

锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响分析及改进策略

武志韬¹, 郑乐¹, 王丹², 苏晨博³, 刘崇茹¹

(1. 新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京市 昌平区 102206;

2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京市 昌平区 102209;

3. 清华大学电机工程与应用电子技术系, 北京市 海淀区 100084)

Analysis of the Impact of Phase-locked Error on the Fault Ride-through Characteristics of Direct-drive Wind Turbine and Its Improvement Strategy

WU Zhitao¹, ZHENG Le¹, WANG Dan², SU Chenbo³, LIU Chongru¹

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources

(North China Electric Power University), Changping District, Beijing 102206, China;

2. State Grid Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Changping District, Beijing 102209, China;

3. Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Haidian District, Beijing 100084, China)

ABSTRACT: After a short circuit fault occurs in the wind power grid-connected system, the phase angle of the grid voltage will jump due to the impact of the system network structure and positive sequence amplification resistance. The phase-locked error of the phase-locked loop (PLL) will lead to under- or over-generation of reactive power output from the wind turbines, resulting in insufficient or excessive support for the grid-connected voltage, which is detrimental to the safe and stable operation of the wind turbines and their connected system. Therefore, this article takes the direct-drive wind turbines as an example and proposes a current command value compensation control strategy for the grid-side converter (GSC) of the direct-drive wind turbines to suppress the impact of phase-locked error on the fault ride-through characteristics of the wind turbines. Firstly, from the perspective of different bandwidth sizes of different control links of the converter, the impact mechanism of a phase-locked error on the fault ride-through characteristics of the wind turbines during the occurrence and clearing of fault is revealed, and the impact of the phase-locked error on the fault ride-through characteristics of the wind turbines under different phase angle jump characteristics is analyzed; On this basis, a current command value compensation control strategy is proposed, which does not require changing the control structure of the PLL and has good robustness. Finally, based on the PSCAD/EMTDC simulation platform, a simulation model of the direct-drive

wind power grid-connected system is built to verify the effectiveness of the proposed control strategy under different voltage drop depths, switching delays and fault durations of different control strategies.

KEY WORDS: direct-drive wind turbine; fault ride-through characteristics; phase angle jump; phase-locked error; current command value

摘要: 风电并网系统发生短路故障后, 电网电压相角会受系统网络结构及正序增广电阻的影响而产生跳变, 锁相环的锁相误差将导致风机输出无功功率欠发或者超发, 进而造成对并网点电压的欠支撑或者过支撑, 不利于风机及其接入系统的安全稳定运行。为此, 以直驱风机为例, 提出一种直驱风机网侧变流器电流指令值补偿控制策略, 从而抑制锁相误差对风机故障穿越特性的影响。首先, 从变流器不同控制环节带宽大小不同的角度出发, 揭示故障发生和故障清除时刻锁相误差对风机故障穿越特性的影响机理, 分析不同相角跳变特征下锁相误差对风机故障穿越特性的影响; 在此基础上, 提出一种电流指令值补偿控制策略, 所提控制策略无需改变锁相环的控制结构, 且具有良好的鲁棒性; 最后, 基于PSCAD/EMTDC 仿真平台搭建直驱风电并网系统仿真模型, 验证不同电压跌落深度、不同控制策略切换延时以及不同故障持续时间下所提控制策略的有效性。

关键词: 直驱风机; 故障穿越特性; 相角跳变; 锁相误差; 电流指令值

DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2024.1904

0 引言

随着风电装机规模和发电量的不断增大, 其对

基金项目: 国家自然科学基金项目(U23B20126)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (U23B20126).

电力系统的影响也愈发明显^[1]。风电机组具有一定的无功源特性,因此可在故障发生后实现对电网暂态电压的主动支撑,从而提高机组及其接入系统的电压抗扰性^[2-3]。目前,国内外风电并网工程大多采用跟网型变流器并网^[4],通过锁相环(phase-locked loop, PLL)实时获取电网电压的信息以控制变流器输出电流,进而实现对风机输出功率的控制。然而,故障发生以及故障清除时刻电网电压相角可能会产生跳变^[5-6],PLL锁相误差将导致风机输出无功功率欠发或者超发,进而造成对并网点电压的欠支撑或者过支撑,不利于风机及其接入系统的安全稳定运行。

现有研究主要从低电压穿越期间的电压骤降过程和电网电压恢复后的电压骤升过程两个阶段展开对锁相误差影响风机故障穿越特性的讨论。

针对低电压穿越期间的电压骤降过程的锁相误差问题,文献[7]构建双馈风机故障过程分析模型,指出锁相误差会导致风机转子过电流,并提出采用故障时刻的相角跳变值补偿电压恢复过程的相角跳变。文献[8]运用叠加定理分析短路故障时双馈风机机端电压相角跳变的机理,指出电压相角跳变值受风机低电压穿越控制策略以及转子侧电流内环参数的影响。文献[9]研究计及相角跳变时的双馈风机转子电压特性,指出相角跳变导致的转子过电压是影响风机低电压穿越能力的关键因素,并提出一种计及相位补偿的改进变流器控制策略。文献[10]分析锁相误差对风机功率特性的影响,提出在故障持续期间冻结PLL,在故障清除后根据相角跳变值调整PLL参数的方法来抑制锁相误差的影响。文献[11]关注严重故障下计及锁相误差时并网变流器的同步稳定问题,提出通过冻结PLL实现并网变流器的零电压穿越。

针对电网电压恢复后的电压骤升过程的锁相误差问题,文献[12]建立电压相角跳变与暂态过电压的关联分析模型,指出锁相误差导致风机功率控制耦合是造成机端暂态过电压的根本原因,并通过PLL相角补偿与变流器电压指令补偿来抑制机端暂态过电压。文献[13]分析弱电网条件下锁相误差对直驱风机低电压穿越特性的影响,探讨直驱风机不同控制策略与控制参数对机端暂态过电压特性的影响。文献[14]研究短路故障清除时刻影响直驱风机机端暂态过电压的多种因素,提出通过合理设计PLL控制参数抑制风机机端过电压水平。文献[15]讨论锁相误差对双馈风机低电压穿越特性的影响,提出通过改进PLL结合调整风机故障期间电流

