

计及多级撬棒投切和无功补偿策略的 双馈风力发电机故障特性分析

张丕豪, 束洪春, 孙士云, 蒋朝顺, 李博宇, 岩 比

(昆明理工大学电力工程学院, 昆明 650500)

摘 要: 针对传统撬棒保护在低电压穿越时,难以兼顾对转子电流和直流母线电压的抑制以及吸收无功等问题,提出多级撬棒投切和无功补偿的控制策略,在故障期间通过分级投切撬棒,实时调整撬棒阻值从而达到抑制转子过电流和直流母线过电压的目的,在多级撬棒投入的同时网侧变流器(GSC)采用无功补偿策略,使得风力机可向电网提供一定的无功支撑。在此基础上,分析各级撬棒投入后转子磁链的变化,推导出每级撬棒投入后的定、转子短路电流解析式并整定各级撬棒阻值,然后根据无功补偿策略分析GSC的短路电流,随后进一步分析多级撬棒保护接入和GSC附加无功补偿策略对双馈风力发电机无功特性的影响。最后对所提出控制策略的有效性进行理论分析及仿真验证。

关键词: 风力发电; 双馈感应发电机; 短路电流; 低电压穿越; 多级撬棒; 无功补偿

中图分类号: TM315

文献标志码: A

0 引 言

随着中国“双碳”目标的提出,以风电为代表的清洁能源受到了极大重视^[1]。双馈感应发电机(double fed induction generator, DFIG)凭借其快速的调节能力、宽广的调节范围、较小的变流器容量需求以及强大的功率控制能力,在各类风电场中得到广泛应用^[2]。由于风力机定子侧直接并网,导致其对电网故障更加敏感,故障特性也较为复杂,机组易发生脱网。电网故障导致机端电压跌落时,风力机的转子侧及直流侧将产生过电流和过电压会严重危害机组和变流器的正常运行^[3]。因此,研究如何提高DFIG的低电压穿越(low voltage ride through, LVRT)以及故障特性分析的意义重大。

目前风电场最常用的LVRT措施为撬棒(crowbar)保护。文献[4-9]采用传统定阻值撬棒作为DFIG的主要保护装置,分析了撬棒保护对DFIG暂态过程产生的影响,并推导出定转子短路电流的解析式。然而传统撬棒保护较为单一和被动,难以做到保护迅速投切,且撬棒投入后风力机需吸收一定的无功,会对风力机的低穿性能造成不利影响。

针对此问题,已有研究表明通过对撬棒电路的改进,能有效提升风力机的低穿性能,并获得了一定的成果。文献[10]提出自适应撬棒保护,以减少DFIG吸收的无功功率为目标对撬棒阻值进行优化;文献[11]提出基于神经网络的撬棒自适应投切策略,准确预测转子侧的最大电流,避免撬棒的重复投切;文献[12]提出基于支持向量机的撬棒状态识别方

法,并建立风场等值模型;文献[13-15]采用电阻串联电容的阻容式撬棒电路,抑制故障初期的浪涌电流以及减少DFIG向电网吸收的无功功率;文献[16]提出一种新型动态撬棒,根据电压跌落程度选取不同阻值的撬棒,提高风力机系统的故障穿越能力;文献[17]提出一种改善DFIG的无功特性的变阻值撬棒保护方案,以减少撬棒投入期间DFIG吸收的无功功率;文献[18-19]采用撬棒并联的方法动态调整撬棒阻值,以转子短路电流表达式为理论依据,对撬棒阻值进行了整定与优化。

上述研究[4-19]从软硬件层面来优化撬棒,提升LVRT性能,但仍难以使风力机在撬棒投入后向电网提供无功支撑。针对以上问题,本文提出多级撬棒投切和无功补偿的控制策略。当电网发生严重故障时,各级撬棒按照制定的投切策略依次投入,同时网侧变流器(grid-side converter, GSC)侧附加无功补偿策略。通过以转子暂态磁链作为各级撬棒投入阶段的桥梁,推导多级撬棒投入的定、转子短路电路表达式并整定各级撬棒阻值,然后在无功补偿策略下分析GSC短路电流,同时结合该控制策略分析DFIG的无功特性。最后,在Matlab/Simulink平台上建立DFIG仿真模型,对比验证所提控制策略在抑制转子电流和直流母线电压升高方面具有良好的控制效果,且故障期间风力机能向电网提供无功支撑,在故障结束之前能及时地切除各级撬棒,提高了风电场运行的安全性和稳定性。

