

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231558

双馈风机定子侧串阻抗的阻值优化

梁财豪¹, 朱永强¹, 张远欣¹, 殷康¹, 夏瑞华¹, 关逸飞², 王士柏²

(1. 华北电力大学电气与电子工程学院, 北京 102206; 2. 国网山东省电力公司, 山东 济南 250002)

摘要: 当电网受到大扰动导致电压骤降时, 双馈风机需配合硬件改造措施以实现机组的低电压穿越。针对双馈风机采用定子侧串联阻抗的低电压穿越策略中存在的阻值整定问题, 首先推导了双馈风机的转子暂态电流和开路电动势表达式, 再以故障期间换流器的运行限制分析其有功无功耦合特性, 最后结合上述分析提出了一种基于无功最优定子侧串阻抗的阻值优化方法。通过转子暂态电流约束和转子开路电动势约束确定阻抗选取范围, 以暂态期间最大无功出力为目标, 优选串联的阻抗值。仿真结果表明, 所提方法优选出的阻抗值不仅能够有效抑制双馈风机所受到的暂态冲击, 还能保证机组在故障期间提供无功功率, 为电网电压提供支撑, 提升机组故障运行能力。

关键词: 双馈风力发电机; 低电压穿越; 有功无功耦合特性分析; 定子侧串联阻抗; 阻值优化

Optimization of the string impedance on the stator side of the DFIG

LIANG Caihao¹, ZHU Yongqiang¹, ZHANG Yuanxin¹, YIN Kang¹, XIA Ruihua¹, GUAN Yifei², WANG Shibai²

(1. School of Electrical and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;
2. State Grid Shandong Electric Power Company, Jinan 250002, China)

Abstract: When there is a large disturbance in the power grid and the voltage drops, the doubly-fed wind induction generator (DFIG) needs to cooperate with hardware modification measures to achieve low voltage ride-through (LVRT). To solve the problem of resistance value setting in the LVRT strategy of a DFIG using stator side series impedance, this paper first derives the expression of rotor transient current and open-circuit electromotive force of a doubly-fed fan, then analyzes the active and reactive power coupling characteristics of the inverter with the operating limit of the inverter during the fault period. Finally, combined with the analysis above, it proposes a resistance optimization method based on the optimal reactive power stator side string impedance. The impedance selection range is determined by the transient current constraint and the open-circuit electromotive force constraint of the rotor, and the impedance value of series connection is optimized with the maximum reactive power output during the transient period as the goal. The simulation results show that the impedance value optimized by the proposed method can not only effectively suppress the transient shock to the DFIG, but also ensures that the unit can provide reactive power during the fault period, support the grid voltage, and improve fault operation ability.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China "Active and Fast Supporting Technology of Transient Frequency Voltage for PV Station and Wind Farm" (No. 2021YFB2400500).

Key words: DFIG; LVRT; analysis of active and reactive power coupling characteristics; stator side series impedance; resistance value optimization

0 引言

根据国家电力监管委员会的统计, 近年来造成风电大规模脱网的主要原因之一是前期装机并网运

行的风电机组低电压穿越能力不足, 且故障期间未能有效地提供动态无功支撑。而双馈风机作为主流机型之一, 其大规模并网后所带来的电压安全稳定问题也亟待解决^[1-2]。

为满足风力发电机的并网要求, 国内外专家对风机并网系统低电压穿越期间的机组暂态特性进行了大量研究。文献[3]指出双馈风力发电系统在出现

基金项目: 国家重点研发计划项目资助“光伏、风电场站暂态频率电压主动快速支撑技术”(2021YFB2400500)

并网点电压骤降时，系统在暂态过程中可能出现的问题主要有转子绕组过流、直流链路电容过电压和电磁振荡等。文献[4]针对直流送端交流故障引起送端风电场并网点处过电压的机理和影响因素进行研究。文献[5]提出了一种超级电容储能和卸荷电路协调控制的低电压穿越策略。文献[6-7]分析了撬棒电阻对短路电流特性的影响。此外，文献[8]考虑到撬棒保护的投入时间存在短暂的延时，求解计及不同撬棒保护投入时刻的解析模型。文献[9]将故障后的机组暂态过程处理为不同状态的叠加，得出故障后的转子暂态电流。文献[10]通过对网侧换流器(grid side converter, GSC)和转子侧换流器(rotor side converter, RSC)控制策略的分析与建模，得到了机组由定子电流与 GSC 两部分组成的暂态全电流表达式。

现有的双馈风机低电压穿越技术最常见的是对机组变流器控制进行改进^[11]，而当电网电压大幅跌落，电压变化程度超过换流器可控范围时，通常采用转子侧并联撬棒的方法保护变流器、保证机组不脱网，同时配合改进的控制策略改善机组在暂态期间的表现^[12-13]。但是，双馈风力发电机组在撬棒电路投入时以感应电动机的模式运行，转子绕组从电网中吸收大量的无功功率，将使并网点的电压进一步下降，无法在暂态期间为电网提供主动支撑，不利于新能源场站暂态期间主动支撑电压的稳定^[14]。为此，必须及时地将撬棒电路退出运行。为了解决投入撬棒电路时出现的问题，许多学者给出了相应的解决方案。例如：为了保障不同故障情况下撬棒电路能够取得更好的低电压穿越效果，文献[15-17]从改变撬棒电路阻值出发，设计可以调节撬棒阻值的动态电路，在起到较好效果的同时需要设置配套的投切电路，提高相应的成本投入。文献[18]通过RBF神经网络实时计算撬棒电路切除后的最大转子电流，当判断最大转子电流不会超过撬棒投入阈值后再切除撬棒电路，由此得到撬棒保护电路的最佳切除时间、避免撬棒电路反复投切和风电场弱无功支撑的现象。文献[19]在直流换相失败故障下对撬棒阻抗进行修正，但是仍然无法避免投入撬棒导致机组无法在暂态期间主动提供无功支撑。

文献[20-21]提出了在双馈风机定子侧串联阻抗的方法，该方法能够有效抑制转子的暂态过电流和直流电容的过电压。串联电阻等效增大了转子电阻，对抑制转子过电流有利，串联电感等效增大了定子漏感，减小了定子磁链在转子感应的瞬态电动势，但是在定子侧串联的阻抗值整定过程中只考虑了对转子开路电压的限制，得出的阻抗值较为保守^[20]。

文献[22]在定子串联动态阻抗电路设计了大小电抗进行动态切换，大电抗用于抑制转子的过电流，小电抗则是在故障抑制结束后减少定子的无功损耗。但在进行阻抗值整定计算时，定子暂态磁链的计算忽略了转子电流的影响。此外，电抗的动态切换可能会增加磁链的过渡过程。

定子侧串联阻抗的数值并非越大越好，串联阻抗过大会削弱换流器转子电流的输出能力^[20]，导致低电压穿越期间机组输出功率不可控，并且串联电感过大会延长暂态磁链的衰减时间^[22]，使得动态无功电流响应时间不满足风电机组低电压穿越要求；若串联阻抗值过小则无法有效抑制转子的暂态冲击电流和直流电容的过电压，导致风机低电压穿越能力不足，因此需对串联的阻抗值进行优化。

综上所述，针对双馈机组定子侧串联阻抗值的整定问题，本文先推导了双馈机组的暂态特性，在考虑双馈机组变流器故障期间各项运行约束的基础上，分析机组暂态期间的有功无功耦合特性，提出了一种基于无功最优定子侧串阻抗的阻值优化方法，仿真结果证明了所提方法优选出的阻抗值不仅能有效地抑制转子的暂态冲击电流和直流电容过电压，还能保证机组在故障期间最大程度地提供无功功率，为电网提供支撑。