指令值来改善机端电压水平。

上述研究已对不同阶段下锁相误差影响风机故障穿越特性的多方面问题进行了分析,但在锁相误差对风机故障穿越特性的影响机理方面,大多只单独分析了锁相误差对某个电气量或某个控制环节的影响,对其影响机理的认知不够全面。此外,现有研究多通过改进PLL的控制结构来抑制锁相误差对风机故障穿越特性造成的影响,虽具有一定的效果,但其结构较为复杂且鲁棒性较差。

为了抑制锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响,本文在揭示锁相误差对风机故障穿越特性的影响机理的基础上,提出一种涵盖低电压穿越阶段和电网电压恢复阶段的直驱风机电流指令值补偿控制策略,所提控制策略无需改变PLL的控制结构,且可随锁相误差产生阶段的不同自适应改变电流指令值补偿量,通过不同电压跌落深度、不同控制策略切换延时以及不同故障持续时间下的仿真验证了所提控制策略的有效性和鲁棒性。

1 锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响分析

为实现对并网运行时输出功率的控制,跟网型风电机组需要通过PLL实时获取公共耦合点(point of common coupling, PCC)电压幅值、相位、频率等信息^[16]。在交流系统短路故障发生以及故障清除时刻,PCC电压相角会随系统网络结构的变化而发生跳变,受PLL控制性能的影响,相角跳变后PLL需要经过数十至数百毫秒的时间才能跟踪上电网电压相位,在此时间段内PLL输出角度存在一定的误差,即锁相误差。已有学者对锁相误差的产生原因做了深入的分析^[8],本文重点关注锁相误差对风机故障穿越特性的影响,对其产生原因不做过多讨论。

本节首先介绍直驱风机的故障穿越特性,其次从变流器不同控制环节带宽大小不同的角度出发,揭示PLL锁相误差对风机故障穿越特性的影响机理,在此基础上进一步分析低电压穿越期间和电网电压恢复后不同相角跳变特征下锁相误差对风机故障穿越特性的影响。

1.1 直驱风机故障穿越特性

直驱风电并网系统主要由风力机、永磁同步发电机以及背靠背变流器组成,其中,机侧变流器主要实现对永磁同步电机的控制,网侧变流器(grid-side converter, GSC)主要实现对直流母线电压和风机输出无功功率的控制^[17]。本文旨在分析锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响,由于直流环节隔

绝了机侧变流器与电网的联系, 故障发生时机侧变流器几乎不受影响, 因此, 本文主要分析直驱风机网侧控制以及直流侧控制, 其机侧控制采用典型控制方式^[18]。

在网侧控制方面, 由瞬时功率理论可得风机输出至 PCC 的功率为(采用发电机惯例, 且 dq 旋转坐标系中 q 轴超前 d 轴 90°):

$$\begin{cases} P_g = \frac{3}{2}(u_d i_{d,GSC} + u_q i_{q,GSC}) \\ Q_g = \frac{3}{2}(u_q i_{d,GSC} - u_d i_{q,GSC}) \end{cases} \quad (1)$$

式中: P_g 、 Q_g 分别为风机 GSC 输出的有功功率和无功功率; u_d 、 u_q 为 PCC 电压 d 、 q 轴分量; $i_{d,GSC}$ 、 $i_{q,GSC}$ 为 GSC 输出电流 d 、 q 轴分量。

直驱风机 GSC 通常采用基于电网电压定向的矢量控制策略, 即将电网电压矢量定向在同步旋转坐标系的 d 轴, 此时式(1)可简化为

$$\begin{cases} P_g = \frac{3}{2}u_d i_{d,GSC} \\ Q_g = -\frac{3}{2}u_d i_{q,GSC} \end{cases} \quad (2)$$

由上式可知, 通过控制 $i_{d,GSC}$ 、 $i_{q,GSC}$ 就可以实现对风机输出有功功率、无功功率的解耦控制。

低电压穿越能力是评估风机性能的重要指标, 我国陆上风电并网导则规定当电网发生三相短路故障导致风场并网点电压跌落至 0.8pu 以下时, 风电机组在保证不脱网连续运行至少 625ms 的基础上, 还应具备一定的动态无功支撑能力, 在此过程中风机 GSC 外环断开, 此时可直接给定内环电流指令值^[19]为

$$\begin{cases} i_{dlvt,GSC} = \sqrt{i_{\max,GSC}^2 - i_{qlvt,GSC}^2} \\ i_{qlvt,GSC} = i_{q0,GSC} + K(0.9 - U_{POC})I_N \end{cases} \quad (3)$$

式中: $i_{dlvt,GSC}$ 、 $i_{qlvt,GSC}$ 分别为低电压穿越期间 GSC 输出电流指令值 d 、 q 轴分量; $i_{\max,GSC}$ 为 GSC 输出电流最大值; $i_{q0,GSC}$ 为 GSC 输出电流 q 轴分量初始值; K 为动态无功电流比例系数, 取值范围为 1.5~3.0, 本文设置 $K=1.5$; U_{POC} 为风电场并网点电压的标幺值; I_N 为风电机组额定电流。

在直流侧控制方面, 由式(2)可知, 故障发生后, 受电压跌落的影响, 风机 GSC 输出有功功率将降低, 而机侧变流器可认为不受网侧电压跌落的影响, 仍持续将有功功率从风轮传递到功率变流器, 在忽略损耗的情况下, 直流侧不平衡功率 ΔP_{dc} 为

$$\Delta P_{dc} = P_e - P_g = CU_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} \quad (4)$$

式中: P_e 为风电机组的电磁功率; C 为直流侧电容; U_{dc} 为直流电压。

由式(4)可知, 不平衡功率将导致直流电压上升, 影响风电系统的安全稳定运行, 为抑制直流侧过电压, 可通过投入卸荷电阻消耗直流侧多余的能量。

1.2 锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响机理

由上文分析可知, 直驱风机故障穿越特性主要受 GSC 控制。为揭示锁相误差对风机故障穿越特性的影响机理, 首先需要分析锁相误差对 GSC 控制系统的影响机理。

在三相静止 abc 坐标系下, 风机 GSC 电压方程可表示为

$$U_{abc,GSC} = U_{abc} + RI_{abc,GSC} + L \frac{dI_{abc,GSC}}{dt} \quad (5)$$

式中: $U_{abc,GSC}$ 为 GSC 端口输出电压矢量; U_{abc} 为 PCC 电压矢量; $I_{abc,GSC}$ 为 GSC 输出电流矢量; R 、 L 分别为 GSC 端口到 PCC 的等值电阻与电感。

