

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241309

采用自抗扰控制的双馈风机定转子侧协同低电压穿越策略研究

张丕豪, 束洪春, 孙士云, 徐韬, 陈有为, 蒋朝顺, 刘维胜

(昆明理工大学, 云南 昆明 650500)

摘要: 现有对双馈风电机组低电压穿越(low voltage ride through, LVRT)的研究中, 主要的 LVRT 措施为投入撬棒保护电路, 但该措施较为单一和被动, 并且风机还需要吸收一定的无功, 因此风机系统难以取得良好的 LVRT 性能。针对这一问题, 提出一种含线性自抗扰控制(linear active disturbance rejection control, LADRC)的定、转子侧协同 LVRT 策略。定子侧采用串联动态阻抗以抑制转子电流升高; 网侧变流器采用 LADRC 提高直流侧母线电压的抗扰能力, 并为转子侧变流器附加控制策略创造良好的工作条件。针对不同程度的电压跌落, 转子侧变流器分别采用无功补偿和磁链主动衰减的控制策略以优化 LVRT 期间的无功输出能力。在考虑相位跳变的基础上, 分析了采用 LADRC 以及定、转子侧协同 LVRT 策略下的双馈风机短路特性, 并对短路电流进行了解析。最后, 通过仿真验证了该协同 LVRT 策略的有效性以及短路电流解析式的正确性。

关键词: 双馈风力发电机; 定子串联动态阻抗; 线性自抗扰控制; 无功补偿; 磁链主动衰减控制; 低电压穿越

Research on coordinated low-voltage ride through strategy for DFIGs stator and rotor sides based on active disturbance rejection control

ZHANG Pihao, SHU Hongchun, SUN Shiyun, XU Tao, CHEN Youwei, JIANG Chaoshun, LIU Weisheng
(Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China)

Abstract: In existing research on low-voltage ride through (LVRT) of double fed induction generators (DFIGs), the main LVRT measure is to engage the crowbar protection circuit. However, this approach is relatively simple and passive, and the DFIG still needs to absorb a certain amount of reactive power, making it difficult for the system to achieve satisfactory LVRT performance. Aiming at this problem, this paper proposes a coordinated LVRT strategy for the stator and rotor sides with linear active disturbance rejection control (LADRC). The stator side adopts series dynamic impedance to suppress the rise of rotor current. The grid-side converter (GSC) adopts LADRC to improve the disturbance rejection ability of the DC-link voltage, and creates favorable conditions for the auxiliary control of the rotor-side converter (RSC). According to different degrees of voltage drop, the RSC adopts either reactive power compensation or active flux attenuation control strategies to optimize reactive power output during LVRT. Considering phase jumps, the short-circuit characteristics of the DFIG under the LADRC and coordinated LVRT strategy of the stator and rotor sides are analyzed, and the short-circuit current is derived analytically. Finally, the effectiveness of the cooperative LVRT strategy and the correctness of the analytical expression of the short-circuit current are verified by simulations.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52037003).

Key words: double fed induction generator (DFIG); stator series dynamic impedance; linear active disturbance rejection control (LADRC); reactive power compensation; active flux attenuation control; low-voltage ride through (LVRT)

0 引言

随着我国“碳中和, 碳达峰”目标的提出, 以

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52037003); 云南省重大专项资助(202002AF080001)

风力发电为代表的新能源发电并网在电力系统的占比不断增大^[1], 而双馈风力发电机凭借调节速度快、范围广, 最大功率跟踪以及功率控制能力强等特点, 在风电场应用最为广泛^[2-4]。由于双馈风力发电机(double fed induction generator, DFIG)的定子直接与电网相连, DFIG 对电网扰动较为敏感。当电网

发生故障, 引起机端电压跌落时, 转子侧过电流将会给转子侧变流器(rotor-side converter, RSC)和风电机组的安全运行带来严重的危害^[5]。随着大规模的风电集中并入电网, 风电系统安全稳定运行成为至关重要的问题。因此, 亟须提高 DFIG 低电压穿越(low voltage ride through, LVRT)能力, 防止出现风电大规模脱网事故。

目前有部分学者为简化 DFIG 暂态过程分析以及短路电流计算, 在研究中选择忽略相位跳变对其产生的影响^[6-7]。然而实际上, 电网发生故障会导致机端电压幅值骤降, 同时也会引起电压相位跳变。部分文献分析了机端电压相位跳变特性以及在电压相位跳变下的 DFIG 暂态特性^[8-10]。现阶段风电场采取的 LVRT 措施较为单一和被动, 以闭锁 RSC 并接入撬棒(Crowbar)保护电路为主^[11-13]。虽然该措施能够抑制转子过电流, 保护 RSC 不被损坏, 但是 DFIG 需要吸收一定的无功功率, 不利于机组安全稳定运行。针对此问题, 已有学者提出在定子侧串联阻抗^[14-15], 无需闭锁 RSC, 保证两侧变流器继续运行, 为电网提供无功支撑。文献[16]采用定子 Crowbar 电路, 有功和无功功率由两侧变流器直接控制。文献[17]提出定子侧附加变阻值 Crowbar 电路来应对高电压穿越问题, 根据电压骤升幅度来确定 Crowbar 阻值。文献[18]提出“定子串联电抗 + 磁链主动衰减的控制策略”以提高 DFIG 的 LVRT 能力。文献[19]进一步提出定子侧串联动态电抗, 大小电抗阶段对应不同的 RSC 控制策略。

由于 DFIG 是多变量、强耦合、时变且非自治的系统, 当电网出现大扰动时, 传统 PI 控制难以取得理想效果, 而线性自抗扰控制(linear active disturbance rejection control, LADRC)是一种无需依赖系统精确模型的控制技术, 以其快速的跟踪性能和响应能力、低超调量和强大的抗干扰能力, 在风电并网运行控制中得到了一定的应用。文献[20-22]引入 LADRC 提高直驱风机的高电压穿越能力和直流母线电压的抗干扰能力, 并采用无功支撑控制策略, 帮助电网恢复。文献[23]在 DFIG 网侧变流器(grid-side converter, GSC)采用自抗扰 PD 控制器, 提高 DFIG 网侧的直流稳压能力。

上述研究对 DFIG 定子侧的硬件保护进行了短路特性分析, 其中部分文献在 RSC 侧附加功率控制策略, 但 GSC 侧仍采用传统 PI 控制, 然而传统 PI 控制在应对电网电压大干扰时, 难以取得理想的控制效果。目前部分研究将 LADRC 策略运用到风电并网系统中, 在风机 GSC 侧采用 LADRC 策略, 改善了风机系统的 LVRT 性能, 却缺少 LADRC 策略下的

GSC 短路电流解析。双馈风机馈出的短路电流包括两部分: 一是电网故障时风机的定子短路电流; 二是 GSC 对电网故障作出响应的输出电流。在短路电流实际计算中, 第二部分往往被忽略, 这会造成 DFIG 短路电流计算出现较大误差, 影响短路电流的精确性^[24]。当前文献侧重于研究含 LADRC 的风机 LVRT 特性, 但将其应用于定、转子侧协同 LVRT 策略中, 并在此基础上进行短路特性分析的研究仍较为缺乏。

针对以上问题, 本文提出一种含 LADRC 的定、转子侧软硬件结合的协同 LVRT 策略。GSC 电压外环采用 LADRC, 提高 LVRT 期间直流母线电压的稳定性, 并且为 RSC 附加控制策略创造良好的工作条件。在电压轻度跌落阶段, 采用“小阻抗 + RSC 无功补偿控制”, 抑制转子过电流, 同时向电网提供充足的无功支撑。在电压重度跌落阶段, 采用“大阻抗 + RSC 磁链主动衰减策略”, 进一步提高抑制转子过电流的能力, 充分发挥 RSC 的功率控制能力, 确保机组安全稳定运行。然后在考虑相位跳变基础上, 分析定、转子侧协同 LVRT 策略下的 DFIG 定、转子短路电流, 以及在 LADRC 下的 GSC 短路电流, 得到由定子短路电流和 GSC 短路电流组成的 DFIG 馈出短路全电流表达式。最后通过仿真验证 DFIG 采用 LADRC 的定、转子侧协同 LVRT 策略的有效性以及短路电流表达式的正确性。

1 DFIG 的定转子侧协同 LVRT 控制策略

1.1 定子侧串联动态阻抗的控制策略

DFIG 定子侧串联动态阻抗的系统拓扑结构如图 1 所示。定子侧采用串联大、小阻抗双模式切换的 LVRT 策略, 其中投入的大阻抗为 R_1 、 L_1 , 小阻抗为 R_2 、 L_2 。在电网故障期间, 根据机端电压跌落程度, 通过电力电子开关快速切换阻抗大小, 以达到抑制转子过电流的目的。

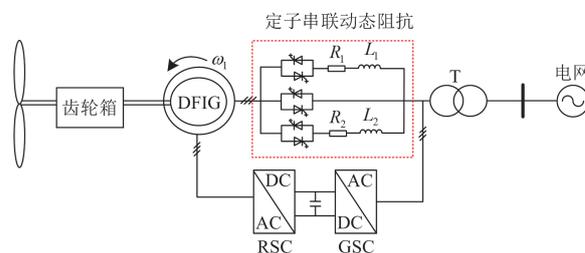


图 1 定子侧串联动态阻抗的 DFIG 系统拓扑结构

Fig. 1 System topology of DFIG stator side series dynamic impedance

1.2 GSC 采用自抗扰的控制策略

GSC 侧电压外环一般采用 PI 控制, 但电网故

障时,传统 PI 控制器在直流侧电压控制方面存在超调量大、调节响应时间长以及电压波动大等问题。因此, GSC 侧电压外环采用 LADRC, 增强机组系统的抗扰能力, 降低故障期间直流母线电压的波动幅度, 改善风机系统的 LVRT 性能。