1 DFIG 的暂态特性分析与计算

1.1 定子侧串联阻抗值的作用机理分析

基于定子侧串阻抗的一种低电压穿越技术的电路模型如图 1 所示。

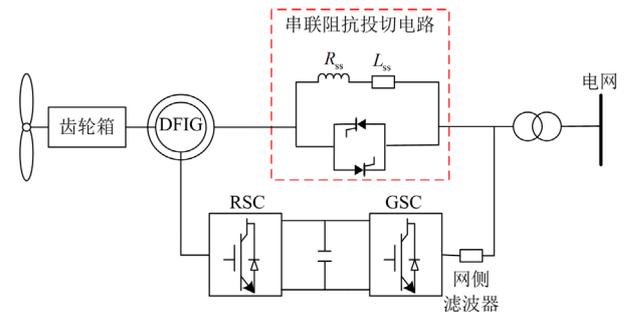


图 1 定子侧串阻抗风机系统拓扑图

Fig. 1 Topology diagram of the stator-side string impedance DFIG system

串联阻抗投切电路由阻抗串联支路和快速电力电子开关支路并联构成。当发生故障时，电力电子开关关断，串联阻抗支路投入运行。合理地设置阻抗值可以有效抑制转子换流器的过电压和过电流，进而抑制直流电容上的过电压，并且加速暂态磁链的衰减，抑制磁链振荡。

当并网点电压发生对称跌落故障时, 假设电压跌落在瞬间完成, 并且不发生相角跳变, 定子侧串联阻抗支路在瞬间投入, 故障期间的电压方程和磁链方程分别为

$$\begin{cases} u_r^{dq} = R_r i_r^{dq} + p\psi_r^{dq} + j\omega_{\text{slip}}\psi_r^{dq} \\ u_s^{dq} = (R_s + R_{ss})i_s^{dq} + p\psi_s^{dq} + j\omega_s\psi_s^{dq} \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \psi_s^{dq} = (L_s + L_{ss})i_s^{dq} + L_M i_r^{dq} \\ \psi_r^{dq} = L_r i_r^{dq} + L_M i_s^{dq} \end{cases} \quad (2)$$

式中: u_r^{dq} 、 i_r^{dq} 、 ψ_r^{dq} 分别表示转子绕组电压、电流以及磁链在 dq 同步旋转坐标系下的空间矢量; u_s^{dq} 、 i_s^{dq} 、 ψ_s^{dq} 分别表示定子绕组电压、电流以及磁链在 dq 同步旋转坐标系下的空间矢量; R_r 、 R_s 分别表示转子绕组和定子绕组的等效电阻; L_s 、 L_r 分别表示定子绕组和转子绕组的等效自感; L_M 表示定子绕组和转子绕组之间的等效互感; R_{ss} 、 L_{ss} 分别表示定子侧投入的电阻和电感; ω_s 、 ω_{slip} 分别表示定子绕组电流电压的角频率和转子绕组电流电压的角频率。

1.2 故障期间的暂态过程理论分析

换流器的控制调节作用需要一定的反应时间, 并且定子侧在检测到电压跌落再到投入阻抗值也具有一定的延时^[23], 一般为 1~2 ms, 将故障期间分为两个阶段: 1) 故障第一阶段, 其持续时间极短, 定子侧串联的阻抗并未投入到电路中, 设置该阶段持续时间为 1.5 ms; 2) 故障第二阶段, 串联阻抗投入到电路中。

1.2.1 故障第一阶段

并网点发生电压跌落故障之后, 持续时间极短, 认为转子绕组电压为故障前 RSC 的输出电压, 根据式(1)和式(2)构建以磁链为变量的复数微分方程组, 如式(3)所示。

$$\begin{cases} \frac{d\psi_s^{dq}}{dt} = a_1\psi_s^{dq} + b_1\psi_r^{dq} + u_s^{dq} \Big|_{0+} \\ \frac{d\psi_r^{dq}}{dt} = a_2\psi_s^{dq} + b_2\psi_r^{dq} + u_r^{dq} \Big|_{0+} \end{cases} \quad (3)$$

式中: $u_s^{dq} \Big|_{0+}$ 、 $u_r^{dq} \Big|_{0+}$ 分别为故障后的定子绕组端电压和 RSC 输出的电压值; a_1 、 b_1 、 a_2 、 b_2 为式中变量的系数, 详见附录 A。

式(3)可通过叠加定理进行求解。在求得故障第一阶段的磁链解析式之后, 根据磁链方程(2)求得转子绕组的暂态电流, 如式(4)所示。

$$i_r^{dq} = \frac{L_M\psi_s^{dq} - L_s\psi_r^{dq}}{L_M^2 - L_sL_r} \quad (4)$$

故障后由于磁链的变化, 会在转子绕组中产生暂态感应电动势, 转子暂态感应电动势与转子电流和定子磁链相关, 将其与定子磁链相关的项定义为转子开路电动势 E_r^{dq} , 即

$$E_r^{dq} = \frac{L_M}{L_s} \left(\frac{d\psi_s^{dq}}{dt} + j\omega_{\text{slip}}\psi_s^{dq} \right) \quad (5)$$

1.2.2 故障第二阶段

故障后很快会进入第二阶段。仍然以磁链为变量的微分方程组来反应系统的动态过程, 即

$$\begin{cases} \frac{d\psi_s^{dq}}{dt} = \left(\frac{R_sL_r}{L_M^2 - L_sL_r} - j\omega_s \right) \psi_s^{dq} - \frac{R_sL_M}{L_M^2 - L_sL_r} \psi_r^{dq} + u_s^{dq} \Big|_{(t>t_1)} \\ \frac{d\psi_r^{dq}}{dt} = -\frac{R_rL_M}{L_M^2 - L_sL_r} \psi_s^{dq} + \left(\frac{R_rL_s}{L_M^2 - L_sL_r} - j\omega_{\text{slip}} \right) \psi_r^{dq} + u_r^{dq} \Big|_{(t>t_1)} \end{cases} \quad (6)$$

式中: R_s 、 L_s 分别为定子侧在串联阻抗投入之后的总电阻和总电感; $u_s^{dq} \Big|_{(t>t_1)}$ 、 $u_r^{dq} \Big|_{(t>t_1)}$ 分别为故障第二阶段定子绕组和转子绕组的端电压。

求解式(6)得到故障第二阶段的转子暂态电流和转子开路电动势, 即

$$\begin{aligned} E_r^{dq}(t) &= \frac{L_M}{L_s} [(a_1 + j\omega_{\text{slip}})\psi_{s1}^{dq}(t) + b_1\psi_{r1}^{dq}(t) + u_s^{dq}(t)] + \\ &\frac{L_M}{L_s} [(a_1 + j\omega_{\text{slip}})\psi_{s0}^{dq}(t) + b_1\psi_{r0}^{dq}(t)], t > t_1 \end{aligned} \quad (7)$$

$$i_r^{dq}(t) = \frac{L_M\psi_{s1}^{dq}(t) - L_s\psi_{r1}^{dq}(t)}{L_M^2 - L_sL_r} + \frac{L_M\psi_{s0}^{dq}(t) - L_s\psi_{r0}^{dq}(t)}{L_M^2 - L_sL_r}, t > t_1 \quad (8)$$