经 Park 变换后, 两相旋转 dq 坐标系下的 GSC 电压方程可表示为

$$U_{dq,GSC} = U_{dq} + RI_{dq,GSC} + L \frac{dI_{dq,GSC}}{dt} + L \begin{bmatrix} 0 & -\omega_0 \\ \omega_0 & 0 \end{bmatrix} I_{dq,GSC} \quad (6)$$

式中: $U_{dq,GSC}$ 、 U_{dq} 、 $I_{dq,GSC}$ 分别为 dq 坐标系下的 GSC 端口输出电压矢量、PCC 电压矢量、GSC 输出电流矢量; ω_0 为同步旋转角频率。

由式(6)可知, GSC 电压方程 d 、 q 轴之间存在相互耦合, 现有研究多采用前馈解耦控制构建解耦项消除 d 、 q 轴之间的相互耦合^[20], 由此构建的 GSC 电流控制方程为

$$\begin{cases} u_{dref,GSC} = u_d + Ri_{d,GSC} + (k_{pi} + \frac{k_{li}}{s})(i_{dref,GSC} - i_{d,GSC}) - \omega_0 Li_{q,GSC} \\ u_{qref,GSC} = u_q + Ri_{q,GSC} + (k_{pi} + \frac{k_{li}}{s})(i_{qref,GSC} - i_{q,GSC}) + \omega_0 Li_{d,GSC} \end{cases} \quad (7)$$

式中: $u_{dref,GSC}$ 、 $u_{qref,GSC}$ 分别为 GSC 端口输出电压参考值 d 、 q 轴分量; $i_{dref,GSC}$ 、 $i_{qref,GSC}$ 分别为 GSC 输出电流指令值 d 、 q 轴分量; k_{pi} 、 k_{li} 分别为电流内环 PI 控制参数。

锁相误差通过坐标变换影响 GSC 控制系统, 由式(5)~(7)可知, 其对风机 GSC 控制系统的影响主要体现在 4 个控制环节, 分别是 PCC 电压 Park 变换过程、GSC 输出电流 Park 变换过程、GSC 端口输出电压参考值反 Park 变换过程以及 d 、 q 轴电

流前解耦过程。

PLL 带宽通常远小于电流环带宽,而电流环带宽远小于变流器开关频率,可见,PLL 和电流环以及变流器脉宽调制控制在时间尺度上近似解耦^[21-22]。为此,在研究大扰动下锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响时,可忽略锁相误差对 GSC 电流内环的影响,认为在 PLL 的动态响应过程中 GSC 输出电流 d 、 q 轴分量始终等于其指令值。结合式(7)可知,锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响本质在于对 PCC 电压 d 、 q 轴分量的影响。

图1所示为PCC电压相角超前跳变时无锁相误差的 dq 旋转坐标系与基于PLL的 dq 旋转坐标系的示意图。其中, U 为PCC电压矢量; u_{dPLL} 、 u_{qPLL} 为基于PLL的 dq 旋转坐标系下的PCC电压 d 、 q 轴分量; θ_g 为PCC电压相角; θ_{PLL} 为PLL输出相角; $\Delta\theta=\theta_g-\theta_{PLL}$ 为锁相误差角度; ω_{PLL} 为基于PLL的 dq 旋转坐标系的旋转角频率。

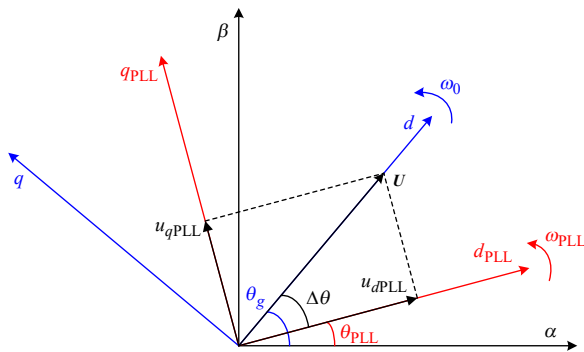


图1 不同 dq 旋转坐标系示意图

Fig. 1 Schematic diagram of different dq rotation coordinate systems

由图1可知,不同 dq 旋转坐标系之间相差角度 $\Delta\theta$,电气量从无锁相误差的 dq 旋转坐标系到基于PLL的 dq 旋转坐标系的转换关系可用变换矩阵 T 来表示:

$$T = \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta & -\sin \Delta\theta \\ \sin \Delta\theta & \cos \Delta\theta \end{bmatrix} \quad (8)$$

PCC电压 d 、 q 轴分量在2个旋转坐标系之间的转换关系可表示为

$$\begin{bmatrix} u_{dPLL} \\ u_{qPLL} \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta & -\sin \Delta\theta \\ \sin \Delta\theta & \cos \Delta\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} \quad (9)$$

当风机GSC采用基于电网电压定向的矢量控制策略时,式(9)可进一步简化为

$$\begin{bmatrix} u_{dPLL} \\ u_{qPLL} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U \cos \Delta\theta \\ U \sin \Delta\theta \end{bmatrix} \quad (10)$$

式中: U 为PCC电压幅值。

由式(10)可知,受锁相误差影响,PCC电压矢

量未能定向到基于PLL的 dq 旋转坐标系的 d 轴,此时风机GSC输出有功、无功功率不再由GSC输出电流 d 、 q 轴分量独立解耦控制。

1.3 不同相角跳变特征下锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响

联立式(1)与式(9),可得无锁相误差时GSC输出功率与考虑锁相误差时GSC输出功率之间的转换关系为

$$\begin{cases} P_{gPLL} = P_g \cos \Delta\theta - Q_g \sin \Delta\theta = \\ \sqrt{P_g^2 + Q_g^2} \cos(\Delta\theta + \arctan \frac{Q_g}{P_g}) = \\ S \cos(\Delta\theta + \varphi) \\ Q_{gPLL} = P_g \sin \Delta\theta + Q_g \cos \Delta\theta = \\ \sqrt{P_g^2 + Q_g^2} \sin(\Delta\theta + \arctan \frac{Q_g}{P_g}) = \\ S \sin(\Delta\theta + \varphi) \end{cases} \quad (11)$$