GSC 的电压方程表示为

$$u_g = u_s + Ri_g + L \frac{di_g}{dt} + j\omega_1 Li_g \quad (1)$$

式中: L 为网侧等效滤波电感; R 为网侧等效电阻; ω_1 为同步转速; u_g 、 i_g 分别为 GSC 侧的电压和电流; u_s 为定子侧电压。

GSC 电流内环采用 PI 控制, 则 GSC 电压矢量形式为

$$u_g = k_{pi}(i_g^* - i_g) + k_{ii} \int (i_g^* - i_g) dt + \omega_1 Li_g \quad (2)$$

式中: k_{pi} 、 k_{ii} 分别为 GSC 电流内环 PI 控制器的比例、积分参数; i_g^* 为 GSC 的电流参考值, $i_g^* = i_{gd}^* + ji_{gq}^*$, 其中 i_{gd}^* 、 i_{gq}^* 分别为 GSC 侧电流 d 轴和 q 轴分量的参考值。

GSC 侧采用电网电压定向矢量控制, 其控制形式为

$$\frac{d^2 u_{dc}}{dt^2} = \frac{3S_d}{2CL} [e_{gd} - u_{gd} - (R + \omega_1 L)i_{gd}] - \frac{1}{C} \frac{di_L}{dt} \quad (3)$$

式中: u_{dc} 为直流母线电压; S_d 为开关函数的 d 轴分量; C 为直流母线电容; i_L 为负载输出电流; e_{gd} 、 u_{gd} 、 i_{gd} 分别为电网电压、GSC 侧电压和电流的 d 轴分量。

由式(3)可知, GSC 的数学模型为二阶系统, 因此设计二阶 LADRC, 其系统的输入 $y = u_{dc}$, 输出 $u = i_{gd}^*$, 被控对象等效为

$$\ddot{u}_{dc} = b_0 i_{gd}^* + f \quad (4)$$

式中: b_0 为补偿系数; f 为系统总扰动。

$$\begin{cases} b_0 = \frac{3}{2LC} \\ f = \frac{3S_d}{2CL} [e_{gd} - (R + \omega_1 L)i_{gd}] - \frac{1}{C} \frac{di_L}{dt} \end{cases} \quad (5)$$

将系统内部数学模型中不确定量及电网电压突变等视为系统总扰动, 利用该控制策略的扰动补偿环节能够有效抑制电网电压突变对系统带来的影响, 提高风机的 LVRT 能力。

构建三阶线性扩张状态观测器(linear extended state observer, LESO)如式(6)所示。

$$\begin{cases} \dot{z}_1 = z_2 - \beta_1(z_1 - u_{dc}) \\ \dot{z}_2 = z_3 - \beta_2(z_1 - u_{dc}) + b_0 i_{gd}^* \\ \dot{z}_3 = -\beta_3(z_1 - u_{dc}) \end{cases} \quad (6)$$

式中: z_1 为 u_{dc} 的跟踪信号; z_2 为 \dot{u}_{dc} 的跟踪信号; z_3 为 f 的跟踪信号; β_1 、 β_2 、 β_3 为观测器增益。

LESO 的控制参数采用极点配置法, 则观测器增益为

$$\beta_1 = 3\omega_0, \quad \beta_2 = 3\omega_0^2, \quad \beta_3 = \omega_0^3 \quad (7)$$

式中: ω_0 为观测器带宽。

扰动对系统造成的影响可以通过线性状态误差反馈(linear state error feedback, LSEF)来抵消, 若要快速抵消扰动量造成的影响, 应取 $b_0 i_{gd}^* = u_0 - f$, 其中 u_0 为等效控制量, 被控对象的等效系统变为 $\ddot{u}_{dc} \approx u_0$ 。

构建 LSEF, 其采用 PD 控制, 即

$$u_0 = k_p(u_{dc}^* - z_1) - k_d z_2 \quad (8)$$

式中: u_{dc}^* 为直流母线电压参考值。

采用带宽整定法, 将控制器带宽 ω_c 和控制器增益 k_p 、 k_d 相互联系, 通过选取适当的控制率增益 $k_p = \omega_c^2$ 、 $k_d = 2\omega_c$, 增强系统的抗扰能力。

综上可得, GSC 侧电压外环的 LADRC 直流母线电压控制框图如图 2 所示。

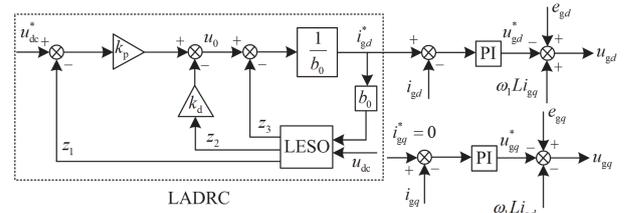


图 2 LADRC 直流母线电压控制框图

Fig. 2 Block diagram of LADRC DC bus voltage control

根据式(6)和式(7), 可得 LESO 中 z_1 、 z_2 、 z_3 的传递函数为

$$\begin{cases} z_1 = \frac{3\omega_0 s^2 + 3\omega_0^2 s + \omega_0^3}{(s + \omega_0)^3} u_{dc} + \frac{b_0 s}{(s + \omega_0)^3} i_{gd}^* \\ z_2 = \frac{(3\omega_0^2 s + \omega_0^3)s}{(s + \omega_0)^3} u_{dc} + \frac{b_0 (s + 3\omega_0)s}{(s + \omega_0)^3} i_{gd}^* \\ z_3 = \frac{\omega_0^3 s^2}{(s + \omega_0)^3} u_{dc} - \frac{b_0 \omega_0^3}{(s + \omega_0)^3} i_{gd}^* \end{cases} \quad (9)$$

令 $e_1 = z_1 - u_{dc}$, $e_2 = z_2 - \dot{u}_{dc}$, $e_3 = z_3 - f$, 可得 LADRC 跟踪误差为

$$\begin{cases} e_1 = -\frac{s^3}{(s + \omega_0)^3} u_{dc} + \frac{b_0 s}{(s + \omega_0)^3} i_{gd}^* \\ e_2 = -\frac{(s + 3\omega_0)s^3}{(s + \omega_0)^3} u_{dc} + \frac{b_0 s}{(s + \omega_0)^3} i_{gd}^* \\ e_3 = \left(1 - \frac{\omega_0^3}{(s + \omega_0)^3}\right) (-s^2 u_{dc} + b_0 i_{gd}^*) \end{cases} \quad (10)$$

当电网发生故障时, 系统输入和输出给定均为阶跃信号, 则系统的稳态误差满足式(11)。

$$\begin{cases} e_{1s} = \lim_{s \rightarrow 0} s e_1 = 0 \\ e_{2s} = \lim_{s \rightarrow 0} s e_2 = 0 \\ e_{3s} = \lim_{s \rightarrow 0} s e_3 = 0 \end{cases} \quad (11)$$

由式(11)可知, LESO 具有良好的收敛性能, 对外部扰动有很好的抑制作用, 故系统能保持直流母线电压的稳定。

根据式(8)和式(9), 可得 LADRC 输出 i_{gd}^* 的传递函数为

$$i_{gd}^*(s) = \frac{1}{b_0} R_G(s) [\omega_c^2 u_{dc}^* - R_H(s) u_{dc}(s)] \quad (12)$$

式中: $R_G(s)$ 、 $R_H(s)$ 为 LADRC 的部分传递函数, 详细表达式见附录 A。

本文 GSC 侧电压外环采用 LADRC, 电流内环仍然采用 PI 控制, 根据式(12)可得 GSC 的简化控制框图如图 3 所示。考虑电压外环的采样延时环节, T_f 为采样时间常数, $G_{ci}(s)$ 为电流内环的等效传递函数, 近似等效为一阶惯性环节, K_c 为转换环节系数。

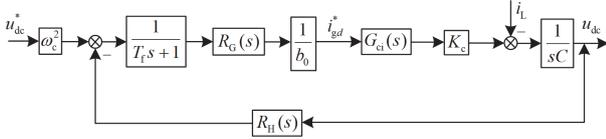


图 3 GSC 的简化控制框图

Fig. 3 Simplified control block diagram of GSC

将式(4)进行拉式变换, 被控对象的等效形式由时域转变为频域, 如式(13)所示。

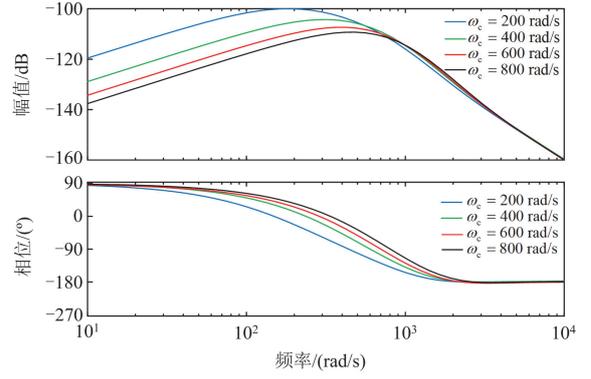
$$s^2 u_{dc}(s) = b_0 i_{gd}^*(s) + f(s) \quad (13)$$

式中: $f(s)$ 为频域下的系统总扰动。

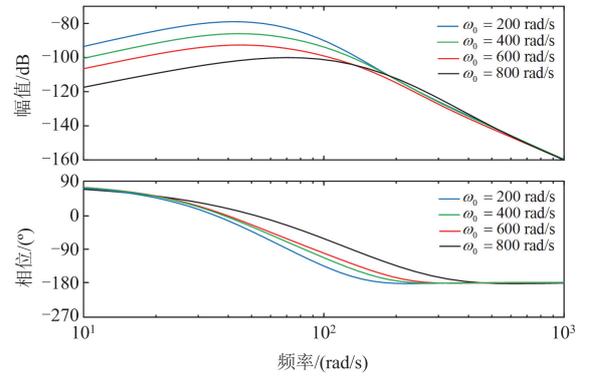
将式(12)代入式(13), 整理可得 LADRC 扰动项的传递函数为

$$u_{dc}(s) = \frac{\omega_c^2}{(s + \omega_c)^2} u_{dc}^* + \frac{s[(s + \omega_c)^2 + 3\omega_0(s + 2\omega_c + \omega_0)]}{(s + \omega_c)^2(s + \omega_0)^3} f(s) \quad (14)$$