式中: ψ_{s1}^{dq} 、 ψ_{r1}^{dq} 分别为故障第二阶段定转子磁链的自由分量; $\psi_{s0}^{dq}(t)$ 、 $\psi_{r0}^{dq}(t)$ 分别为故障第二阶段定转子磁链的强制分量, 由定子电压和转子绕组电压共同作用。

详细的理论验证见附录 A。

2 DFIG 故障期间输出功率的耦合特性分析

如图 2 所示, 双馈风力发电机组注入电网的功率等于定子绕组的输出功率和 GSC 注入电网的功率之和。图中: P_s 、 Q_s 分别表示定子侧输出的有功和无功; P_r 、 Q_r 分别表示转子绕组吸收的有功和无功; P_g 、 Q_g 分别表示 GSC 注入到电网的有功和无功。

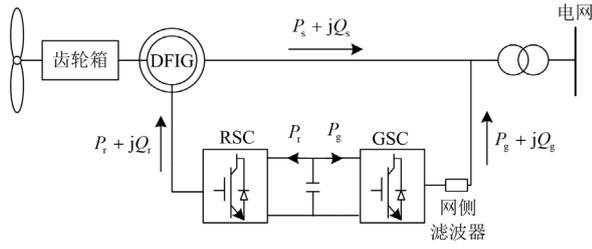


图 2 双馈风力发电机组的功率流向图

Fig. 2 Power flow diagram of DFIG

2.1 定子绕组的出力

RSC采用基于电网电压 d 轴定向的矢量控制方法，定子侧的有功和无功为

$$\begin{cases} P_s = -\frac{3}{2}u_s^d i_s^d \\ Q_s = \frac{3}{2}u_s^d i_s^q \end{cases} \quad (9)$$

式中： u_s^d 表示定子电压的 d 轴分量； i_s^d 、 i_s^q 分别表示定子电流在 dq 轴上的分量。

当双馈风力发电机组并网点电压发生三相不对称跌落时，整个系统会经历一个暂态过程，然后过渡到故障期间稳态。此时根据式(1)可得

$$\begin{cases} u_s^d = R_s i_s^d - \omega_s \psi_s^q \\ 0 = R_s i_s^q + \omega_s \psi_s^d \end{cases} \quad (10)$$

联立式(2)、式(9)和式(10)，求解得到以转子电流和定子电压表示的定子绕组出力，即

$$\begin{cases} P_s = \frac{-3u_s^d}{2(R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} (-\omega_s^2 L_s L_M i_r^d + \omega_s R_s L_M i_r^q + R_s u_s^d) \\ Q_s = \frac{3u_s^d}{2(R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} (-\omega_s^2 L_s L_M i_r^q - \omega_s R_s L_M i_r^d - \omega_s L_s u_s^d) \end{cases} \quad (11)$$

当故障后系统达到故障期间的稳态时，转子绕组的电流主要受到 RSC 容量和最大运行电流的限制^[24]。此外，转子绕组的端电压还受到 RSC 最大输出电压的限制。

1) RSC 最大运行电流限制

$$\begin{cases} |i_r^q| \leq i_{r,\max} \\ |i_r^d| \leq \sqrt{i_{r,\max}^2 - |i_r^q|^2} \end{cases} \quad (12)$$

式中， $i_{r,\max}$ 为转子侧换流器输出电流的最大值。

2) RSC 最大输出电压限制

$$\begin{cases} |u_r^q| \leq u_{r,\max} \\ |u_r^d| \leq \sqrt{u_{r,\max}^2 - |u_r^q|^2} \end{cases} \quad (13)$$

式中， $u_{r,\max}$ 为转子侧换流器输出电压的最大值。

3) RSC 容量限制

$$P_r^2 + Q_r^2 \leq S_{rN}^2 \quad (14)$$

式中， S_{rN} 为 RSC 的额定容量。

2.2 GSC 出力

GSC 一般采用电网电压 d 轴定向的矢量控制策略，其有功和无功为

$$\begin{cases} P_g = \frac{3}{2}e_g^d i_g^d \\ Q_g = -\frac{3}{2}e_g^d i_g^q \end{cases} \quad (15)$$

式中： e_g^d 表示电网电压空间矢量的 d 轴分量； i_g^d 、 i_g^q 分别表示 GSC 输出电流空间矢量的 dq 轴分量。

同样地，GSC 出力水平同样受到其最大输出电压、最大运行电流和容量的限制。根据上文推导，可以得到双馈风力发电机组在过渡到故障期间稳态时机组的有功、无功耦合特性，详细结果见附录 A。

3 基于无功最优的阻值优化方法

3.1 定子侧串联阻抗值可行域

以转子暂态电流约束和转子开路电动势约束为边界条件，通过建立串联阻抗值与边界条件的数学关系确定可行范围。

3.1.1 转子暂态电流和开路电动势空间矢量

故障第一阶段转子绕组全电流解析式以及暂态感应电动势表达式见附录 A。由上述分析可知，转子绕组的过电压和过电流现象均出现在故障第二阶段。通过理论模型计算当系统发生故障导致机端电压跌落至 0.2 p.u.后，定子侧投入不同阻抗时转子暂态电流空间矢量模值的最大值与转子开路电动势空间矢量模值的最大值，结果分别如图 3、图 4 所示。

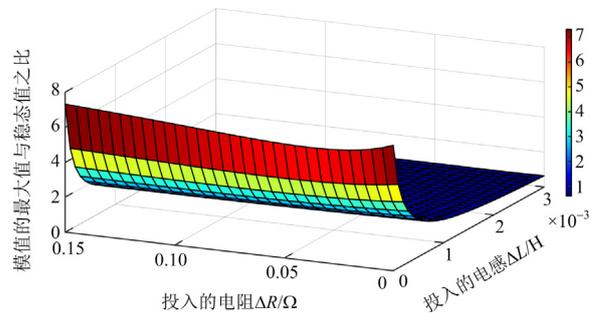


图 3 投入不同阻抗值时转子暂态电流空间矢量模值的最大值

Fig. 3 The maximum of the spatial vector modulus of the rotor transient current when different impedance values are applied

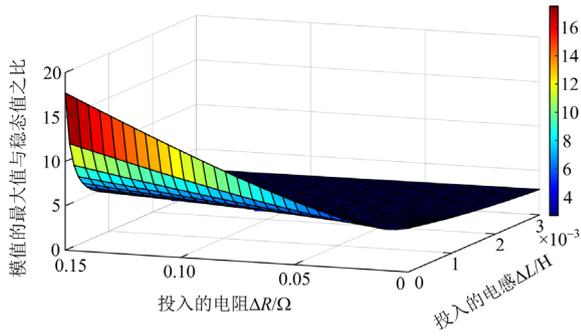


图4 投入不同阻抗值时转子开路电动势空间矢量模值的最大值

Fig. 4 The maximum of the space vector modulus of the rotor open electromotive force when different impedance values are applied

3.1.2 边界条件

$$\begin{cases} \|E_r^{dq}\|_{\max} \leq K_E \|u_r^{dq}\|_{t_0^-} \\ \|i_r^{dq}\|_{\max} \leq K_I \|i_r^{dq}\|_{t_0^-} \end{cases} \quad (16)$$