研究双馈风电机组的短路电流解析式和无功特性可深

收稿日期: 2025-01-03

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

通信作者: 孙士云(1981—), 女, 博士、副教授, 主要从事电力系统保护与控制方面的研究。422416503@qq.com

入理解其动态行为;优化低穿保护策略和控制策略;提高故障穿越能力和电网稳定性,以期为后续的故障暂态参数识别、继电保护装置设计、多机协调无功控制等提供理论基础和技术支持。

1 多级撬棒投切和无功补偿的控制策略

1.1 传统撬棒的缺陷

DFIG 一般由感应电机、转子侧变流器、网侧变流器、齿轮箱等组成,当电网故障时实际工程多采用传统撬棒保护电路用于 LVRT。

传统定阻值撬棒保护为被动式如图 1,通常由晶闸管(silicon controlled rectifier, SCR)和电阻组成。传统撬棒保护触发的响应速度较慢,在抑制转子过电流的方面有一定不足。且传统撬棒保护投切不可控,撬棒一旦动作后则难以退出,退出过程较慢,不能按电网要求迅速切除撬棒,快速恢复 RSC 的工作状态。

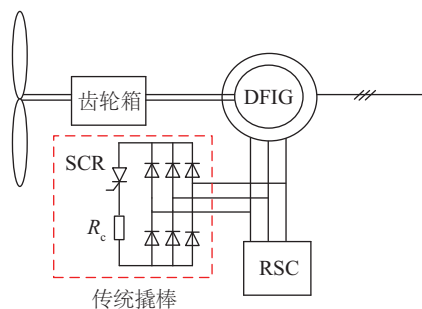


图1 传统撬棒保护的电路结构

Fig. 1 Traditional crowbar protection circuit structure

由于转子电流峰值与撬棒阻值呈反比,而直流母线电压与撬棒阻值呈正比^[16],选取较大阻值的撬棒电阻能有效抑制转子电流升高,但阻值过大又会抬升直流母线电压,危及电力电子器件的安全。这一矛盾凸显了传统撬棒电路的根本缺陷:其阻值一经选定便无法更改,导致无法同时满足抑制转子过电流和直流母线过电压的双重效果。

1.2 多级撬棒保护电路

本文采用多级撬棒保护电路并提出多级撬棒投切控制策略,多级撬棒保护电路为主动式,响应速度更快,且可根据故障情况灵活调整撬棒投切,其结构如图2所示,3个并联电阻的投切均受控于绝缘栅双极型晶体管(insulated gate bipolar transistor, IGBT),IGBT 为高速开关,当电网发生故障时,控制电路检查撬棒动作信号,主动驱动 IGBT 导通,让第1级撬棒能迅速投入,及早抑制转子电流升高,让转子过电流部分提前进入衰减,在保证抑制转子过电流的前提下,通过分级投切撬棒减小阻值以抑制直流母线电压上升,各级 IGBT 独立导通共同实现故障过程中撬棒电阻的动态调整,从而能更好的兼顾抑制转子过电流和直流母线过电压。

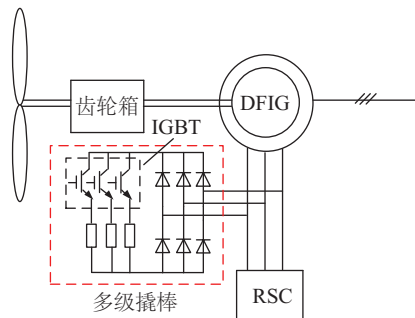


图2 多级撬棒保护电路结构

Fig. 2 Multistage crowbar protection circuit structure

1.3 多级撬棒投切控制策略

多级撬棒投切控制策略控制流程图如图3所示。

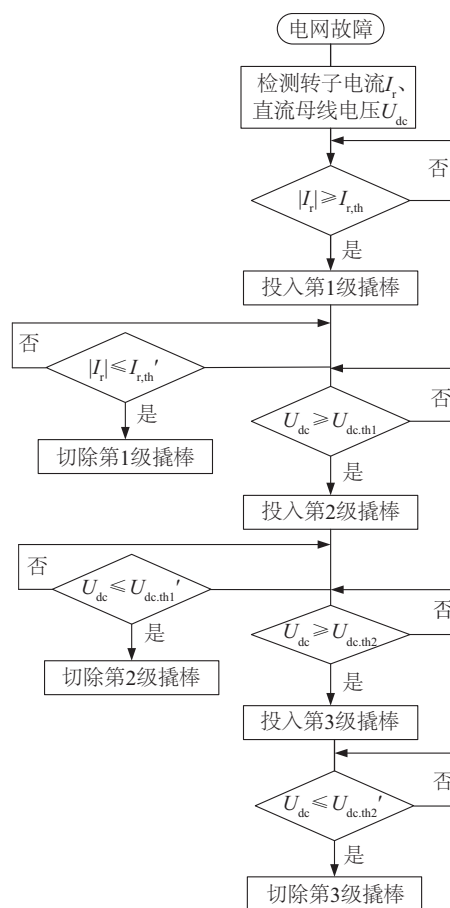


图3 多级撬棒控制策略流程

Fig. 3 Flow chart of multi-stage crowbar control strategy

控制策略原理如下:

当电网发生故障时,若转子电流幅值 $|I_r|$ 超过阈值 $I_{r,th}$ 时,投入第1级撬棒阻值为 R_{c1} 并闭锁 RSC,从而削弱转子侧的冲击电流。当直流侧母线电压 U_{dc} 超过阈值 $U_{dc,th1}$ 时,投入第2级撬棒阻值为 R_{c2} ,撬棒等效阻值变为 R'_{c2} ,抑制直流母线电压的上升。当 U_{dc} 升高至阈值 $U_{dc,th2}$ 时,投入第3级撬棒阻值为 R_{c3} ,撬棒等效阻值变为 R'_{c3} ,使得 U_{dc} 上升不超过阈值

$U_{dc.th2}$,从而达到彻底抑制直流母线电压的上升的效果。

当 $|I_r|$ 低于阈值 $I'_{r.th}$ 时,第 1 级撬棒切除,当 U_{dc} 低于阈值 $U'_{dc.th1}$ 时,第 2 级撬棒切除,当 U_{dc} 低于阈值 $U'_{dc.th2}$ 时,第 3 级撬棒切除。

1.4 GSC 附加无功补偿策略

根据中国风电场并网技术规定^[20],对称故障时的风电场的动态无功支撑应满足:

$$\Delta I = K_1 (0.9 - U_s) I_N, 0.2 \text{ pu} \leq U_s \text{ pu} \leq 0.9 \text{ pu} \quad (1)$$

式中: ΔI ——风电场动态无功电流注入量,pu; K_1 ——风电场动态无功电流控制比例系数,取 1.5; U_s ——风电场并网点电压,pu; I_N ——风电场额定电流,pu。

风力机 GSC 侧采用无功补偿策略的设计框图如图 4 所示,具体实现为:机组正常运行或机端电压跌落程度较轻 ($U_s > 0.9 \text{ pu}$) 时,GSC 在单位功率因数下运行,即有功功率优先,优先向电网馈入有功功率。DFIG 机组故障低穿期间 ($U_s \leq 0.9 \text{ pu}$) 断开电压环只保留电流环,根据式(1)重新计算低穿期间 GSC 的无功电流参考值,计算过程中 GSC 采用无功

优先的限幅环节,优先满足低穿期间的无功要求。

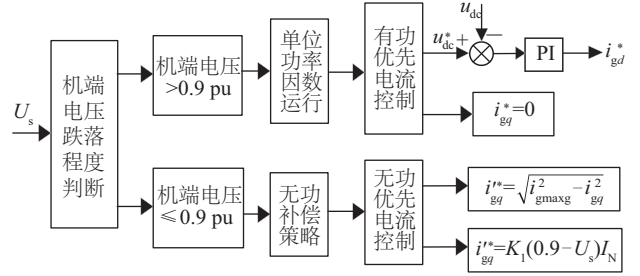


图 4 GSC 侧的无功补偿控制策略

Fig. 4 Reactive power compensation control strategy on GSC

采用无功补偿策略的 GSC 无功电流参考值为:

$$\begin{cases} i_{gd}^* = K_1 (0.9 - U_s) I_N \\ i_{gq}^* = \sqrt{i_{gmax}^2 - i_{gd}^{*2}} \end{cases} \quad (2)$$

式中: i_{gmax} ——GSC 的最大电流, i_{gmax} 取 0.8 pu。

综上可得,计多级撬棒投切和 GSC 无功补偿控制策略的 DFIG 并网系统如图 5 所示。

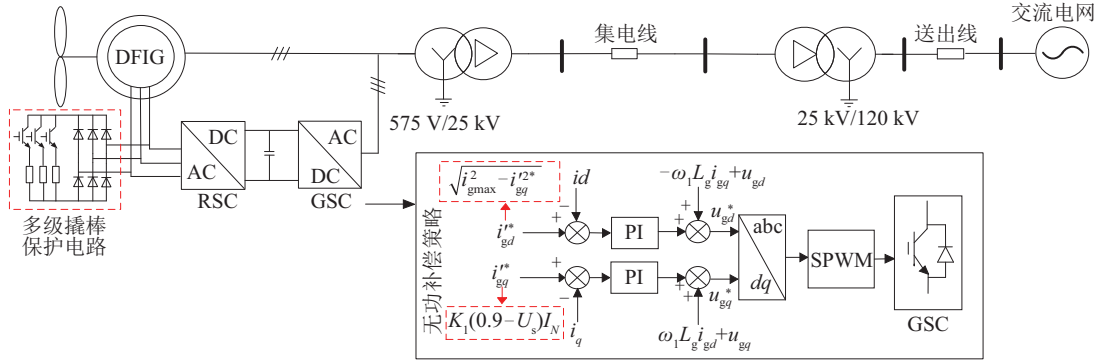


图 5 计多级撬棒投切和GSC无功补偿的控制策略

Fig. 5 Control strategy considering multi-stage crowbar switching and GSC reactive power compensation