由式(14)可知, LADRC 的性能主要由扰动项决定, 而扰动项对 LADRC 的影响与带宽 ω_0 和 ω_c 有关, 因此分别增加带宽 ω_0 和 ω_c 绘制扰动项的 Bode 图, 如图 4 所示。由图 4 可知, 随着带宽 ω_0 和 ω_c 增加, 系统的抗扰能力及稳定性增强, 同时系统抑制扰动的动态响应能力也提高了。



(a) 扰动项(ω_c 变化)



(b) 扰动项(ω_0 变化)

图 4 LADRC 扰动项的 Bode 图

Fig. 4 Bode diagram of LADRC disturbance term

1.3 RSC 附加的控制策略

在故障期间定子串联动态阻抗, RSC 不需要闭锁, 并且 GSC 采用 LADRC 为 RSC 附加控制策略创造良好的工作条件。因此 RSC 可以根据不同电压跌落程度附加相应的控制策略。

1.3.1 无功补偿控制策略

RSC 采用双闭环控制系统, 外环为功率环, 内环为电流环, 均采用 PI 控制, 则 RSC 的电压矢量形式为

$$\mathbf{u}_r = k_p (\mathbf{i}_r^* - \mathbf{i}_r) + k_i \int (\mathbf{i}_r^* - \mathbf{i}_r) dt + j\omega_1 \frac{L_\sigma}{L_s} \mathbf{i}_r \quad (15)$$

式中: k_p 、 k_i 分别为 RSC 的 PI 控制器的比例、积分参数; \mathbf{i}_r 为转子电流; \mathbf{i}_r^* 为转子电流的参考值, $\mathbf{i}_r^* = i_{rd}^* + j i_{rq}^*$, 其中 i_{rd}^* 、 i_{rq}^* 分别为 RSC 侧电流 d 轴、 q 轴分量的参考值; L_σ 为等效电感, $L_\sigma = L_s L_r - L_m^2$, 其中 L_s 、 L_r 分别为定、转子自感, $L_s = L_m + L_{\sigma s}$, $L_r = L_m + L_{\sigma r}$, $L_{\sigma s}$ 、 $L_{\sigma r}$ 分别为定、转子漏感, L_m 为定子和转子之间的互感。

当电压轻度跌落时, 定子侧瞬间投入小阻抗,

同时 RSC 附加无功补偿的控制策略。参考风电场并网技术规定^[25], 可以得到定子侧的无功电流表达式如式(16)所示。

$$i_{sd} = K_1(0.9 - U_s) \quad (16)$$

式中: K_1 为无功电流的比例系数, 取 1.5; U_s 为机端电压幅值。

在 RSC 采用定子磁链定向矢量控制下, 实现有功与无功功率的解耦控制, 其中定子电流 d 轴分量与无功功率的关系如式(17)所示。

$$Q_s = \frac{3}{2} U_s i_{sd} \quad (17)$$

定子侧输出无功功率又可以表示为

$$Q_s = -\frac{3U_s}{2\omega_1 L_{s1}} (U_s + \omega_1 L_m i_{rd}) \quad (18)$$

式中: L_{s1} 为定子侧投入小阻抗的等效电感, $L_{s1} = L_s + L_1$; i_{rd} 为转子电流 d 轴分量。

联立式(16)一式(18), 为实现向系统输出无功功率的目标, 转子电流 d 轴分量的参考值 i_{rd}^* 为

$$i_{rd}^* = -\frac{3L_{s1}}{2L_m} (0.9 - U_s) - \frac{U_s}{\omega_1 L_m} \quad (19)$$

DFIG 优先保证故障后有足够的无功输出, 并考虑 RSC 最大电流限制, 转子电流 q 轴分量的参考值 i_{rq}^* 应为

$$i_{rq}^* = \min\left(\frac{P_0 L_{s1}}{U_s L_m}, \sqrt{i_{RSC-lim}^2 - i_{rd}^{*2}}\right) \quad (20)$$

式中: P_0 为故障前输出的有功功率; $i_{RSC-lim}$ 为 RSC 最大电流限制。

1.3.2 磁链主动衰减控制策略

当电压重度跌落时, 定子侧瞬间投入大阻抗, 同时 RSC 采用磁链主动衰减的控制策略, 以加快转子过电流的衰减, 从而抵消投入的大阻抗对 RSC 功率控制能力产生的负面影响。

计及磁链主动衰减控制策略的转子电流的参考值 i_m^* 为

$$i_m^* = -h \frac{\psi_{sn}}{L_m} \quad (21)$$

式中: h 为磁链主动衰减系数, $h = L_2/L_s$, 其中 L_2 为投入的大电感; ψ_{sn} 为投入大阻抗期间的暂态磁链。

h 合理的取值能够加快定子磁链的衰减, 使得转子过电流部分的衰减变快, 从而抵消投入的大阻抗对系统运行所造成的影响。

本文设计了双馈风机的定、转子协同 LVRT 控制策略, 如图 5 所示。其控制策略原理如下所述。

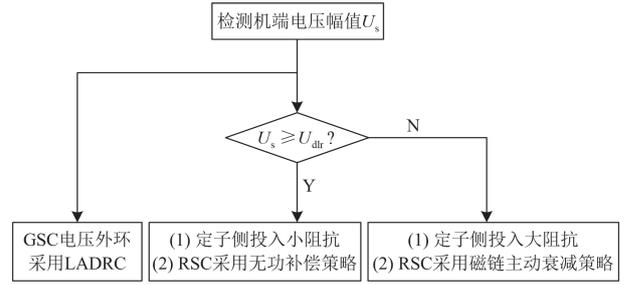


图 5 定、转子侧协同 LVRT 策略

Fig. 5 Cooperative LVRT strategy of stator and rotor

1) 为提高 LVRT 期间直流母线电压的抗扰能力, GSC 侧电压外环采用 LADRC, 并为 RSC 附加控制策略创造良好的工作条件。

2) 检测机端电压幅值 U_s , 根据故障程度将机端电压跌落程度分为轻度和深度, 并设定其判断边界值为 $U_{dr} = 0.7 \text{ p.u.}$ ^[26]。当 $U_s \geq U_{dr}$ 时, 电压轻度跌落, 转子过电流问题不太严重, 因此定子侧串联较小的阻抗就可以达到抑制转子过电流的目的, 同时 RSC 采用无功补偿的控制策略, 向电网输出更多的无功功率以支撑电网电压。

3) 当 $U_s < U_{dr}$ 时, 电压深度跌落, 转子过电流问题严重, 此时需要进一步提高抑制转子过电流的能力, 将转子电流限制在合理范围内。因此, 定子侧应当串联更大的阻抗来增强抑制转子过电流的能力, 但投入大阻抗会削弱 RSC 的功率控制能力, 降低风机无功输出的能力, 所以 RSC 采用磁链主动衰减的控制策略, 以加快转子过电流的衰减, 尽可能发挥 RSC 的功率控制能力。

综上可得计及定、转子侧协同 LVRT 控制策略的 DFIG 并网系统如图 6 所示。

2 计及定转子侧协同 LVRT 策略下 DFIG 短路电流分析

通过前文设计的定、转子协同 LVRT 控制策略, 根据不同的电压跌落程度, 分析采用相应控制策略的 DFIG 短路电流。从检测电压跌落到定子侧投入阻抗需要一定的动作时间, 由于本文采用快速电力电子开关投切阻抗, 其动作时间极短, 因此在推导风机短路电流的过程中忽略阻抗投入的时间。

DFIG 是一个多变量、复杂的非线性系统, 为方便分析, 采用电动机惯例, 忽略电机器件的磁饱和和影响, 同步旋转坐标系下 DFIG 的复数矢量模型如式(22)所示。

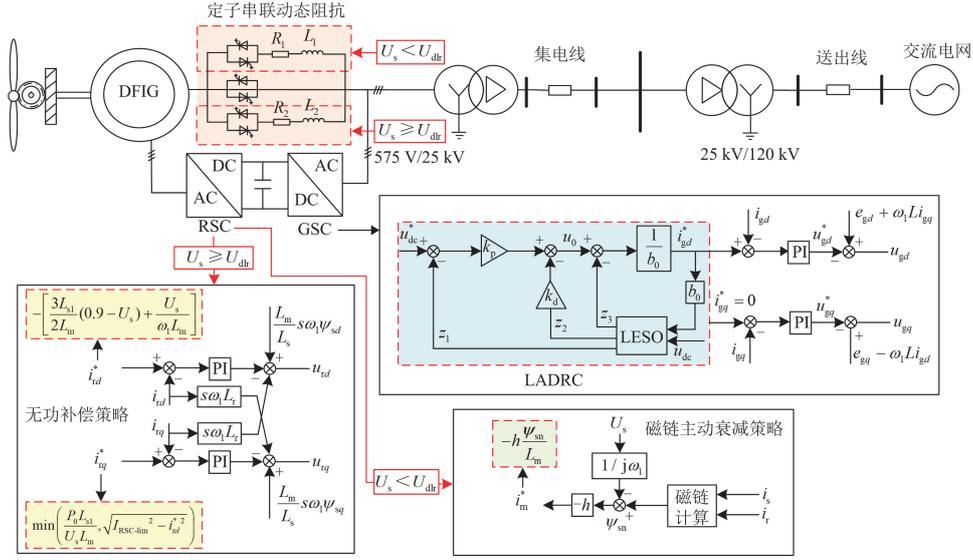


图 6 计及定、转子侧协同 LVRT 控制策略的 DFIG 并网系统

Fig. 6 DFIG grid-connected system considering stator and rotor side cooperative LVRT control strategy

$$\begin{cases} \mathbf{u}_s = R_s \mathbf{i}_s + j\omega_1 \psi_s + \frac{d\psi_s}{dt} \\ \mathbf{u}_r = R_r \mathbf{i}_r + js\omega_1 \psi_r + \frac{d\psi_r}{dt} \end{cases} \quad (22)$$

$$\begin{cases} \psi_s = L_s \mathbf{i}_s + L_m \mathbf{i}_r \\ \psi_r = L_m \mathbf{i}_s + L_r \mathbf{i}_r \end{cases} \quad (23)$$