式中: P_{gPLL} 、 Q_{gPLL} 分别为考虑锁相误差时直驱风机GSC输出至PCC的有功功率和无功功率; S 为无锁相误差时直驱风机GSC输出的视在功率; $\varphi = \arctan(Q_g/P_g)$,为风机功率因数角,考虑到风机低电压穿越过程中输出无功功率呈感性,且稳态时风机功率因数在超前0.95~滞后0.95之间,则低穿过程中 φ 取值范围可近似为 $[-18^\circ, 90^\circ]$ 。

由上式可知,视在功率 S 只影响风机输出功率的幅值,不会影响风机功率特性随锁相误差角度的变化趋势,为此本文取 $S=1$ 分析锁相误差对风机功率特性的影响。结合式(11)可得风机功率特性随锁相误差角度 $\Delta\theta$ 以及功率因数角 φ 变化的示意图,分别如图2、图3所示。

故障发生后,风机因电网电压降低而进入低电

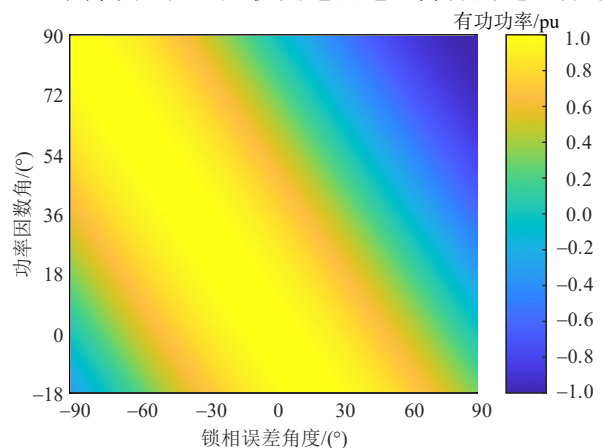


图2 风机有功功率特性随锁相误差变化

Fig. 2 Variation of wind turbine active power characteristics with phase-locked error

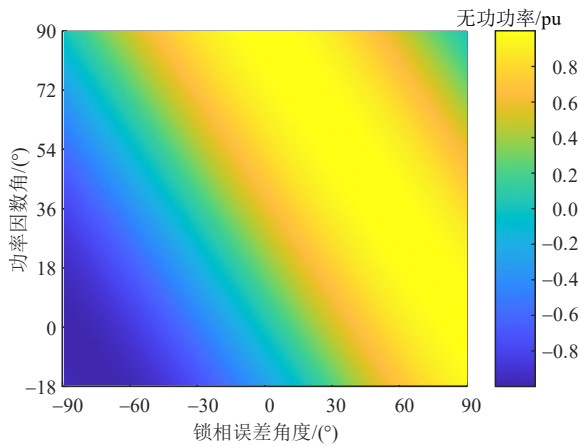


图3 风机无功功率特性随锁相误差变化

Fig. 3 Variation of wind turbine reactive power characteristics with phase-locked error

压穿越过程, 此时风机输出无功功率优先级高于有功功率, 功率因数角随之增大; 故障清除后, 电网电压开始恢复, 风机输出无功功率减少, 有功功率增加, 功率因数角随之减小。综上, 可认为风机低电压穿越期间功率因数角较大, 电网电压恢复后功率因数角较小。

文献[12]指出故障发生时刻电网电压相角通常滞后跳变, 故障清除时刻通常超前跳变。本文以此类情况为例, 分析不同相角跳变特征下锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响。

1.3.1 锁相误差对风机有功功率特性的影响

低电压穿越期间, PCC 电压相角滞后跳变 ($\Delta\theta < 0$), 对应图 2 中功率因数角较大的部分。风机 GSC 输出有功超发量随锁相误差绝对值的增大而增大, 由于低电压穿越期间无功的优先级高于有功, 有功超发会挤占无功的输出容量, 进而恶化并网点电压和机端电压水平, 不利于风机对电网电压的支撑。

电网电压恢复后, PCC 电压相角超前跳变 ($\Delta\theta > 0$), 对应图 2 中功率因数角较小的部分。风机 GSC 输出有功欠发量随锁相误差的增大而增大, 由式(4)可知, 网侧有功输出受限会增加直流侧的不平衡功率, 加剧直流电压的波动, 且有功缺额可能进一步引发频率问题。此外, 若风机稳态时输出容性无功, 则风机输出有功会随锁相误差的增大呈现先超发后欠发的趋势, 且有功超发的幅度与稳态时功率因数角的大小相关。

1.3.2 锁相误差对风机无功功率特性的影响

低电压穿越期间, PCC 电压相角滞后跳变 ($\Delta\theta < 0$), 对应图 3 中功率因数角较大的部分。风机 GSC 输出无功欠发量随锁相误差绝对值的增大而增大, 风机少发甚至吸收无功, 可能导致风机多次

进入低电压穿越过程, 不利于风机的安全稳定运行。

电网电压恢复后, PCC 电压相角超前跳变 ($\Delta\theta > 0$), 对应图 3 中功率因数角较小的部分。风机 GSC 输出无功超发量随锁相误差的增大而增大, 风机超发无功可能造成无功盈余, 进而导致风场并网点以及机端出现暂态过电压现象, 若并网点电压超过 1.3pu 将引起风机脱网。

2 直驱风机电流指令值补偿控制策略

由上文分析可知, 锁相误差会影响直驱风机的故障穿越特性, 进而可能恶化并网点电压和机端电压水平。为抑制锁相误差对风机故障穿越特性的影响, 本文提出了一种直驱风机电流指令值补偿控制策略。

2.1 低电压穿越期间的电流指令值补偿控制

为进一步分析锁相误差对风机故障穿越特性的影响, 结合 PCC 电压在不同旋转坐标系之间的转换关系, 可将式(1)和式(11)改写为矩阵形式:

$$\begin{bmatrix} P_g \\ Q_g \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} u_d & u_q \\ u_q & -u_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d\text{lvrt,GSC}} \\ i_{q\text{lvrt,GSC}} \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\begin{bmatrix} P_{g\text{PLL}} \\ Q_{g\text{PLL}} \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} u_{d\text{PLL}} & u_{q\text{PLL}} \\ u_{q\text{PLL}} & -u_{d\text{PLL}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d\text{lvrt,GSC}} \\ i_{q\text{lvrt,GSC}} \end{bmatrix} = \frac{3}{2} \begin{bmatrix} u_d & u_q \\ u_q & -u_d \end{bmatrix} \mathbf{T}^{-1} \begin{bmatrix} i_{d\text{lvrt,GSC}} \\ i_{q\text{lvrt,GSC}} \end{bmatrix} \quad (13)$$