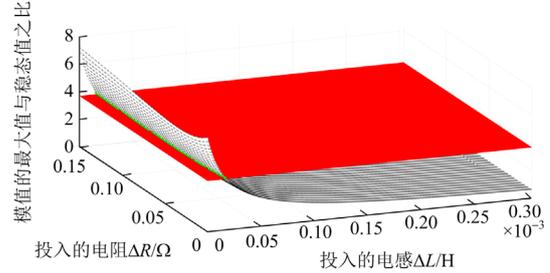
式中: $\|E_r^{dq}\|_{\max}$ 、 $\|i_r^{dq}\|_{\max}$ 分别表示转子开路电动势和暂态电流空间矢量模值的最大值; $\|u_r^{dq}\|_{t_0^-}$ 、 $\|i_r^{dq}\|_{t_0^-}$ 分别表示故障前转子绕组电压和电流空间矢量的模值; K_E 、 K_I 分别表示感应电动势和电流暂态值与稳态值之间的倍数限值。

考虑到变流器直流电容电压约为其能控制输出最大电压的 1.73 倍, 为确保故障期间变流器的控制能力, 转子开路电动势的最大值不能超过变流器所能控制输出的最大电压, 当转子暂态电流空间矢量的模值能控制在 3.8 倍稳态值, 开路电动势空间矢量的模值能控制在 2.5 倍稳态值时, 不会对设备造成损坏, 并且能够有效地限制直流电容的过电压, 在故障期间能较好地发挥变流器的控制作用^[25]。

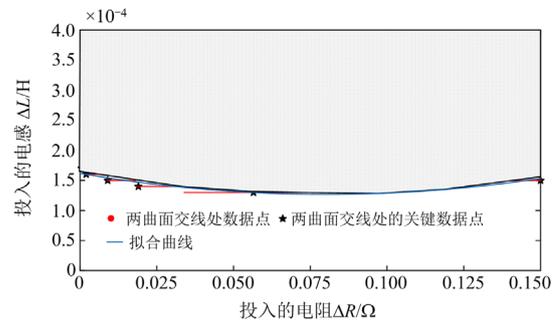
上述限值的选取并没有考虑转子电压的作用, 对抑制直流电容过电压和转子暂态过电流的要求更为严格, 实际中通过合理设置转子参考电压可以加速暂态分量的衰减, 进一步有效抑制过电压或过电流。

图 5(a)中的曲面表示转子暂态电流空间矢量模值在故障后的最大值与定子侧投入阻抗值的关系, 与 XOY 平面平行的平面由对应的边界条件确定, 曲面在该平面下方对应的 XY 坐标则为满足转子暂态电流限值要求的阻抗取值。图 5(b)为图 5(a)中两曲面的交线在 XOY 平面的投影, 当 K_I 取 3.8 时, 对两曲面的交线在 XOY 平面的投影进行抛物线拟合。同

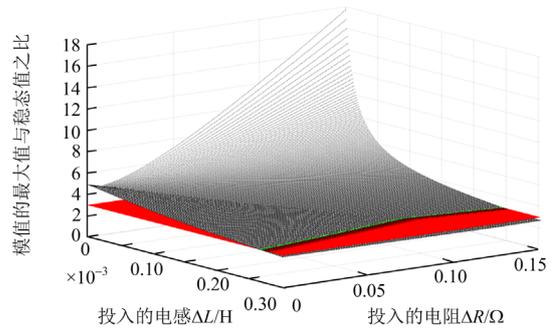
理, 图 5(d)为图 5(c)中两曲面的交线在 XOY 平面的投影, 当 K_E 取 2.5 时, 对图 5(c)表示的转子开路电动势空间矢量模值与其边界条件的交线在 XOY 平面的投影进行线性拟合。



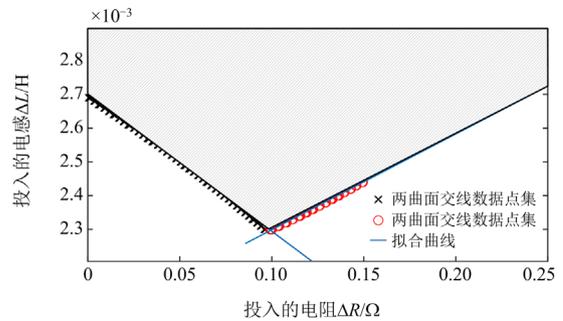
(a) 图3与边界条件的相交关系



(b) 两曲面在 XOY 平面投影



(c) 图4与边界条件的相交关系



(d) 两曲面在 XOY 平面投影

图5 边界条件确定的投入阻抗值范围

Fig. 5 The range of input impedance values determined by boundary conditions

3.2 基于无功最优的阻抗值优化

GSC 和 RSC 的容量限制一般设置为定子额定功率的 30%，最大允许电流限制为 1.2 倍额定电流，最大输出电压与直流电容电压相关，当采用 SVPWM 调制时，可达到直流电容电压的 $1/\sqrt{3}$ ，在上述条件下分析机组输出功率的耦合特性。

将确定的阻值范围代入分析机组故障期间的输出功率耦合特性，以无功最优为目标函数，求取最优阻抗值。当系统发生故障导致机端电压跌落至 0.2 p.u. 时，定子侧投入阻抗与机组最大无功的关系如图 6 所示。

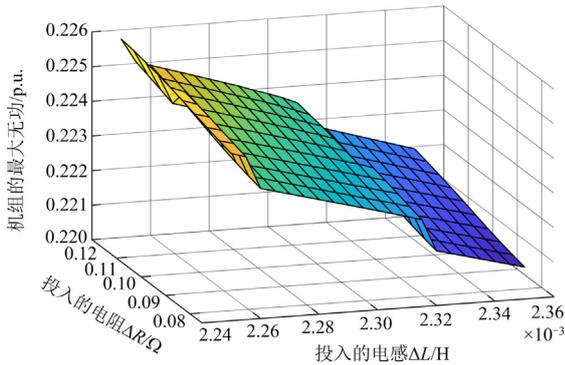


图 6 投入阻抗值与机组最大无功的关系
Fig. 6 Put in the impedance vs. the maximum reactive power output

需要说明的是：进行理论分析计算时为求解风机无功的输出，需要设置定子电压和网侧电压初始值，而电压在故障过程中并非保持不变的，当机组发出无功后会抬高电压，此外本模型并未考虑机组中交流滤波器补偿无功的作用，导致理论分析计算下存在一定误差。不过对于无功最优策略下优选阻抗值可以忽略该误差带来的影响。

由图 6 可知，在定子侧投入电感会明显降低机组输出的无功极限。通过优化计算，定子侧投入阻抗值以及理论分析中当机端电压跌落至 0.2 p.u. 时，其最大无功输出如表 1 所示。

表 1 优选阻抗值以及理论最大无功输出

Table 1 Preferred impedance value as well as theoretical maximum reactive power output

参数	数值
电阻/Ω	0.099
电感/mH	2.297
无功输出/p.u.	0.2235

4 仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 中搭建 2 MW 双馈风电机组仿真模型，其部分参数见附录 B。RSC 采用将转

子感应电动势的自由分量作为 RSC 参考输出电压的动态补偿项的策略，控制 RSC 输出电压保持不变，详细控制策略框图见附录 C。

4.1 对暂态冲击的限制效果

当 $t = 5$ s 时，在机组并网点设置三相接地短路故障，故障持续时间为 0.5 s。故障期间在定子侧串联阻抗并将转子绕组短路，观察在不同的电压跌落深度下，投入阻抗对故障后转子暂态电流中第一个分量的影响。