式中: \mathbf{u} 、 \mathbf{i} 、 ψ 分别为电压、电流、磁链矢量, 下标“s”和“r”分别表示定子和转子; R_s 、 R_r 分别为定、转子电阻; ω_r 为转子转速; s 为转差率, $s = (\omega_1 - \omega_r)/\omega_1$ 。

2.1 电压轻度跌落下的 DFIG 短路电流分析

t_0 时刻电网发生三相对称故障, DFIG 机端电压轻度跌落并考虑相位跳变, 其相位特征见附录 B。在同步旋转坐标系下 DFIG 机端电压可表示为

$$\begin{cases} \mathbf{u}_{s1} = \mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_1}, & t < t_0 \\ \mathbf{u}_{s2} = (1 - k_1) \mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_2}, & t \geq t_0 \end{cases} \quad (24)$$

式中: \mathbf{u}_{s1} 、 \mathbf{u}_{s2} 分别为故障前、后的机端电压; \mathbf{u}_{s0} 为机端电压的稳态幅值; k_1 为电压轻度跌落下的电压跌落率; φ_1 、 φ_2 分别为初相位和电压轻度跌落下跳变后的相位, 其中 $\varphi_2 = \varphi_1 + \Delta\varphi_1$, $\Delta\varphi_1$ 为电压轻度跌落下的相位跳变角度。

在故障瞬间投入小阻抗, 定子侧的等效电感和等效电阻都发生了变化。根据磁链守恒原理, 当故障发生时, 磁链不能发生突变, 为保持定子磁链的恒定, 会产生定子磁链的稳态分量和暂态分量, 则定子磁链可以表示为

$$\psi_s = \begin{cases} \frac{\mathbf{u}_{s0}}{j\omega_1} e^{j\varphi_1}, & t < t_0 \\ \frac{(1 - k_1) \mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} + \frac{\mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_1} - (1 - k_1) \mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} e^{-(j\omega_1 + 1/\tau_{s1})t}, & t \geq t_0 \end{cases} \quad (25)$$

式中: τ_{s1} 为投入小阻抗的时间衰减常数, $\tau_{s1} = L_{\sigma 1}/(R_{s1} L_r)$, 其中 $L_{\sigma 1} = L_{s1} L_r - L_m^2$, R_{s1} 为定子侧投入小阻抗的等效电阻, $R_{s1} = R_s + R_r$ 。

联立式(15)、式(22)、式(23)和式(25)可得转子电流二阶微分方程为

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \mathbf{i}_r}{dt^2} + \lambda_1 \frac{d\mathbf{i}_r}{dt} + \lambda_2 \mathbf{i}_r &= \\ \lambda_2 \mathbf{i}_r^* + \lambda_3 \frac{\mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_1} - (1 - k_1) \mathbf{u}_{s0} e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} e^{-(j\omega_1 + 1/\tau_{s1})(t-t_0)} & \end{aligned} \quad (26)$$

转子电流二阶微分方程的系数为

$$\begin{cases} \lambda_1 = (R_r + k_p) L_{s1} / L_{\sigma 1} \\ \lambda_2 = k_1 L_{s1} / L_{\sigma 1} \\ \lambda_3 = (js\omega_1 - j\omega_1 - \tau_{s1})(j\omega_1 + \tau_{s1}) L_m / L_{s1} \end{cases} \quad (27)$$

将式(19)和式(20)所示的 RSC 无功补偿控制策略下的转子电流参考值代入式(26), 并求解转子电流的二阶微分方程, 得到转子电流的解析式, 并转换为 abc 三相静止坐标系, 以其中一相为例。

$$\begin{aligned} i_{r1} &= A_{r1} e^{js\omega_1(t-t_0)} + B_{r1} e^{(s-1)\omega_1 - 1/\tau_{s1}(t-t_0)} + \\ &C_{r1} (\alpha_2 e^{(\alpha_1 + js\omega_1)(t-t_0)} - \alpha_1 e^{(\alpha_2 + js\omega_1)(t-t_0)}) \end{aligned} \quad (28)$$

式中: α_1 、 α_2 为电压轻度跌落下转子电流二阶微分方程的特征方程的两个不相等特征根; A_{r1} 、 B_{r1} 、 C_{r1} 分别为电压轻度跌落下转子电流中强制差频分量、衰减转速频率分量和自然分量的系数, 详细表达式见附录 C。

将式(25)中故障后的定子磁链解析式和式(28)代入式(23)中的定子磁链表达式, 可得 abc 三相静止坐标系下的定子电流解析式如式(29)所示。

$$i_{s1} = A_{s1} e^{j\omega_1(t-t_0)} + B_{s1} e^{-(t-t_0)/\tau_{s1}} + C_{s1} (\alpha_2 e^{(\alpha_1 + j\omega_1)(t-t_0)} - \alpha_1 e^{(\alpha_2 + j\omega_1)(t-t_0)}) \quad (29)$$

式中: A_{s1} 、 B_{s1} 、 C_{s1} 分别为电压轻度跌落下定子电流中强制分量、暂态直流分量和暂态自然分量的系数, 详细表达式见附录 C。

将式(14)代入式(12), 通过反拉式变换可得到时域下 LADRC 输出的 GSC 侧 d 轴分量的电流参考值 i_{gd}^* 为

$$i_{gd}^* = \frac{1}{b_0} R_G (\omega_c^2 u_{dc}^* - R_H u_{dc}') \quad (30)$$

式中: R_G 和 R_H 为时域下 LADRC 部分控制的对应量; u_{dc}' 为时域下 LADRC 干扰项的对应量, 详细表达式见附录 D。

通过取 $i_{gq}^* = 0$, 即 $i_g^* = i_{gd}^*$, 进行单位功率因数控制, 通过 LADRC 实现对直流母线电压的控制。

将式(1)代入式(2), 由于式(2)积分项对 GSC 电流控制的贡献很小, 故忽略其积分项^[27], 可得 GSC 电流的微分方程为

$$\frac{di_g}{dt} = \frac{-(R+k_{pi})}{L} i_g - \frac{(1-k_1)u_{s0} e^{j\varphi_2}}{L} + \frac{k_{pi}}{L} i_g^* \quad (31)$$

将式(30)代入式(31)并求解微分方程, 可得 GSC 的短路电流, 并转换为 abc 三相静止坐标系。

$$i_{g1} = \frac{k_{pi} i_g^* - (1-k_1)u_{s0} e^{j\varphi_2}}{L} e^{j\omega_1(t-t_0)} + \left(\frac{(L-k_{pi})i_g^* + (1-k_1)u_{s0} e^{j\varphi_2}}{L} \right) e^{\left(j\omega_1 - \frac{R+k_{pi}}{L} \right)(t-t_0)} \quad (32)$$

其中 GSC 短路电流主要包含稳态基频分量和暂态基频衰减分量。

综上所述, 在电压轻度跌落下, DFIG 馈出的短路全电流 i_{r1} 由定子短路电流 i_{s1} 和 GSC 短路电流 i_{g1} 共同组成, 可表示为

$$i_{r1} = i_{s1} + i_{g1} \quad (33)$$

2.2 电压重度跌落下的 DFIG 短路电流分析

t_1 时刻电网发生故障, 机端电压重度跌落并考虑相位跳变, 在大阻抗投入期间, 定子侧的等效电

感和等效电阻都发生变化, 则暂态磁链 ψ_{sn} 为

$$\psi_{sn} = \frac{(1-k_2)u_{s0} e^{j\varphi_2'}}{j\omega_1} e^{-(j\omega_1 + 1/\tau_{s2})(t-t_1)} \quad (34)$$

式中: R_{s2} 为定子侧投入大阻抗的等效电阻, $R_{s2} = R_s + R_2$; L_{s2} 为定子侧投入大阻抗的等效电感, $L_{s2} = L_s + L_2$; τ_{s2} 为投入大阻抗的时间衰减常数, $\tau_{s2} = L_{s2}/(R_{s2}L_r)$, 其中 $L_{s2} = L_{s2}L_r - L_m^2$; k_2 为电压重度跌落下的电压跌落率; φ_2' 为电压重度跌落下跳变后的相位, $\varphi_2' = \varphi_1 + \Delta\varphi_2$, 其中 $\Delta\varphi_2$ 为电压重度跌落下的相位跳变角度。

结合式(21)和式(34), 计及磁链主动衰减控制策略的转子暂态电流参考值, 可得 abc 三相静止坐标系下的定、转子短路电流为

$$\begin{cases} i_{r2} = A_{r2} e^{js\omega_1(t-t_1)} + B_{r2} e^{(j(s-1)\omega_1 - 1/\tau_{s2})(t-t_1)} + \\ \quad C_{r2} (\alpha_2' e^{(\alpha_1' + js\omega_1)(t-t_1)} - \alpha_1' e^{(\alpha_2' + js\omega_1)(t-t_1)}) \\ i_{s2} = A_{s2} e^{j\omega_1(t-t_1)} + B_{s2} e^{-(t-t_1)/\tau_{s2}} + \\ \quad C_{s2} (\alpha_2' e^{(\alpha_1' + j\omega_1)(t-t_1)} - \alpha_1' e^{(\alpha_2' + j\omega_1)(t-t_1)}) \end{cases} \quad (35)$$

式中: α_1' 、 α_2' 为电压重度跌落下转子电流二阶微分方程的特征方程的两个不相等的特征根; A_{r2} 、 B_{r2} 、 C_{r2} 分别为电压重度跌落下转子电流中强制差频分量、衰减转速频率分量和自然分量的系数; A_{s2} 、 B_{s2} 、 C_{s2} 分别为电压重度跌落下定子电流中强制分量、暂态直流分量和暂态自然分量的系数。详细表达式见附录 E。