式中: $\mathbf{T}^{-1}$ 为变换矩阵 $\mathbf{T}$ 的逆矩阵。

对比式(12)与式(13)可知, 锁相误差对风机故障穿越特性的影响可等效视为在 GSC 电流指令值 d 、 q 轴分量之中引入了矩阵 $\mathbf{T}^{-1}$ 。因此, 为消除锁相误差的影响, 可将变换矩阵 $\mathbf{T}$ 引入 GSC 电流指令值 d 、 q 轴分量中。

低电压穿越过程中直驱风机 GSC 外环断开, 其内环电流指令值如前文式(3)所示, 此时可通过在电流指令值中附加一项补偿量来抑制锁相误差对风机故障穿越特性造成的影响:

$$\begin{bmatrix} i_{d\text{comp,GSC}} \\ i_{q\text{comp,GSC}} \end{bmatrix} = (\mathbf{T} - \mathbf{I}) \begin{bmatrix} i_{d\text{lvrt,GSC}} \\ i_{q\text{lvrt,GSC}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta - 1 & -\sin \Delta\theta \\ \sin \Delta\theta & \cos \Delta\theta - 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d\text{lvrt,GSC}} \\ i_{q\text{lvrt,GSC}} \end{bmatrix} \quad (14)$$

式中: $i_{d\text{comp,GSC}}$ 、 $i_{q\text{comp,GSC}}$ 分别为 GSC 电流指令值 d 、 q 轴分量补偿量; $\mathbf{I}$ 为二阶单位矩阵。

将优化后的电流指令值代入式(13)中, 可得此时风机网侧输出功率为

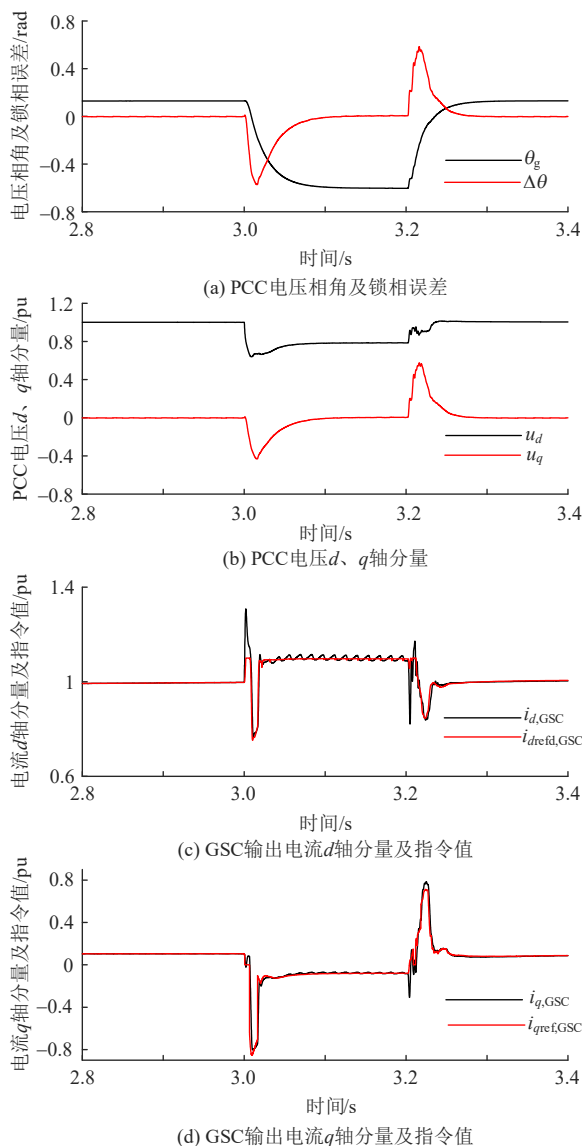


图5 短路故障后风机电气量特征

Fig. 5 Electrical quantity characteristics of wind turbines after short circuit fault

以快速跟踪 PCC 电压相角的变化, 锁相误差 $\Delta\theta$ 为负值; 故障清除后, PCC 电压相角超前跳变, 跳变幅值约 0.57rad , 锁相误差 $\Delta\theta$ 为正值。由前文分析可知, 在此种工况下, 故障发生后锁相误差将导致风机无功输出量减少, 不利于对并网点电压的支撑; 故障清除后无功输出量增加, 可能造成无功盈余进而导致并网点和风机机端产生暂态过电压现象。

图 5(b)为 PCC 电压 d 、 q 轴分量, 同式(10)分析一致, 受锁相误差影响, PCC 电压矢量未能定向到 d 轴, 电压 q 轴分量 u_q 不为 0, 风机有功功率、无功功率解耦控制条件不再成立。

图 5(c)、图 5(d)为 GSC 输出电流 d 、 q 轴分量及其指令值, 可见, 锁相误差存在期间电流 d 、 q 轴分量均可快速跟踪指令值, 仅在故障发生或故障清除后的暂态期间存在短暂的超调。此外, 需要说

明的是, 故障发生或故障清除后电流 d 、 q 轴分量及其指令值的突变是由于控制策略切换延时期间经外环 PI 给定的电流指令值与并网导则规定的电流指令值不同而造成的, 与锁相误差无关。

上述结果表明, 故障后风机电气量特征同本文对锁相误差影响机理的分析一致, 即可忽略锁相误差对风机 GSC 输出电流 d 、 q 轴分量的影响, 其对风机故障穿越特性的影响本质是对 PCC 电压 d 、 q 轴分量的影响。