图 7 表示不同电压跌落深度下双馈风机的转子暂态电流， h 表示电压跌落深度。从图 7(a)可以看出，在不投入串联阻抗时电压跌落深度越大，转子暂态电流冲击越大；图 7(b)为串联本文所提方法优选阻抗后的结果，当定子侧投入串联阻抗后，转子暂态电流马上衰减，不同电压跌落深度下故障后转子暂态电流的最大冲击都被限制在 3.7 p.u. 以下。

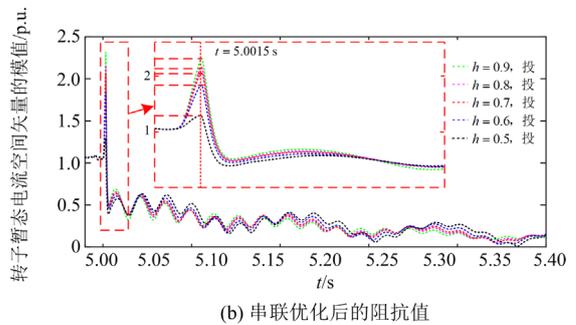
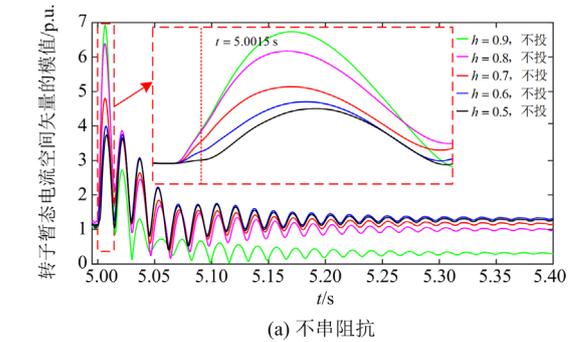


图 7 不同电压跌落深度下的转子暂态电流

Fig. 7 Rotor transient current at different voltage drops

当 $t = 5$ s 时，在机组并网点设置三相接地故障，使机端电压跌至 0.2 p.u. 左右，故障持续时间为 0.5 s，故障前机组在额定工况下运行。

图 8 为两组仿真实验结果：(1) 转子侧换流器采用传统双闭环矢量控制策略，定子侧不投入阻抗；(2) 转子侧采用动态前馈补偿策略并在 5.0015 s 定子侧投入串联优选阻抗。对比两组仿真结果可以发现，采用本文所提控制策略可以有效抑制直流电容的冲击电压，将过电压幅值限制在 1.1 p.u. 以下。

4.2 无功功率验证

分别对串联常规阻值(电阻为 0.045Ω , 电感为 3.97 mH)的双馈风力发电机组与串联优选阻抗值后的机组在 $t = 5 \text{ s}$ 时设置三相短路故障, 进行仿真实验。两组实验每次均设置相同的接地阻抗, 当机端电压跌落深度分别为 $0.4 \sim 0.8$ 时, 故障期间总的无功如图 9 所示。

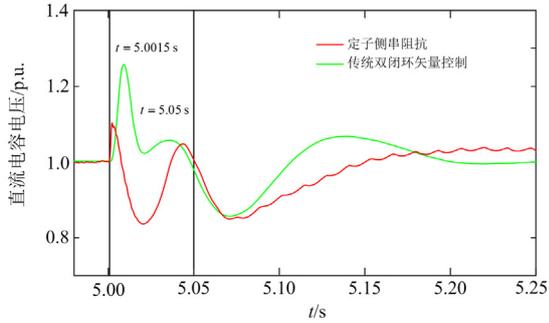


图 8 不同控制策略下直流电容电压变化情况

Fig. 8 DC capacitor voltage dynamics under different control strategies

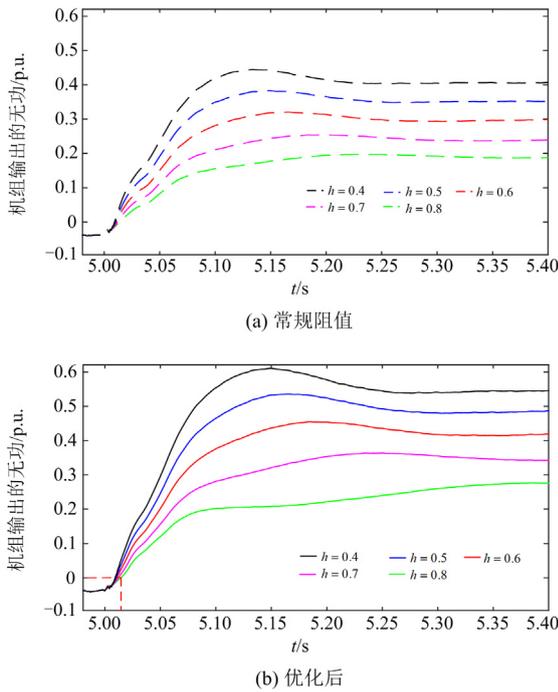


图 9 不同机端电压跌落下 DFIG 无功功率动态特性

Fig. 9 DFIG reactive power behaviors under different voltage dips

由图 9 可以发现, 双馈风机串联优化后的阻抗值能够在低电压穿越期间尽可能地发出无功功率。在不同电压跌落程度下, 串联优选阻抗后的双馈风机在低电压穿越时所发出的无功均高于串联常规阻值的机组, 与理论分析相符。串联优选阻抗后的机

组在发生故障后的 15 ms 内所发出的无功功率由负变正, 输出无功以抬升电网电压, 故障期间的无功输出满足国家标准要求^[26]。

综上所述, 优选后的阻抗值在不同电压跌落程度下, 都能够很好地限制转子暂态冲击电流和直流电容的冲击电压, 并且在故障后都能够控制系统迅速发出无功, 响应无功指令, 证明了本文所提阻抗值优化方法的正确性。

5 结论

针对双馈风电机组采用定子侧串联阻抗低电压穿越技术的阻值整定问题, 本文推导了双馈风机转子故障期间的暂态电流和开路电动势的表达式, 结合边界条件确定阻值范围, 进一步对双馈风机暂态期间的有功无功耦合特性进行了分析, 结合分析提出了一种基于无功最优定子侧串联阻抗的阻值优化方法, 通过仿真实验验证了所提方法的有效性, 得到如下结论:

- 1) 优选的阻抗值能够有效抑制转子的暂态冲击电流和直流电容的过电压, 保证风机的低电压穿越;
- 2) 优选后的阻抗值可以让双馈风机在故障期间最大程度地提供无功, 为电网提供支撑, 发出的无功满足国家标准要求, 体现了所提方法的优越性。

附录 A

- 1) 故障第一阶段复数微分方程组中的系数表达式

$$\begin{cases} a_1 = \frac{R_s L_r}{L_M^2 - L_s L_r} - j\omega_s, & b_1 = \frac{-R_s L_M}{L_M^2 - L_s L_r} \\ b_2 = \frac{R_r L_s}{L_M^2 - L_s L_r} - j\omega_{\text{slip}}, & a_2 = \frac{-R_r L_M}{L_M^2 - L_s L_r} \end{cases} \quad (\text{A1})$$

- 2) 理论计算验证

在 PSCAD/EMTDC 中搭建额定容量为 2 MW 的双馈风力发电系统的仿真模型, 对比理论分析与仿真间的误差。

当进入故障第二阶段后, 定子侧投入串联阻抗, 由于电路参数发生了突变, 两个阶段的暂态过程有所不同。在故障第二阶段, RSC 的输出电压是动态的, 在仿真实验中存在故障时测量不准确的问题, 不利于验证理论分析定子侧串联阻抗的效果, 同时在定子侧投入阻抗主要是改变式(7)、式(8)中自由分量的大小, 减小了转子暂态电流和开路电动势, 所以先不考虑转子电压的影响, 故障瞬间将转子绕组短路。