在机端电压重度跌落下, GSC 侧电压外环仍然采用 LADRC, 电流内环采用 PI 控制, 可得 abc 三相静止坐标系下的 GSC 的短路电流 i_{g2} 为

$$i_{g2} = \frac{k_{pi} i_g^* - (1-k_2)u_{s0} e^{j\varphi_2'}}{L} e^{j\omega_1(t-t_1)} + \left(\frac{(L-k_{pi})i_g^* + (1-k_2)u_{s0} e^{j\varphi_2'}}{L} \right) e^{\left(j\omega_1 - \frac{R+k_{pi}}{L} \right)(t-t_1)} \quad (36)$$

在电压重度跌落下, DFIG 馈出的短路全电流 i_{r2} 由定子短路电流 i_{s2} 和 GSC 短路电流 i_{g2} 共同组成, 可表示为

$$i_{r2} = i_{s2} + i_{g2} \quad (37)$$

上述不同电压跌落下的 DFIG 定、转子短路电流表达式是计及不同 RSC 控制策略和定子侧串联动态变化阻抗的影响求得的, 定子短路电流包含强制分量、暂态直流分量和暂态自然分量; 转子电流包含频率为 $\omega_1 - \omega_r$ 的强制差频分量、衰减转速频率分量和自然分量。

机端电压跌落程度以及定子侧投入的阻抗值对定、转子短路电流的各个分量都会产生影响。定、转子的强制分量主要与电压跌落后的机端残压有关,还与风机参数、RSC 控制策略下的转子电流参考值有关。根据磁链守恒定律,定子磁链无法突变,由此产生定子电流的暂态直流分量,其大小与定子侧的时间衰减常数及 RSC 控制参数有关,定子侧的时间衰减常数受投入阻抗值的影响;由于定、转子绕组之间磁链存在相互耦合的关系,转子电流的转速频率分量衰减速度取决于定子侧的衰减时间常数;暂态自然分量由定子磁链和转子变流器的耦合作用产生,其大小也受 RSC 控制参数和转子电流参考值的影响。GSC 短路电流主要包含稳态基频分量和暂态基频衰减分量,其大小主要与 GSC 的等效滤波电感和等效电阻、机端电压跌落程度和控制参数有关。

3 仿真验证

在 MATLAB/Simulink 中搭建双馈风机仿真模型,其接线图如图 7 所示,双馈风力发电机具体参数见附录 F。DFIG 的额定运行风速为 15 m/s,设定在 $t=1.5$ s 时,图 7 中 DFIG 系统 f 点发生三相短路故障,故障持续时间为 0.2 s。为验证故障期间 DFIG 综合 LVRT 控制策略的有效性,基于上述仿真模型,分别在电网不同故障程度(电压跌落至 0.8 p.u.和 0.5 p.u.)下与各类 LVRT 措施进行对比分析。

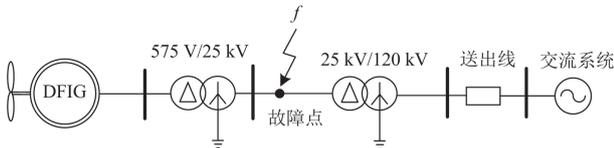
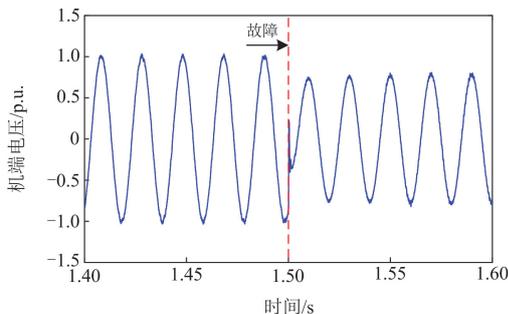


图 7 DFIG 仿真系统接线图

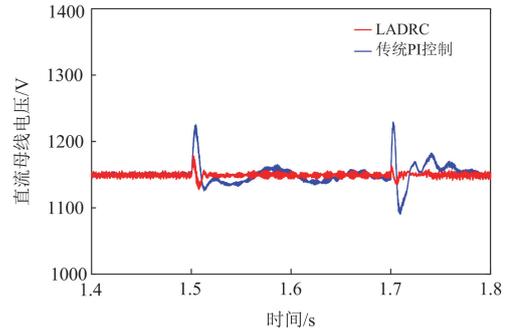
Fig. 7 Connection diagram of DFIG simulation system

3.1 电压轻度跌落下的协同 LVRT 策略有效性及短路电流正确性验证

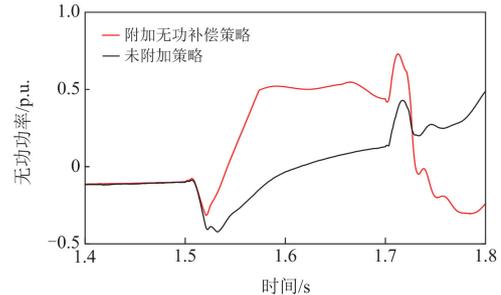
图 8 为电压轻度跌落下不同 LVRT 方案的 DFIG 短路特性分析对比。当电压跌落至 0.8 p.u. 时,机端电压相位跳变的角度 $\Delta\varphi_1 = -35^\circ$,如图 8(a)所示。



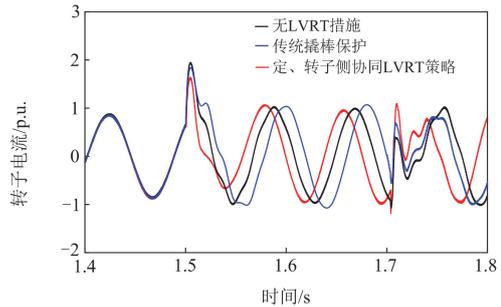
(a) 机端电压



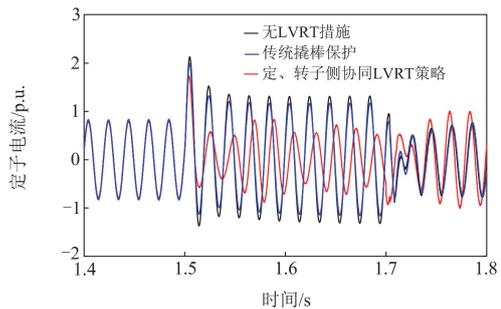
(b) 直流母线电压



(c) 无功功率



(d) 转子电流



(e) 定子电流

图 8 电压轻度跌落下不同 LVRT 方案的 DFIG 短路特性分析对比

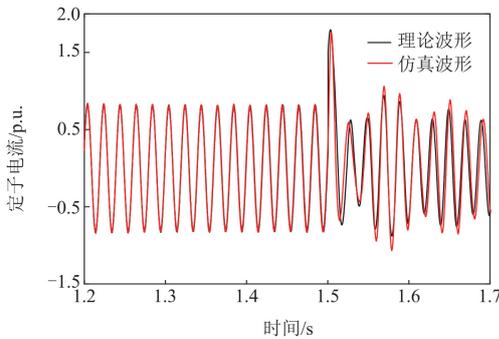
Fig. 8 Analysis and comparison of DFIG short-circuit characteristics of different LVRT schemes under slight voltage drop

根据图 8(b),对比传统 PI 控制和 LADRC 策略下的直流母线电压波形,可见采用 LADRC 策略提

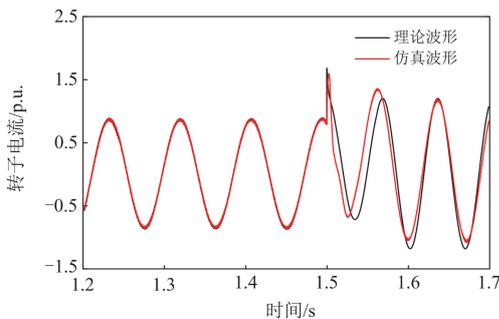
高了直流侧母线电压的抗扰能力，将直流母线电压波动峰值抑制在 1172 V 以下，并通过稳定 RSC 控制的转子励磁电流，为 RSC 附加无功补偿策略提供更好的控制条件。由图 8(c)可知，RSC 附加无功补偿策略，DFIG 在故障期间向电网馈入 0.55 p.u.的无功功率，帮助电网电压快速恢复，改善了机组运行的无功特性。

从图 8(d)和图 8(e)可知，当电压轻度跌落时，DFIG 采用定、转子侧协同 LVRT 策略，由于故障程度不算严重，定子串联小阻抗抑制转子过电流，同时 GSC 侧采用 LADRC 策略增加系统的抗扰能力，结合 RSC 附加的无功补偿控制策略，使得转子电流峰值被限制在 1.58 p.u.以下，并且减少了定子冲击电流，定子电流的峰值被限制在 1.76 p.u.以下，其抑制效果明显优于无 LVRT 措施和传统撬棒保护。

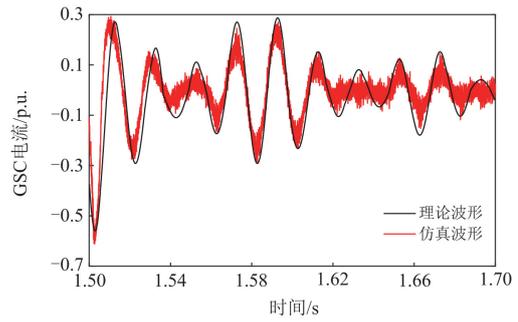
当电压轻度跌落时，DFIG 采用定、转子侧协同 LVRT 策略。图 9 所示为其中一相短路电流的理论波形与仿真波形对比结果。从图 9 可以看出，DFIG 的定、转子短路电流，GSC 短路电流以及 DFIG 馈出的短路全电流，其理论波形与仿真波形变化趋势基本相同，且故障初期理论波形与仿真波形出现峰值的时间基本一致，定子电流仿真波形和理论波形峰值均为 1.76 p.u.；转子电流仿真波形峰值为 1.58 p.u.，理论波形峰值为 1.62 p.u.；GSC 电流仿真波形峰值为 0.62 p.u.，理论波形峰值为 0.57 p.u.；DFIG 全电流由



