domain impedance analysis[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(S1): 84-90.
- [19] 王一珺, 王海风. 直流电压动态时间尺度下大规模直驱风电场振荡稳定性及参数稳定域分析[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(增刊 1): 92-107.  
WANG Yijun, WANG Haifeng. Analysis of oscillation stability and stability region of parameters in large-scale direct-drive wind farms under DC voltage dynamic time scale[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(S1): 92-107.
- [20] DU Wenjuan, CHEN Chen, WANG Haifeng. Sub-synchronous interactions induced by DFIGs in power systems without series compensated lines[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(3): 1275-1284.
- [21] DU Wenjuan, WANG Yijun, WANG Haifeng, et al. Small-disturbance stability limit of a grid-connected wind farm with PMSGs in the timescale of DC voltage dynamics[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(3): 2366-2379.
- [22] HUANG Yunhui, YUAN Xiaoming, HU Jiabing, et al. Modeling of VSC connected to weak grid for stability analysis of DC-link voltage control[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2015, 3(4): 1193-1204.
- [23] WANG Tong, JI Taipeng, JIAO Dian, et al. Transient synchronization stability analysis of PLL-based VSC using Lyapunov's direct method[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2022, 141.
- [24] 田雨果, 王彤, 邢其鹏, 等. 计及虚拟惯量控制与低电压穿越的光伏发电系统暂态稳定分析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(2): 52-59.  
TIAN Yuguo, WANG Tong, XING Qipeng, et al. Transient stability analysis of a photovoltaic generation system considering virtual inertia control and low voltage ride-through[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(2): 52-59.
- [25] 李东东, 孙雅茹, 徐波, 等. 考虑频率稳定的新能源高渗透率电力系统最小惯量与一次调频容量评估方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(23): 54-61.  
LI Dongdong, SUN Yaru, XU Bo, et al. Minimum inertia and primary frequency capacity assessment for a new energy high permeability power system considering frequency stability[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(23): 54-61.
- [26] 吴志鹏, 曹铭凯, 李银红. 计及 Crowbar 状态改进识别的双馈风电场等值建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(2): 603-613.  
WU Zhipeng, CAO Mingkai, LI Yinhong. An equivalent modeling method of DFIG-based wind farm considering improved identification of Crowbar status[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(2): 603-613.
- [27] 孙铭爽, 贾棋, 张善峰, 等. 面向机电暂态分析的光伏发电参与电网频率调节控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(18): 28-37.  
SUN Mingshuang, JIA Qi, ZHANG Shanfeng, et al. Single-stage grid-connected photovoltaic generation takes part in grid frequency regulation for electromechanical transient analysis[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(18): 28-37.
- [28] 唐文明. 基于优化同步锁相环的并网风电机组惯性响应特性研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2016.  
TANG Wenming. Research for inertia response of wind turbine connected with grid by optimizing phase-locked loop[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2016.
- [29] 王锡凡, 方万良, 杜正春. 现代电力系统分析[M]. 北京: 科学出版社, 2003.

收稿日期: 2022-03-23; 修回日期: 2022-08-25

作者简介:

纪泰鹏(1996—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源电力系统同步稳定分析; E-mail: jtp791@qq.com

李永达(1998—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源电力系统暂态稳定分析; E-mail: 836408184@qq.com

王彤(1985—), 女, 通信作者, 博士后, 副教授, 研究方向为新能源电力系统稳定分析与控制。E-mail: hdwangtong@126.com

(编辑 许威)