3.2 算例 1: 基础算例

为验证本文所提控制策略的有效性, 比较不同控制策略下直驱风机的故障穿越特性, 仿真工况设置同 3.1 节, 仿真结果如图 6 所示。

图 6(a)为不同控制策略下的风机 GSC 输出有

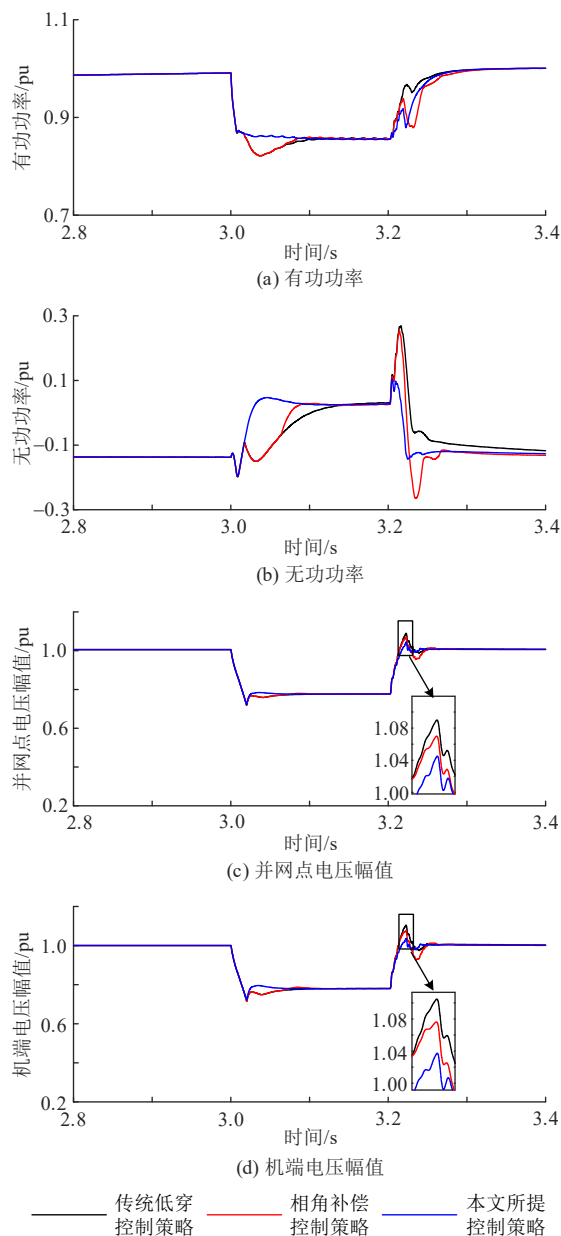


图6 算例1仿真结果

Fig. 6 Case 1 simulation results

功率, 3 种控制策略下的有功功率均可在故障清除后快速恢复至故障前的状态, 符合风电并网导则的规定。图 6(b)为不同控制策略下的风机 GSC 输出无功功率, 故障发生后, 采用传统低穿控制策略和相角补偿控制策略时, 风机无功功率在约 100ms 后稳定输出, 采用本文所提控制策略时, 风机无功功率只需约 30ms 便可稳定输出; 故障清除后, 受锁相误差的影响, 无功功率因超发而出现过冲现象, 3 种控制策略下的无功功率峰值分别为 0.269、0.255、0.105pu, 较之另外两个控制策略, 本文所提策略显著降低了故障清除时刻的无功功率超发量, 且无功功率可更快恢复到故障前状态。

图 6(c)、图 6(d)给出了不同控制策略下的并网点电压幅值和机端电压幅值。如图所示, 故障发生后, 得益于无功功率的快速输出, 采用本文所提控制策略可改善并网点电压和机端电压水平; 故障清除后, 3 种控制策略对应的并网点电压峰值分别为 1.090、1.070、1.045pu, 机端电压峰值分别为 1.105、1.076、1.037pu, 相较于传统低穿控制策略, 采用相角补偿控制策略和本文所提控制策略均可降低并网点电压峰值和机端电压峰值。

3.3 算例 2：不同电压跌落深度的影响

为比较不同电压跌落深度下不同控制策略的控制效果, 通过调整故障接地电阻阻值设置电压跌落深度为 40%, 其余工况设置同算例 1, 算例 2 的仿真结果见表 2。

表 2 不同电压跌落深度下不同控制策略的仿真结果 Table 2 Simulation results of different control strategies under different voltage drop depths			
控制策略	无功功率 峰值/pu	并网点电压 峰值/pu	机端电压 峰值/pu
传统低穿策略	0.540	1.147	1.176
相角补偿策略	0.519	1.110	1.120
本文所提策略	0.377	1.085	1.084

较之算例 1 的轻度电压跌落, 深度电压跌落时 3 种控制策略对应的并网点电压峰值分别为 1.147、1.110、1.085pu, 机端电压峰值分别为 1.176、1.120、1.084pu, 相比传统低穿控制策略, 相角补偿控制策略可在一定程度上降低电压峰值, 但风机仍会因并网点电压超过 1.1pu 而进入高电压穿越过程, 3 种控制策略中仅有本文所提控制策略可将并网点电压和机端电压幅值维持在正常范围之内。

3.4 算例 3：不同控制策略切换延时的影响

实际工程中不同控制策略之间的切换需要一定的时间, 本文考虑的控制策略切换延时主要指逻辑判断延时, 包括低电压穿越启动判断延时以及低

电压穿越结束判断延时, 各延时阶段持续时间一般为 2~20ms^[16,23]。在低穿启动判断延时期间, 风机 GSC 输出电流 d 、 q 轴分量指令值由外环给定, 在此阶段风机难以及时增发无功支撑电网电压; 在低穿结束判断延时期间, GSC 外环尚未接入, GSC 输出电流 d 、 q 轴分量指令值按并网导则要求给定, 在此阶段风机超发无功, 无功盈余会加剧并网点和机端的暂态过电压现象。

为比较不同控制策略切换延时下 3 种控制策略的控制效果, 设置控制策略切换延时为 0.02s, 其余工况设置同算例 1, 算例 3 的仿真结果见表 3。

表 3 不同切换延时下不同控制策略的仿真结果 Table 3 Simulation results of different control strategies under different switching delays			
控制策略	无功功率 峰值/pu	并网点电压 峰值/pu	机端电压 峰值/pu
传统低穿策略	0.246	1.088	1.103
相角补偿策略	0.234	1.087	1.101
本文所提策略	0.105	1.045	1.038

3 种控制策略对应的并网点电压峰值分别为 1.088、1.087、1.045pu, 机端电压峰值分别为 1.103、1.101、1.038pu, 可见, 在控制策略切换延时为 0.02s 时, 相角补偿策略对并网点电压和机端电压水平已无明显改善效果, 而本文所提控制策略仍可以有效抑制并网点和机端暂态过电压, 这表明本文所提控制策略对控制策略切换延时具有良好的鲁棒性。