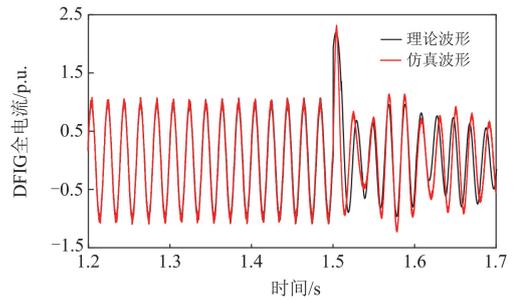
(a) 定子电流



(b) 转子电流



(c) GSC 电流



(d) DFIG 全电流

图 9 电压轻度跌落下 DFIG 短路电流对比曲线

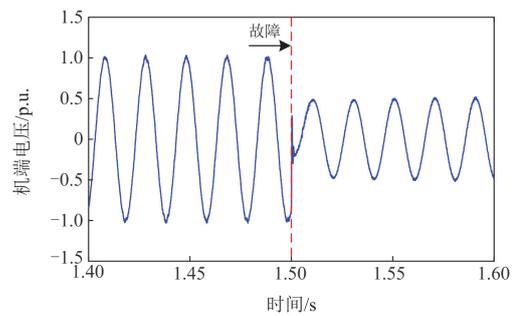
Fig. 9 Comparative curve of DFIG short-circuit current under slight voltage drop

定子电流和 GSC 电流组成，其仿真波形峰值为 2.38 p.u.，理论波形峰值为 2.34 p.u.。

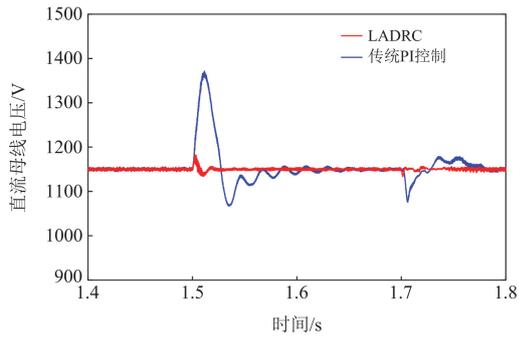
综上所述，当电压轻度跌落时，DFIG 采用的定、转子协同 LVRT 策略能够同时抑制转子过电流和直流侧母线电压升高，并向电网提供更多无功，支撑电网电压。其短路电流仿真值和理论值的总体波形变化趋势拟合程度较高，由此证明电压轻度跌落下的定、转子协同 LVRT 策略的有效性及其短路电流公式推导的正确性。

3.2 电压重度跌落下的协同 LVRT 策略有效性及短路电流正确性验证

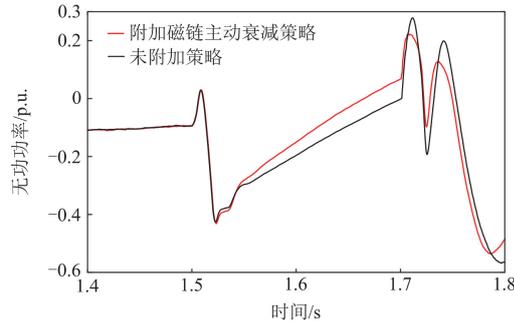
图 10 为电压重度跌落下不同 LVRT 方案的 DFIG 短路特性分析对比。当电压跌落至 0.5 p.u.时，机端电压相位跳变的角 $\Delta\varphi_2 = -59^\circ$ ，如图 10(a)所示。



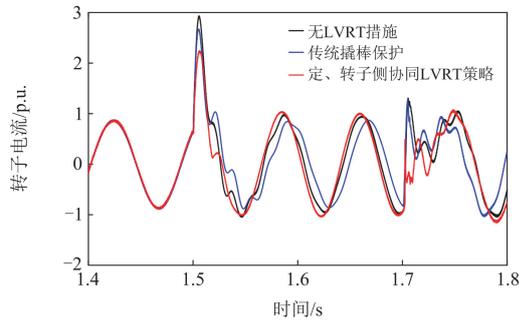
(a) 机端电压



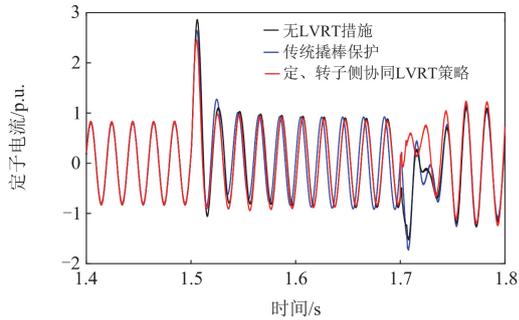
(b) 直流母线电压



(c) 无功功率



(d) 转子电流



(e) 定子电流

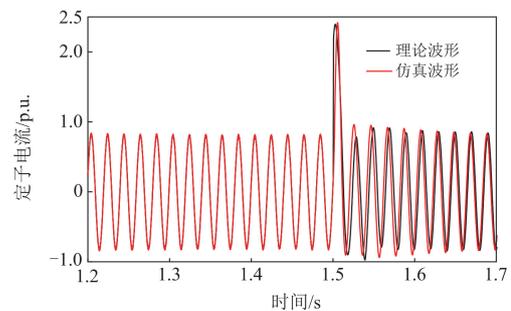
图 10 电压重度跌落下不同 LVRT 方案的 DFIG 短路特性分析对比

Fig. 10 Analysis and comparison of short-circuit characteristics of DFIG with different LVRT schemes under severe voltage drop

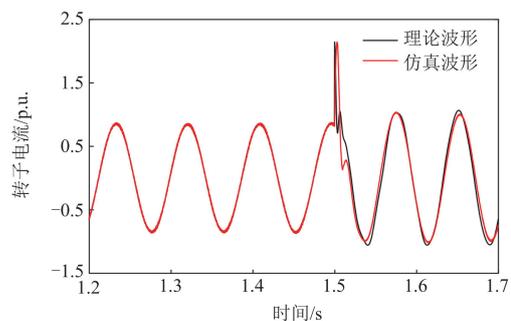
结合图 10(b)和图 10(c)可知, 采用 LADRC 策略将直流母线电压波动峰值抑制在 1180 V 以下, 通过结合 RSC 侧的磁链主动衰减控制策略, 帮助恢复 RSC 的功率控制能力, 提高机组故障运行能力。

从图 10(d)和图 10(e)可知, 当电压重度跌落时, DFIG 采用定、转子侧协同 LVRT 策略, 定子串联大阻抗以增强抑制转子过电流的能力, 同时 GSC 侧依然采用 LADRC 策略增加系统的抗扰能力, 再结合 RSC 附加的磁链主动衰减控制策略, 加速转子过电流的衰减, 使得转子电流峰值被限制在 2.2 p.u. 以下, 并且减少了定子冲击电流, 将定子电流的峰值限制在 2.45 p.u. 以下, 其抑制效果明显优于无 LVRT 措施和传统撬棒保护。

当电压重度跌落时, DFIG 采用定、转子侧协同 LVRT 策略, 图 11 所示为其中一相短路电流的理论波形与仿真波形对比结果。从图 11 可以看出, DFIG 的定、转子短路电流, GSC 短路电流以及 DFIG 馈出的短路全电流, 其理论波形与仿真波形变化趋势基本相同, 且故障初期理论波形与仿真波形出现峰值的时间仍然基本一致, 定子电流仿真波形峰值为 2.42 p.u., 理论波形峰值为 2.39 p.u.; 转子电流仿真波形和理论波形峰值均为 1.93 p.u.; GSC 电流仿真波形峰值为 0.72 p.u., 理论波形峰值为 0.7 p.u.; DFIG 全电流由定子电流和 GSC 电流组成, 其仿真波形峰值为 3.13 p.u., 理论波形峰值为 3.1 p.u.。



(a) 定子电流



(b) 转子电流

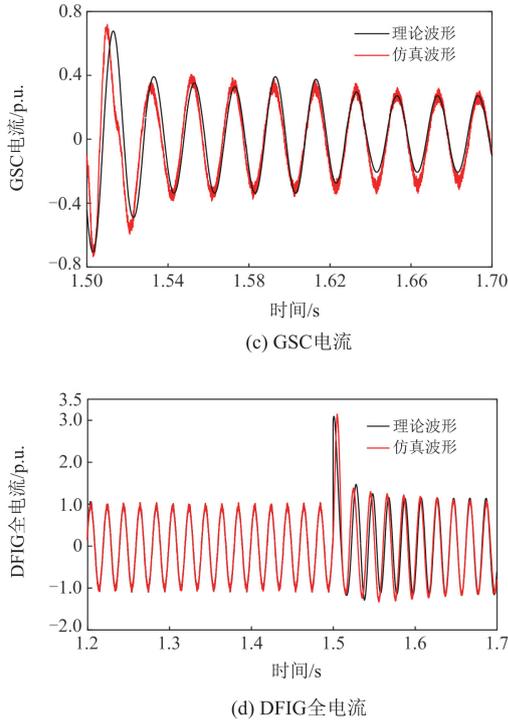


图 11 电压重度跌落下 DFIG 短路电流对比曲线

Fig. 11 Comparative curve of DFIG short-circuit current under severe voltage drop

综上所述,当电压重度跌落时,DFIG 采用的定、转子协同 LVRT 策略能够同时抑制转子过电流和直流侧母线电压升高,并充分发挥 RSC 控制功率的能力,支撑电网电压。其短路电流仿真值和理论值的总体波形变化趋势拟合程度都较高,由此证明电压重度跌落下的定、转子协同 LVRT 策略的有效性及其短路电流公式推导的正确性。