当 $t = 5 \text{ s}$ 时, 在风机并网点设置三相对称故障, 持续时间为 0.5 s 。在故障第一阶段结束后, 将转子绕组短路, 观察故障后 dq 两相同步旋转坐标系下转子电流空间矢量的模值随时间的变化, 详细结果见图 A1 所示, 其纵坐标为转子暂态电流空间矢量的模值与稳态值之比。

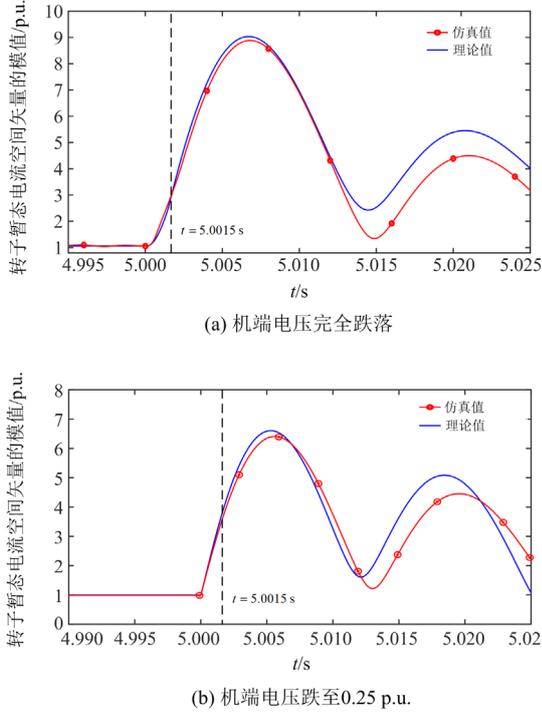


图 A1 dq 同步旋转坐标系下转子暂态电流空间矢量的模值

Fig. A1 Modulus of the rotor transient current space vector in the dq synchronous rotation coordinate system

表 A1 同步旋转坐标系下转子暂态电流对比

Table A1 Comparison of rotor transient currents in synchronous rotating coordinate system

项目	机端电压完全跌落	机端电压跌至 0.25 p.u.
理论值/p.u.	第一振荡周期最大值: 9.035 第二振荡周期最大值: 5.449	第一振荡周期最大值: 6.721 第二振荡周期最大值: 5.081
仿真值/p.u.	第一振荡周期最大值: 8.885 第二振荡周期最大值: 4.852	第一振荡周期最大值: 6.452 第二振荡周期最大值: 4.612
误差/%	第一振荡周期误差: 1.66 第二振荡周期误差: 10.95	第一振荡周期误差: 4.00 第二振荡周期误差: 9.23

通过理论分析和仿真实验可以发现, 故障后的暂态电流冲击最可能出现在故障后的第一个振荡周期内, 且理论分析与仿真实验得到的最大冲击十分接近, 说明了本文所提理论计算方法的正确性。直流电容过电压的验证与转子暂态过电流的验证相似, 本文不再赘述。

3) 双馈风力发电机组在故障期间的有功和无

功模型, 即

$$\begin{cases} P_{GS} = -\frac{3}{2}u_s^d i_s^d + \frac{3}{2}e_g^d i_g^d \\ Q_{GS} = \frac{3}{2}u_s^d i_s^q - \frac{3}{2}e_g^d i_g^q \end{cases} \quad (\text{A2})$$

式中, P_{GS} 、 Q_{GS} 分别为机组注入电网的有功和无功。

当已知电压跌落深度后, 上述模型的求解是一个包含等式约束和不等式约束的 4 元函数值域求解问题。其等式约束条件为

$$\begin{cases} i_s^q = \frac{1}{R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2} (-\omega_s^2 L_s L_M i_r^q - \omega_s R_s L_M i_r^d - \omega_s L_s u_s^d) \\ i_s^d = \frac{1}{R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2} (-\omega_s^2 L_s L_M i_r^d + \omega_s R_s L_M i_r^q + R_s u_s^d) \\ i_g^d = \frac{-\omega_{\text{slip}}}{e_g^d (R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)} \left[\left(\omega_s R_s L_M^2 + \frac{R_s^2 R_r + \omega_s^2 L_s^2 R_r}{\omega_{\text{slip}}} \right) |i_r^{dq}|^2 + L_M u_s^d (\omega_s L_s i_r^d + R_s i_r^q) \right] \\ \|i_r^{dq}\|^2 = |i_r^q|^2 + |i_r^d|^2 \\ \|i_g^{dq}\|^2 = |i_g^q|^2 + |i_g^d|^2 \end{cases} \quad (\text{A3})$$

其不等式约束条件为

$$\begin{cases} |i_r^q| \leq i_{r,\text{max}} \\ |i_r^d| \leq \sqrt{i_{r,\text{max}}^2 - |i_r^q|^2} \\ \frac{\omega_{\text{slip}}}{R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2} \left[\begin{aligned} & -(R_s^2 L_r + \omega_s^2 L_s^2 L_r - \omega_s^2 L_s L_M^2) i_r^q + \\ & \left(\omega_s R_s L_M^2 + \frac{R_s^2 R_r + \omega_s^2 L_s^2 R_r}{\omega_{\text{slip}}} \right) i_r^d + \\ & \omega_s L_s L_M u_s^d \end{aligned} \right] \leq \sqrt{u_{r,\text{max}}^2 - |u_r^q|^2} \\ \frac{\omega_{\text{slip}}}{R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2} \left[\begin{aligned} & (R_s^2 L_r + \omega_s^2 L_s^2 L_r - \omega_s^2 L_s L_M^2) i_r^d + \\ & \left(\omega_s R_s L_M^2 + \frac{R_s^2 R_r + \omega_s^2 L_s^2 R_r}{\omega_{\text{slip}}} \right) i_r^q + \\ & R_s L_M u_s^d \end{aligned} \right] \leq u_{r,\text{max}} \\ \left\{ \begin{aligned} & \frac{9\omega_{\text{slip}}^2}{4(R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)^2} \left[\left(\omega_s R_s L_M^2 + \frac{R_s^2 R_r + \omega_s^2 L_s^2 R_r}{\omega_{\text{slip}}} \right) \|i_r^{dq}\|^2 + \right. \\ & \left. L_M u_s^d (\omega_s L_s i_r^d + R_s i_r^q) \right]^2 + \\ & \frac{9\omega_{\text{slip}}^2}{4(R_s^2 + \omega_s^2 L_s^2)^2} \left[(R_s^2 L_r + \omega_s^2 L_s^2 L_r - \omega_s^2 L_s L_M^2) \|i_r^{dq}\|^2 + \right. \\ & \left. L_M u_s^d (R_s i_r^d - \omega_s L_s i_r^q) \right]^2 \end{aligned} \right\} \leq S_{rN}^2 \\ |i_g^d| \leq i_{g,\text{max}} \\ |i_g^q| \leq \sqrt{i_{g,\text{max}}^2 - |i_g^d|^2} \\ \left(\frac{3}{2} e_g^d i_g^d \right)^2 + \frac{9}{4} \left(-e_g^d i_g^q + \omega_1 L_g \|i_g^{dq}\|^2 \right)^2 \leq S_{gN}^2 \\ |R_g i_g^d - \omega_1 L_g i_g^q + e_g^d| \leq u_{g,\text{max}} \\ |R_g i_g^q + \omega_1 L_g i_g^d| \leq \sqrt{u_{g,\text{max}}^2 - |u_g^d|^2} \end{cases} \quad (\text{A4})$$