3.5 算例 4：不同故障持续时间的影响

由图 5(a)可知, 故障发生后 PLL 需要经过约 0.1s 的时间才能完全跟踪上网电压相角跳变, 若在 PLL 未完全跟踪到电压相位时切除故障, PLL 将产生更严重的锁相误差。因此, 有必要分析不同故障持续时间下不同控制策略的控制效果, 设置故障持续时间为 0.05s, 其余工况设置同算例 1, 算例 4 的仿真结果见表 4。

表 4 不同故障持续时间下不同控制策略的仿真结果 Table 4 Simulation results of different control strategies under different fault durations			
控制策略	无功功率 峰值/pu	并网点电压 峰值/pu	机端电压 峰值/pu
传统低穿策略	0.177	1.086	1.098
相角补偿策略	0.170	1.071	1.077
本文所提策略	0.142	1.057	1.047

电网电压恢复后, 3 种控制策略对应的并网点电压峰值分别为 1.086、1.071、1.057pu, 机端电压峰值分别为 1.098、1.077、1.047pu, 可见, 较之传统低穿控制策略, 相角补偿控制策略可在一定程度上改善并网点电压和机端电压水平, 本文所提控制策略的控制效果则更优于相角补偿控制策略。

分析其原因,文献[7]所提相角补偿控制策略有效控制的前提是故障发生时的相角跳变值与故障清除时的相角跳变值大小近似相等,但在故障持续时间较短时,故障清除时的相角跳变值将大于故障发生时的相角跳变值,并且这种现象在电压跌落深度较深时会更加明显。因此,在此种工况下相角补偿控制策略的效果将受到影响,而本文所提控制策略基于式(18)获取锁相误差信息,在故障持续时间较短时也具有较好的控制效果。

4 结论

本文深入研究了低电压穿越期间和电网电压恢复后 PLL 锁相误差对直驱风机故障穿越特性的影响,提出了一种直驱风机电流指令值补偿控制策略,并通过仿真验证了所提控制策略对抑制锁相误差影响的有效性,主要结论如下:

1) 锁相误差通过电气量的 Park 变换或者反 Park 变换过程影响直驱风机故障穿越特性,其本质在于对直驱风机 PCC 电压 d 、 q 轴分量的影响。

2) 锁相误差导致风机输出无功功率欠发或者超发,进而造成对并网点电压的欠支撑或者过支撑,最终恶化并网点电压和机端电压水平,不利于风机及其接入系统的安全稳定运行。

3) 通过优化低电压穿越期间和电网电压恢复后的电流指令值抑制了锁相误差对风机故障穿越特性的影响,进而改善了并网点电压和机端电压水平,不同工况下的仿真结果验证了所提控制策略的有效性和鲁棒性。

附录见本刊网络版(<http://www.dwjs.com.cn/CN/1000-3673/current.shtml>)。

参考文献

- [1] 张智刚,康重庆. 碳中和目标下构建新型电力系统的挑战与展望[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(8): 2806-2818.
ZHANG Zhigang, KANG Chongqing. Challenges and prospects for constructing the new-type power system towards a carbon neutrality future[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(8): 2806-2818(in Chinese).
- [2] 王渝红,宋雨妍,廖建权,等. 风电电压主动支撑技术现状与发展趋势[J]. 电网技术, 2023, 47(8): 3193-3205.
WANG Yuhong, SONG Yuyan, LIAO Jianquan, et al. Review and development trends of DFIG-based wind power voltage active support technology[J]. Power System Technology, 2023, 47(8): 3193-3205(in Chinese).
- [3] 韩民晓,赵正奎,郑竞宏,等. 新能源场站电网暂态电压支撑技术发展动态[J]. 电网技术, 2023, 47(4): 1309-1322.
HAN Minxiao, ZHAO Zhengkui, ZHENG Jinghong, et al. Development of dynamic voltage support for power grid with large-scale renewable energy generation[J]. Power System Technology, 2023, 47(4): 1309-1322(in Chinese).
- [4] 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): 592-606.
CHI Yongning, JIANG Bingwei, HU Jiabing, et al. Grid-forming converters: physical mechanism and characteristics[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(2): 592-606(in Chinese).
- [5] 郑涛,王子鸣,邹芑莹. 基于相位跳变补偿的虚拟同步发电机低电压穿越控制策略研究[J]. 电网技术, 2023, 47(1): 100-108.
ZHENG Tao, WANG Ziming, ZOU Pengying. Research on low voltage ride-through control strategy of virtual synchronous generator based on phase jump compensation[J]. Power System Technology, 2023, 47(1): 100-108(in Chinese).
- [6] TIAN Xinshou, WANG Weisheng, LI Xiang, et al. Fault ride through strategy of DFIG using rotor voltage direct compensation control under voltage phase angle jump[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2019, 5(4): 515-523.
- [7] 王伟,陈宁,朱凌志,等. 双馈风力发电机低电压过渡的相角补偿控制策略[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(21): 62-68.
WANG Wei, CHEN Ning, ZHU Lingzhi, et al. Phase angle compensation control strategy for low-voltage ride through of doubly-fed induction generator[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(21): 62-68(in Chinese).
- [8] TIAN Xinshou, LI Gengyin, CHI Yongning, et al. Voltage phase angle jump characteristic of DFIGs in case of weak grid connection and grid fault[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2016, 4(2): 256-264.
- [9] 张逸,邹志策,林焱,等. 考虑相位跳变的双馈感应发电机转子电压动态特性[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(17): 129-136.
ZHANG Yi, ZOU Zhice, LIN Yan, et al. Rotor voltage dynamic characteristics of doubly-fed induction generator with phase angle jump[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(17): 129-136(in Chinese).
- [10] TIAN Xinshou, CHI Yongning, WANG Weisheng, et al. Transient characteristics and adaptive fault ride through control strategy of DFIGs considering voltage phase angle jump[J]. Journal of Modern Power Systems and Clean Energy, 2017, 5(5): 757-766.
- [11] TAUL M G, WANG Xiongfei, DAVARI P, et al. Robust fault ride through of converter-based generation during severe faults with phase jumps[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(1): 570-583.
- [12] 刘其辉,闫佳颖,吴勇,等. 计及锁相误差的双馈风电并网系统暂态过电压特性与抑制[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(11): 165-173.
LIU Qihui, YAN Jiaying, WU Yong, et al. Characteristics and suppression of transient overvoltage for DFIG wind power grid-connected system considering phase locking error[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(11): 165-173(in Chinese).
- [13] 孙大卫,吴林林,刘辉,等. 弱电网直驱风机低电压穿越特性及其对机端暂态电压的影响[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(14): 4777-4786.
SUN Dawei, WU Linlin, LIU Hui, et al. Effect of the low voltage ride through characteristics on PMSG terminal transient voltage in weakly-synchronized grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(14): 4777-4786(in Chinese).
- [14] 田颢璟,孙大卫,刘辉,等. 短路故障清除时刻直驱风电机组机端暂态过电压研究[J]. 太阳能学报, 2023, 44(1): 247-256.
TIAN Haojing, SUN Dawei, LIU Hui, et al. Research on transient overvoltage of PMSG terminal at fault clearing time[J]. Acta Energiac Solaris Sinica, 2023, 44(1): 247-256(in Chinese).
- [15] 刘其辉,吴勇,闫佳颖,等. 考虑相位跳变的双馈风电机组低电压穿越特性分析与暂态过电压抑制[J]. 太阳能学报, 2024, 45(5): 86-94.