从图 9 和图 11 可以看出,定、转子电流仿真值和理论值均存在一定误差,这是因为在理论值的推导过程中,整个故障过程中风机转速不发生变化,而在仿真过程中,受风机自身运行特性及两侧变流器控制等影响,转速会发生不同程度的变化。GSC 短路电流仿真值和理论值也存在一定误差,这是因为简化了系统控制参数的整定,并且在推导 GSC 短路电流的理论值时,忽略了系统数学模型的不确定量以及 GSC 电流控制方程中的积分项。DFIG 馈出的短路全电流由定子短路电流和 GSC 短路电流组成,综合上述各方面的影响,其电流仿真值和理论值均存在一定误差。

4 结论

针对如何提高风机低电压穿越能力的问题,本文提出了含 LADRC 的定、转子侧协同 LVRT 策略,

并进一步分析了该策略下的短路电流解析式。通过仿真验证了所提策略的有效性和短路电流表达式的正确性,得到以下结论:

1) GSC 侧的电压外环采用 LADRC,能够提高低穿期间直流母线电压的抗扰能力,同时为 RSC 附加控制策略创造了良好的工作条件。

2) 若电压轻度跌落,定子串联小阻抗即可抑制转子过电流,同时 RSC 附加无功补偿控制策略,可以向电网注入更多的无功功率,帮助电网电压快速恢复。若电压重度跌落,定子需要串联大阻抗以进一步抑制转子过电流,同时 RSC 采用磁链主动衰减策略,加速转子过电流部分的衰减速度,尽可能发挥 RSC 的功率控制能力。

3) 通过解微分方程法,得到 DFIG 的短路电流解析式,其中定子电流主要包含强制分量、衰减直流分量和暂态自然分量,转子电流主要包含强制差频分量、衰减转速频率分量和暂态自然分量,GSC 电流主要包含稳态基频分量和暂态基频衰减分量。通过仿真与理论对比,验证了 DFIG 短路电流解析式的正确性。

附录 A

$$R_G(s) = \frac{(s + \omega_0)^3}{(s + \omega_0)^3 + 2\omega_c s^2 + (\omega_c^2 + 6\omega_0 \omega_c)s - \omega_0^3}$$

$$R_H(s) = \frac{(3\omega_c^2 \omega_0 + 6\omega_c \omega_0^2 + \omega_0^3)s^2}{(s + \omega_0)^3} + \frac{(3\omega_c^2 \omega_0^2 + 2\omega_c \omega_0^3)s + \omega_c^2 \omega_0^3}{(s + \omega_0)^3}$$

附录 B

短路故障时刻机端电压相位跳变特征。

图 B1 为 DFIG 接入电网的故障示意图。当线路某处发生三相短路时,由于 DFIG 接入电网的短路电流远小于系统侧的短路电流,系统故障后的机端电压 u_f 可近似为

$$u_f = \frac{Z_f}{Z_f + Z_s} u_g \quad (B1)$$

式中: Z_f 为故障阻抗, $Z_f = R_f + jX_f$; Z_s 为系统阻抗, $Z_s = R_s + jX_s$ 。

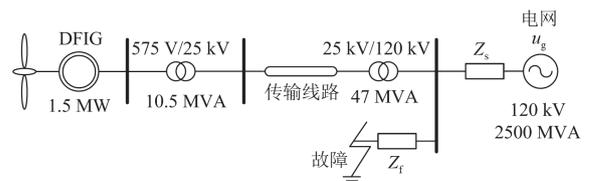


图 B1 DFIG 接入电网故障系统示意图

Fig. B1 Diagram of the faulted system integrated with DFIG

假设系统电压 $u_g = 1$ p.u., 由式(B1)可得故障时刻机端电压相位的跳变角度为

$$\Delta\varphi = \arg\left(\frac{Z_f}{Z_f + Z_s}\right) \quad (\text{B2})$$

由式(B2)可知, 当故障阻抗角与系统阻抗角不同时, 机端电压会产生相位跳变。假设故障前后系统运行工况不变, 相位跳变的幅度与故障点位置、故障阻抗大小和风机系统阻抗大小有关。

附录 C

$$\alpha_1 = \frac{-(R_r + k_p)L_{s1} + \sqrt{[(R_r + k_p)L_{s1}]^2 - 4k_1L_{s1}L_{\sigma 1}}}{2L_{\sigma 1}}$$

$$\alpha_2 = \frac{-(R_r + k_p)L_{s1} - \sqrt{[(R_r + k_p)L_{s1}]^2 - 4k_1L_{s1}L_{\sigma 1}}}{2L_{\sigma 1}}$$

$$A_{r1} = i_r^* = \sqrt{I_{RSC\text{-lim}}^2 - i_{rq}^{*2}} - j \left[\frac{3L_{s1}}{2L_m}(0.9 - U_s) + \frac{U_s}{\omega_1 L_m} \right]$$

$$B_{r1} = \frac{\beta_3(u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_1)u_{s0}e^{j\varphi_2})}{j\omega_1 [(j\omega_1 + \tau_{s1})^2 - \beta_1(j\omega_1 + \tau_{s1}) + \beta_2]}$$

$$C_{r1} = \frac{i_r^*}{\alpha_2 - \alpha_1}$$

$$A_{s1} = \frac{1}{L_{s1}} \left(\frac{(1 - k_1)u_s e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} - L_m i_r^* \right)$$

$$B_{s1} = \frac{-\beta_3 L_m [u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_1)u_{s0}e^{j\varphi_2}]}{j\omega_1 L_{s1} [(j\omega_1 + \tau_{s1})^2 - \beta_1(j\omega_1 + \tau_{s1}) + \beta_2]} + \frac{[u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_1)u_{s0}e^{j\varphi_2}]}{j\omega_1 L_{s1}}$$

$$C_{s1} = \frac{L_m}{L_{s1}} \frac{i_r^*}{\alpha_1 - \alpha_2}$$

附录 D

$$R_H = e^{-\omega_0 t} (3\omega_c^2 \omega_0 + 6\omega_c \omega_0^2 + \omega_0^3) - e^{-\omega_0 t} t (3\omega_c^2 \omega_0^2 + 12\omega_c \omega_0^3 - 2\omega_c \omega_0^2 + 2\omega_0^4) + e^{-\omega_0 t} t^2 (\omega_c^2 \omega_0^3 + 6\omega_c \omega_0^4 - 2\omega_c \omega_0^3 + \omega_0^5) / 2$$

$$R_G = \frac{\omega_0^3}{\omega_c^2 + 6\omega_0 \omega_c + 3\omega_0^2} - \left\{ e^{-(\omega_c + \frac{3}{2}\omega_0)t} \left[\cos\left(\frac{\sqrt{12\omega_0 \omega_c + 3\omega_0^2}}{2}\right) + (\sqrt{3} \sinh\left(\frac{\sqrt{3(-\omega_0^2 - 4\omega_0 \omega_c)}}{2}\right))(-2\omega_c^4 - 6\omega_0 \omega_c^3 + 30\omega_0^2 \omega_c^2 + 20\omega_0^3 \omega_c + 3\omega_0^4) \right] / \left[\sqrt{-\omega_0(4\omega_c + \omega_0)}(6\omega_c^3 + 36\omega_0 \omega_c^2 + 18\omega_0^2 \omega_c + 3\omega_0^3) \right] \right\} / (\omega_c^2 + 6\omega_0 \omega_c + 3\omega_0^2)$$

$$u_{dc}' = \omega_c^2 u_{dc}^* e^{-\omega_c t} + \{ e^{-\omega_0 t} t (\omega_c^3 + 3\omega_c^2 \omega_0 + 6\omega_c \omega_0^2 + 2\omega_0^3) / (\omega_c - \omega_0)^3 + 3\omega_0 (e^{-\omega_c t} - e^{-\omega_0 t}) (3\omega_c^2 + 2\omega_c \omega_0 + \omega_0^2) / (\omega_c - \omega_0)^4 - \omega_0 e^{-\omega_0 t} t^2 (\omega_c^2 + 4\omega_c \omega_0 + \omega_0^2) / [2(\omega_c - \omega_0)^2] + 3\omega_0 \omega_c (\omega_0 + \omega_c) e^{-\omega_c t} t / (\omega_c - \omega_0)^3 \} f$$

附录 E

$$\alpha_1' = \frac{-(R_r + k_p)L_{s2} + \sqrt{[(R_r + k_p)L_{s2}]^2 - 4k_1L_{s2}L_{\sigma 2}}}{2L_{\sigma 2}}$$

$$\alpha_2' = \frac{-(R_r + k_p)L_{s2} - \sqrt{[(R_r + k_p)L_{s2}]^2 - 4k_1L_{s2}L_{\sigma 2}}}{2L_{\sigma 2}}$$

$$A_{r2} = i_m^* = -\frac{L_2}{L_s L_m} \frac{(1 - k_2)u_{s0}e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} e^{-(j\omega_1 + 1/\tau_{s2})(t - t_1)}$$

$$B_{r2} = \frac{\beta_3' [u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_2)u_{s0}e^{j\varphi_2}]}{j\omega_1 [(j\omega_1 + \tau_{s2})^2 - \beta_1'(j\omega_1 + \tau_{s2}) + \beta_2']}$$

$$C_{r2} = \frac{i_m^*}{\alpha_2' - \alpha_1'}$$

$$A_{s2} = \frac{1}{L_{s2}} \left(\frac{(1 - k_2)u_{s0}e^{j\varphi_2}}{j\omega_1} - L_m i_m^* \right)$$

$$B_{s2} = \frac{-\beta_3' L_m (u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_2)u_{s0}e^{j\varphi_2})}{j\omega_1 L_{s2} [(j\omega_1 + \tau_{s2})^2 - \beta_1'(j\omega_1 + \tau_{s2}) + \beta_2']} + \frac{(u_{s0}e^{j\varphi_1} - (1 - k_2)u_{s0}e^{j\varphi_2})}{j\omega_1 L_{s2}}$$

$$C_{s2} = \frac{L_m}{L_{s2}} \left(\frac{i_m^*}{\alpha_1' - \alpha_2'} \right)$$