4) 故障第一阶段转子绕组全电流解析式以及暂态感应电动势表达式

$$i_r^{dq} = \left[\frac{L_M c_1 b_1 - L_s c_1 (\lambda_1 - a_1)}{L_M^2 - L_s L_r} \right] e^{\lambda_1 t} + \left[\frac{L_M c_2 b_1 - L_s c_2 (\lambda_2 - a_1)}{L_M^2 - L_s L_r} \right] e^{\lambda_2 t} + \left[\frac{L_M b_2 + L_s a_2}{(L_M^2 - L_s L_r)(a_2 b_1 - a_1 b_2)} \right] u_s^{dq} + \left[\frac{-L_M b_1 - L_s a_1}{(L_M^2 - L_s L_r)(a_2 b_1 - a_1 b_2)} \right] u_r^{dq} \Big|_{0+} \quad (A5)$$

$$E_r^{dq} = \frac{L_M}{L_s} \left[\begin{array}{l} (\lambda_2 c_2 b_1 + j\omega_{slip} c_2 b_1) e^{\lambda_2 t} + (\lambda_1 c_1 b_1 + j\omega_{slip} c_1 b_1) e^{\lambda_1 t} + \\ \frac{j\omega_{slip} b_2 u_s^{dq}}{a_2 b_1 - a_1 b_2} - \frac{j\omega_{slip} b_1 u_r^{dq}}{a_2 b_1 - a_1 b_2} \Big|_{0+} \end{array} \right] \quad (A6)$$

附录 B

表 B1 PSCAD/EMTDC 仿真模型中的风机参数

Table B1 DFIG parameters in the PSCAD/EMTDC model

	漏感/H	电阻/ p.u.	直流母线额定电 压/电容/(kV/μF)	励磁 电感/p.u.	定子匝数/ 转子匝数
定子侧	0.1	0.0054			
转子侧	0.11	3600	7500	4.5	0.391

表 B2 变流器运行参数约束

Table B2 Constraints on converter operating parameters

项目	容量限 制/MVA	最大输出电流限制/kA	最大输出电压限制/kV
RSC	0.6	折算到定子侧: 2.307 74	折算到定子侧: 0.327 33
GSC	0.6	0.902 32	0.837 16

附录 C

根据式(5)所示, 故障第一阶段的转子开路电动势包括与定子磁链微分项相关的自由分量和与定子磁链相关的强制分量。其中磁链的微分项在暂态瞬间较大, 如果认为电压跌落在瞬时完成, 则转子感应电动势将会发生突变, RSC 输出电压不能及时响应转子感应电动势的突变, 从而使转子电流突变。因此, 可将转子感应电动势的自由分量作为 RSC 参考输出电压的动态补偿项, 联立式(3)可得

$$\begin{cases} \Delta E_r^d = \frac{L_M}{L_s} \frac{d\psi_s^d}{dt} = \frac{L_M}{L_s} \left(\frac{R_s L_r}{L_M^2 - L_s L_r} \psi_s^d + \omega_s \psi_s^q - \frac{R_s L_M}{L_M^2 - L_s L_r} \psi_r^d + u_s^d \right) \\ \Delta E_r^q = \frac{L_M}{L_s} \frac{d\psi_s^q}{dt} = \frac{L_M}{L_s} \left(\frac{R_s L_r}{L_M^2 - L_s L_r} \psi_s^q - \omega_s \psi_s^d - \frac{R_s L_M}{L_M^2 - L_s L_r} \psi_r^q \right) \end{cases} \quad (C1)$$

式中, ΔE_r^d 、 ΔE_r^q 分别为 RSC 参考输出电压的 dq 轴补偿量。引入动态前馈补偿项之后, RSC 的控制策略如图 C1 所示。

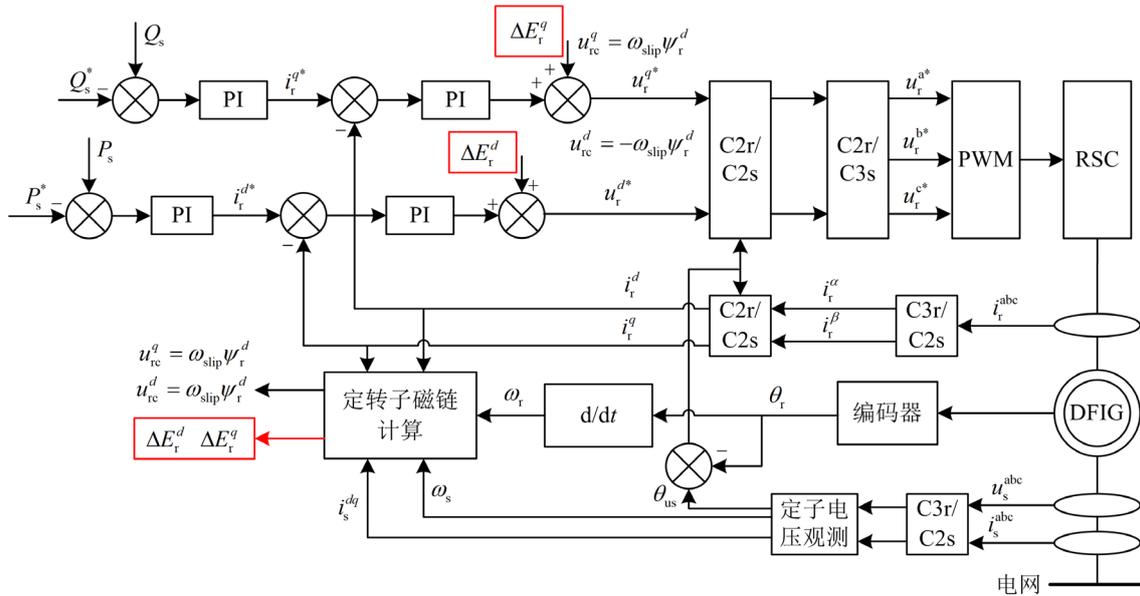


图 C1 RSC 增加动态补偿项的控制策略框图

Fig. C1 Block diagram of the control policy for dynamic compensation items added to RSC