- LIU Qihui, WU Yong, YAN Jiaying, et al. Analysis of LVRT characteristics and transient overvoltage suppression of DFIG-based wind turbines considering phase angle jump[J]. Acta Energiæ Solaris Sinica, 2024, 45(5): 86-94(in Chinese).
- [16] 徐潜, 王彤, 王增平. 计及锁相环和电流内环暂态过程的逆变器电源故障电流解析方法[J]. 电网技术, 2024, 48(6): 2603-2612.
- XU Qian, WANG Tong, WANG Zengping. Fault current analysis method of inverter-interfaced renewable energy sources with PLL and current inner loop transient processes[J]. Power System Technology, 2024, 48(6): 2603-2612(in Chinese).
- [17] 张兴. 新能源发电变流技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2018.
- [18] 王丹, 刘崇茹, 李庚银. 永磁直驱风电机组故障穿越优化控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(24): 83-89.
- WANG Dan, LIU Chongru, LI Gengyin. Research on the fault ride-through optimal control strategy of PMSG-based wind turbine[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(24): 83-89(in Chinese).
- [19] 国家市场监督管理总局, 国家标准化管理委员会. 风电场接入电力系统技术规定第1部分: 陆上风电: GB/T 19963.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
- [20] 付兴贺, 顾胜东, 熊嘉鑫. 永磁同步电机交直流电流解耦控制方法综述[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(1): 314-331.
- FU Xinghe, GU Shengdong, XIONG Jiaxin. Review of dq axis current decoupling strategy for permanent magnet synchronous motor[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(1): 314-331(in Chinese).
- [21] 张琛, 蔡旭, 李征. 电压源型并网变流器的机-网电气振荡机理及稳定判据研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(11): 3174-3183.
- ZHANG Chen, CAI Xu, LI Zheng. Stability criterion and mechanisms analysis of electrical oscillations in the grid-tied VSC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(11): 3174-3183(in Chinese).
- [22] GENG Hua, LIU Lu, LI Ruiqi. Synchronization and reactive current support of PMSG-based wind farm during severe grid fault[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(4): 1596-1604.
- [23] 曹斌, 郑子萱, 刘鸿清, 等. 基于无功电流补偿的直驱风机故障后过电压抑制策略[J]. 电力系统自动化, 2025, 49(9): 166-174.
- CAO Bin, ZHENG Zixuan, LIU Hongqing, et al. Post-fault overvoltage suppression strategy for direct-drive wind turbine based on reactive current compensation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2025, 49(9): 166-174(in Chinese).



武志韬

在线出版日期: 2024-12-27。

收稿日期: 2024-10-22。

作者简介:

武志韬(2000), 男, 博士研究生, 研究方向为新能源场站暂态电压主动支撑技术, E-mail: wuzhitao0214@163.com;

刘崇茹(1977), 女, 通信作者, 教授, 博士生导师, 研究方向为交直流混合系统分析与仿真、运行与控制等, E-mail: chongru.liu@ncepu.edu.cn。

(责任编辑 马晓华)

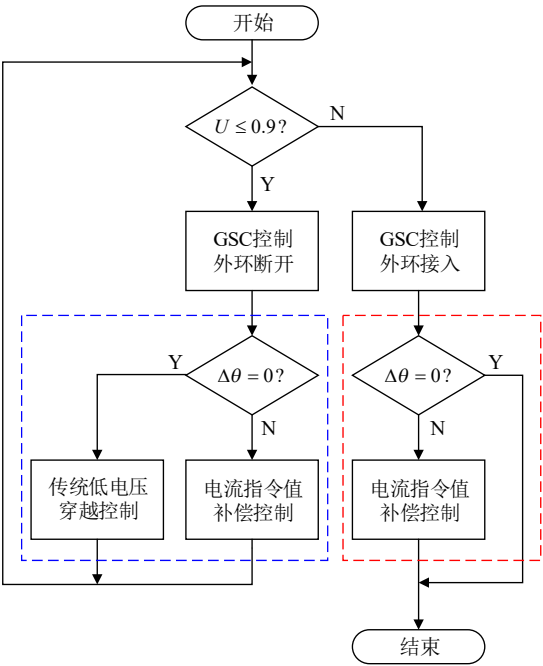


图 A1 直驱风机电流指令值补偿控制流程图

Fig. A1 Flow chart of compensation control of current command value of direct-drive wind turbine

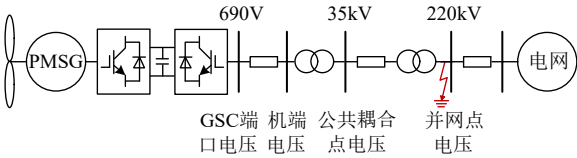


图 A2 直驱风电并网系统结构图

Fig. A2 Structural diagram of direct-drive wind power grid connected system

表 A1 风电系统主要仿真参数

Table A1 Main simulation parameters of wind power system

参数	数值
额定容量	2MW
额定电压	690V
定子电阻	0.0017pu
直轴电抗	0.55pu
交轴电抗	1.11pu
直流母线电压	1450V
直流母线电容	15mF
GSC 外环 d 轴 PI 参数	5/20
GSC 外环 q 轴 PI 参数	5/20
GSC 内环 d 轴 PI 参数	2/50
GSC 内环 q 轴 PI 参数	2/50
锁相环 PI 参数	50/25