附录 F

表 F1 双馈风力发电机具体仿真参数

Table F1 Specific simulation parameters of DFIG

参数	数值	参数	数值
功率因数	0.9	转差率 s	-0.2
额定功率/MW	1.5	额定电压/V	575
转子电阻 R_r /p.u.	0.016	投入大电阻 R_2 /p.u.	0.045
定子电阻 R_s /p.u.	0.023	投入大电感 L_2 /p.u.	0.18
定子漏感 $L_{\sigma s}$ /p.u.	0.18	观测器带宽 ω_b /(rad/s)	9800
转子漏感 $L_{\sigma r}$ /p.u.	0.16	控制器带宽 ω_c /(rad/s)	1600
定转子互感 L_m /p.u.	2.9	直流母线电压	1150
投入小电阻 R_1 /p.u.	0.025	参考值 u_{dc}^* /V	
投入小电感 L_1 /p.u.	0.125	直流母线电容 C /mF	10
		网侧滤波电感 L /mH	0.3

参考文献

- [1] 刘军, 安柏任, 张维博, 等. 大型风力发电机组健康状态评价综述[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(1): 176-187.
LIU Jun, AN Bairen, ZHANG Weibo, et al. Review of health status evaluation of large wind turbines[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(1): 176-187.
- [2] 谈竹奎, 文贤馥, 杨涛, 等. 面向新型电力系统的双馈风力发电机并网控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(3): 181-187.
TAN Zhukui, WEN Xiankui, YANG Tao, et al. A grid-connected control strategy for doubly-fed wind turbines for new power systems[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(3): 181-187.
- [3] 杜婉琳, 梅桂华, 马明, 等. 考虑谐波谐振和电压稳定的海上风电场无功优化配置方法[J]. 全球能源互联网, 2023, 6(6): 599-607.
DU Wanlin, MEI Guihua, MA Ming, et al. Reactive power configuration method of offshore wind farm considering over voltage and harmonic resonance[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(6): 599-607.
- [4] 焦浩然, 金萧, 许国东, 等. 暂态谐波电网下双馈风力发电机建模与控制技术[J]. 电力系统自动化, 2024, 48(3): 82-92.
JIAO Haoran, JIN Xiao, XU Guodong, et al. Modeling and control technology of doubly-fed induction generator based wind turbine in power grid with transient harmonic[J]. Automation of Electric Power Systems, 2024, 48(3): 82-92.
- [5] 李斌, 张新雨, 何佳伟, 等. 计及保护动作时间协调配合的双馈风电场故障穿越策略[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(24): 1-10.
LI Bin, ZHANG Xinyu, HE Jiawei, et al. Fault ride-through strategy for doubly-fed wind farms considering coordination of protection operation time[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(24): 1-10.
- [6] 欧阳金鑫, 熊小伏, 张涵轶. 电网短路时并网双馈风电机组的特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(22): 17-25.
OUYANG Jinxin, XIONG Xiaofu, ZHANG Hanyi. Characteristics of DFIG-based wind generation under grid short circuit[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(22): 17-25.
- [7] 孔祥平, 张哲, 尹项根, 等. 计及励磁调节特性影响的双馈风力发电机组故障电流特性[J]. 电工技术学报, 2014, 29(4): 256-265.
KONG Xiangping, ZHANG Zhe, YIN Xianggen, et al. Fault current characteristics of DFIG considering excitation and regulation characteristics[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(4): 256-265.
- [8] 马静, 蓝新斌, 丁秀香, 等. 考虑网侧控制与机端相位跳变的双馈风电机组对称故障暂态特性研究[J]. 电网技术, 2014, 38(7): 1891-1897.
MA Jing, LAN Xinbin, DING Xiuxiang, et al. Transient characteristics of symmetrical short circuit fault in double fed induction generators considering grid-side converter control and phase-angle jump of DFIG's terminal voltage[J]. Power System Technology, 2014, 38(7): 1891-1897.
- [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.
- [10] 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 Energetica Solaris Sinica, 2024, 45(5): 86-94.
- [11] 范小红, 孙士云, 孙德娟, 等. 双馈风机三相短路电流特性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(18): 38-48.
FAN Xiaohong, SUN Shiyun, SUN Dejuan, et al. Analysis of three-phase short-circuit current characteristics of doubly fed induction generator[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(18): 38-48.
- [12] 郑子萱, 宋东徽, 杜凯健, 等. 直流换相失败下计及撬棒保护的双馈风机暂态特性解析与撬棒参数修正[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(6): 2222-2234.
ZHENG Zixuan, SONG Donghui, DU Kaijian, et al. Analysis of transient characteristics and correction of crowbar resistance of doubly fed induction generator with crowbar protection under HVDC commutation failure[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(6): 2222-2234.
- [13] 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): 603-614.
WU Zhipeng, CAO Mingkai, LI Yin hong. An equivalent modeling method of DFIG-based wind farm considering improved identification of crowbar status[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(2): 603-614.
- [14] 张琛, 李征, 蔡旭, 等. 采用定子串联阻抗的双馈风电机组低电压主动穿越技术研究[J]. 中国电机工程学报,

- 2015, 35(12): 2943-2951.
ZHANG Chen, LI Zheng, CAI Xu, et al. An active low voltage ride through strategy of DFIG-based wind turbine using stator series impedance[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(12): 2943-2951.
- [15] 梁财豪, 朱永强, 张远欣, 等. 双馈风机定子侧串阻抗的阻值优化[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(11): 137-147.
LIANG Caihao, ZHU Yongqiang, ZHANG Yuanxin, et al. Optimization of the string impedance on the stator side of the DFIG[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(11): 137-147.
- [16] 周士琼, 王倩, 吕潇, 等. 定子 Crowbar 电路模式切换的双馈风力发电机组低电压穿越控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(4): 33-39.
ZHOU Shiqiong, WANG Qian, LÜ Xiao, et al. Control strategy of low voltage ride-through for double-fed wind generator with the stator Crowbar circuit mode switch[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(4): 33-39.
- [17] 郭岳霖, 买买提热依木·阿布力孜, 刘谨言, 等. 定子侧变阻值 Crowbar 的 DFIG 高电压穿越技术[J]. 智慧电力, 2022, 50(11): 90-96.
GUO Yuelin, MAIMAITIREYIMU Abulizi, LIU Jinyan, et al. DFIG high voltage ride through technology of stator side variable resistance crowbar[J]. Smart Power, 2022, 50(11): 90-96.
- [18] 姜惠兰, 李天鹏, 吴玉璋. 双馈风力发电机的综合低电压穿越策略[J]. 高电压技术, 2017, 43(6): 2062-2068.
JIANG Huilan, LI Tianpeng, WU Yuzhang. Integrated strategy for low voltage ride through of doubly-fed induction generator[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(6): 2062-2068.
- [19] 姜惠兰, 贾燕琪, 周陶, 等. 基于定子串联动态电抗的综合低电压穿越策略[J]. 电网技术, 2018, 42(11): 3760-3769.
JIANG Huilan, JIA Yanqi, ZHOU Tao, et al. Comprehensive LVRT strategy based on dynamic stator series reactance[J]. Power System Technology, 2018, 42(11): 3760-3769.
- [20] 张梦阳, 刘毅力, 朱晓龙, 等. 基于自抗扰技术的直驱风机高电压穿越控制策略[J]. 分布式能源, 2023, 8(5): 1-9.
ZHANG Mengyang, LIU Yili, ZHU Xiaolong, et al. High voltage ride through control strategy of PMSGs based on active disturbance rejection control technology[J]. Distributed Energy, 2023, 8(5): 1-9.
- [21] 王晗, 王富文, 周党生, 等. 电网故障下永磁直驱风电机组并网电流的自抗扰控制[J]. 上海交通大学学报, 2024, 58(12): 1968-1976.
WANG Han, WANG Fuwen, ZHOU Dangsheng, et al. Active disturbance rejection control strategy for current of direct drive wind turbine under power grid fault[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2024, 58(12): 1968-1976.
- [22] 樊志宇, 田桂珍, 刘广忱, 等. 基于自抗扰控制的直驱风电系统高电压穿越控制策略[J]. 高电压技术, 2024, 50(12): 5606-5620.
FAN Zhiyu, TIAN Guizhen, LIU Guangchen, et al. High voltage ride through control strategy for direct drive wind power systems based on self disturbance rejection control[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(12): 5606-5620.
- [23] 梅昌, 马家庆, 王霄, 等. 双馈风机网侧自抗扰 PD 控制器性能研究[J]. 电网与清洁能源, 2021, 37(3): 99-105.
MEI Chang, MA Jiaqing, WANG Xiao, et al. Research on performance of the active-disturbance-rejection pd controller at the grid-side for doubly-fed induction generators[J]. Power System and Clean Energy, 2021, 37(3): 99-105.
- [24] 王增平, 李菁, 郑涛, 等. 考虑变流器限流与 GSC 电流的双馈风力发电机暂态全电流计算与分析[J]. 电工技术学报, 2018, 33(17): 4123-4135.
WANG Zengping, LI Jing, ZHENG Tao, et al. Calculation and analysis of transient short circuit current of doubly-fed induction generator considering convertor current limitation and GSC current[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(17): 4123-4135.
- [25] 中国电力企业联合会. 风电场接入电力系统技术规定 第 1 部分: 陆上风电: GB/T19963.1—2021[S].
- [26] XIAN Long, WU Lizhen, ZHANG Xiaoyang, et al. Improving fault ride-through capability for doubly-fed induction generator based on improved system structure and corresponding control scheme[J]. IET Energy Systems Integration, 2023, 6(1): 73-85.
- [27] LIU Xubin, ZHANG Zijian, LIU Yonglu, et al. Fault current unified calculation method for whole process fault ride-through of DFIG-based wind farms[J]. IEEE Transactions on Smart Grid, 2024, 15(1): 485-503.

收稿日期: 2024-09-26; 修回日期: 2024-12-10

作者简介:

张丕豪(1999—), 男, 硕士研究生, 研究方向为风力发电及其故障特性分析; E-mail: 1547318666@qq.com

孙士云(1981—), 女, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统保护与控制。E-mail: 422416503@qq.com

(编辑 魏小丽)