参考文献

- [1] 崔森, 颜湘武, 李锐博. 提高双馈风电机组动态无功协调控制能力的实验研究[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(8): 117-129.
CUI Sen, YAN Xiangwu, LI Ruibo. Experimental research on improving the dynamic reactive power coordinated control capability of doubly-fed induction wind turbine[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(8): 117-129.
- [2] 崔挺, 李雪萍, 颜畅, 等. 基于模型预测控制的风电场故障穿越有功无功优化控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(2): 12-20.
CUI Ting, LI Xueping, YAN Chang, et al. Active and reactive power optimization control strategy for wind farm fault ride-through based on model predictive control[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(2): 12-20.
- [3] AMALORPAVARAJ R A J, KALIANNAN P, PADMANABAN S, et al. Improved fault ride through capability in DFIG based wind turbines using dynamic voltage restorer with combined feed-forward and feed-back control[J]. IEEE Access, 2017, 5: 20494-20503.
- [4] 梁伟, 吴林林, 赖启平, 等. 风电直流送出系统送端交流故障下风机过电压研究[J]. 中国电力, 2023, 56(4): 28-37.
LIANG Wei, WU Linlin, LAI Qiping, et al. Study on overvoltage of wind farm under AC fault at sending end of HVDC transmission system[J]. Electric Power, 2023, 56(4): 28-37.
- [5] 王雨欣, 王思怡, 杨黎晖, 等. 超级电容储能和卸荷电路协调控制的永磁同步风电机组低电压穿越策略[J]. 高压电器, 2023, 59(4): 177-185.
WANG Yuxin, WANG Siyi, YANG Lihui, et al. Low-voltage ride-through control strategy of permanent magnetic synchronous wind turbine with coordination of super capacitor energy storage and chopper circuit[J]. High Voltage Apparatus, 2023, 59(4): 177-185.
- [6] 高淑萍, 蔚坤, 宋国兵. 基于双馈风电场的三相短路电流计算及保护方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(7): 32-39.
GAO Shuping, WEI Kun, SONG Guobing. Calculation and protection method for a three-phase short circuit fault current based on a doubly-fed wind field[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(7): 32-39.
- [7] 徐玉琴, 曹璐璐. 双馈感应发电机暂态特性分析及Crowbar阻值优化[J]. 电工技术学报, 2017, 32(4): 93-100.
XU Yuqin, CAO Lulu. Transient characteristics analysis of doubly fed induction generator and resistance optimization of Crowbar circuit[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(4): 93-100.
- [8] 王增平, 李菁, 郑涛, 等. 不同撬棒保护投入时刻下双馈风电机组短路电流计算分析[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(5): 109-117.
WANG Zengping, LI Jing, ZHENG Tao, et al. Calculation and analysis of three-phase short-circuit current of doubly fed wind turbine considering different crowbar protection insertion time[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(5): 109-117.
- [9] 张艳霞, 童锐, 赵杰, 等. 双馈风电机组暂态特性分析及低电压穿越方案[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(6): 7-11, 62.
ZHANG Yanxia, TONG Rui, ZHAO Jie, et al. Transient characteristics analysis of doubly-fed induction generator and low voltage ride through scheme[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(6): 7-11, 62.
- [10] 吴志鹏, 李银红. 计及撬棒投切的双馈风电机组精细化整定计算等值模型[J]. 电力自动化设备, 2020, 40(7): 69-76.
WU Zhipeng, LI Yinhong. Precise DFIG equivalent model for setting calculation based on activated stage and deactivated stage of Crowbar protection[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(7): 69-76.
- [11] 杜维柱, 罗亚洲, 李蕴红, 等. 风电汇集系统无功盈余导致暂态过电压问题的研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(9): 3224-3239.
DU Weizhu, LUO Yazhou, LI Yunhong, et al. Reviews of transient overvoltage problem caused by extra reactive power in large scale wind power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(9): 3224-3239.
- [12] 姜惠兰, 王绍辉, 贾燕琪, 等. 基于定子电流微分前馈控制的双馈异步风力发电机低电压穿越复合控制策略[J]. 高电压技术, 2021, 47(1): 198-204.
JIANG Huilan, WANG Shaohui, JIA Yanqi, et al. Low voltage ride-through compound control strategy of doubly-fed induction generator based on stator current differential feedforward control[J]. High Voltage Engineering, 2021, 47(1): 198-204.
- [13] 姜惠兰, 王绍辉, 李希钰, 等. 考虑动态电压区间无功支撑的双馈风机连锁故障穿越控制策略[J]. 高电压技术, 2022, 48(1): 147-155.
JIANG Huilan, WANG Shaohui, LI Xiyu, et al. Cascading fault ride-through control strategy for doubly-fed wind turbines considering reactive power support in dynamic voltage range[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 147-155.
- [14] 王耀翔, 戴朝波, 杨志昌, 等. 考虑风电机组无功潜力的风电场无功电压控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(24): 83-90.
WANG Yaoxiang, DAI Chaobo, YANG Zhichang, et al.

- Voltage control strategy for a wind farm considering the reactive capability of DFIGs[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(24): 83-90.
- [15] 姜惠兰, 范中林, 陈娟. 动态调整转子撬棒阻值的双馈风电机组低电压穿越方法[J]. *电力系统自动化*, 2018, 42(1): 125-131.
JIANG Huilan, FAN Zhonglin, CHEN Juan. Low voltage ride-through method of DFIG based wind turbines by dynamically adjusting crowbar resistance of rotor[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2018, 42(1): 125-131.
- [16] 邹志策, 雷一, 欧然, 等. 改善双馈感应发电机无功特性的变阻值撬棒保护方案[J]. *电力系统保护与控制*, 2018, 46(22): 87-94.
ZOU Zhice, LEI Yi, OU Ran, et al. Crowbar protection scheme based on dynamic resistance for reactive power improvement of doubly fed induction generator[J]. *Power System Protection and Control*, 2018, 46(22): 87-94.
- [17] 张文娟, 马浩淼, 张飞鸽, 等. 基于模糊切换的 DFIG 转子串联双动态电阻 LVRT 优化控制[J]. *电力自动化设备*, 2021, 41(7): 58-64.
ZHANG Wenjuan, MA Haomiao, ZHANG Feige, et al. LVRT optimal control of DFIG using rotor series double dynamic resistance based on fuzzy switching[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2021, 41(7): 58-64.
- [18] 谭爱国, 吴颖颖, 王传启, 等. 基于保障低压穿越能力的风电机组撬棒自适应投切策略研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2021, 49(18): 98-109.
TAN Aiguo, WU Yingying, WANG Chuanqi, et al. Adaptive switching strategy for a wind turbine crowbar based on the guarantee of low voltage ride-through capability[J]. *Power System Protection and Control*, 2021, 49(18): 98-109.
- [19] 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.
- [20] 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.
- [21] 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.
- [22] 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.
- [23] 孙丽玲, 王艳娟. 基于 Crowbar 串联电容的双馈风机低电压穿越综合控制策略[J]. *电网技术*, 2018, 42(7): 2089-2094.
SUN Liling, WANG Yanjuan. LV ride through control strategy of doubly fed induction generator based on crowbar series capacitor[J]. *Power System Technology*, 2018, 42(7): 2089-2094.
- [24] 黄伟, 郭天飞, 高瑜, 等. 计及滤波电路损耗和多重限制的 DFIG 无功极限计算[J]. *电力系统自动化*, 2021, 45(7): 71-78.
HUANG Wei, GUO Tianfei, GAO Yu, et al. Calculation of reactive power limit for doubly-fed induction generator considering loss of filter circuit and multiple restrictions[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2021, 45(7): 71-78.
- [25] 孟永庆, 翁钰, 王锡凡, 等. 双馈感应发电机暂态性能精确计算及 Crowbar 电路参数优化[J]. *电力系统自动化*, 2014, 38(8): 23-29.
MENG Yongqing, WENG Yu, WANG Xifan, et al. Accurate calculation of DFIG transient performance and parameters optimization of Crowbar circuit[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2014, 38(8): 23-29.
- [26] 风力发电机组故障电压穿越能力测试规程: GB/T 36995—2018[S].
-
- 收稿日期: 2023-12-08; 修回日期: 2024-04-01
作者简介:
梁财豪(1999—), 男, 硕士, 研究方向为新能源并网;
E-mail: lch_hd524@163.com
朱永强(1975—), 男, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为综合能源系统、可再生能源与分布式发电技术等;
E-mail: zyzq@ncepu.edu.cn
张远欣(1995—), 男, 硕士, 研究方向为新能源发电技术。E-mail: 17859510112@163.com
- (编辑 姜新丽)