2 计及多级撬棒投切的故障特性分析

2.1 DFIG 数学模型

DFIG 的定、转子侧均采用电动机惯例,忽略磁饱和现象,得到 dq 坐标系下 DFIG 电压和磁链矢量方程为:

$$\begin{cases} u_s = R_s i_s + j\omega_1 \psi_s + \frac{d\psi_s}{dt} \\ u_r = R_r i_r + js\omega_1 \psi_r + \frac{d\psi_r}{dt} \\ \psi_s = L_s i_s + L_m i_r \\ \psi_r = L_m i_s + L_r i_r \end{cases} \quad (3)$$

式中: u 、 i 、 ψ ——电压、电流、磁链矢量; R 、 L 、 L_m ——电阻、自感、漏感、互感;下标 s 、 r ——定子和转子; $L_s = L_m + L_{\sigma s}$, $L_r = L_m + L_{\sigma r}$; ω_1 ——同步转速; ω_r ——转子转速; s ——转差率, $s = (\omega_1 - \omega_r)/\omega_1$ 。

根据 DFIG 的数学模型,可推导出其在 dq 坐标系下的等

效电路,如图 6 所示。

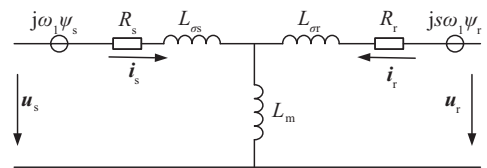


图 6 DFIG 的等效电路

Fig. 6 Equivalent circuit of DFIG

2.2 DFIG 故障过程分析

通过定义多级撬棒的开关函数 S_{k1} , S_{k2} 和 S_{k3} 来表示各级撬棒的动作情况:

$$S_{k1} = \begin{cases} 1, \text{第1级撬棒动作} \\ 0, \text{第1级撬棒退出} \end{cases} \quad (4)$$

$$S_{k2} = \begin{cases} 1, \text{第2级撬棒动作} \\ 0, \text{第2级撬棒退出} \end{cases} \quad (5)$$

$$S_{k3} = \begin{cases} 1, & \text{第3级撬棒动作} \\ 0, & \text{第3级撬棒退出} \end{cases} \quad (6)$$

多级撬棒投切会使 DFIG 的暂态过程变得复杂。因此,本文忽略各级撬棒切除过程对暂态特性的影响,主要分析各级撬棒投入后,其等效电阻的动态变化对 DFIG 短路电流产生的影响。

根据撬棒的动作状态,可将故障过程分为 3 个阶段:第 1 阶段仅投入第一级撬棒($S_{k1} = 1$);第 2 阶段动作范围是第 1、2 级撬棒投入($S_{k1} = 1, S_{k2} = 1$);第 3 阶段是撬棒全部投入($S_{k1} = 1, S_{k2} = 1, S_{k3} = 1$)。DFIG 故障过程分析如图 7 所示。

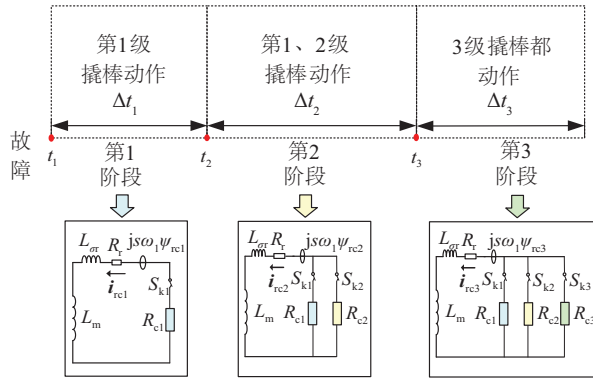


图 7 DFIG 故障过程分析

Fig. 7 Analysis of DFIG fault process

2.3 多级撬棒投切的短路电流分析

通过建立多级撬棒接入后的 DFIG 等效电路,如图 8 所示,用于撬棒阻值动态变化的短路电流分析。由于 IGBT 控制撬棒动作的时间极短,从发出投切信号到实际动作的延时可忽略不计。因此,在短路电流推导中,忽略撬棒的投入时间。

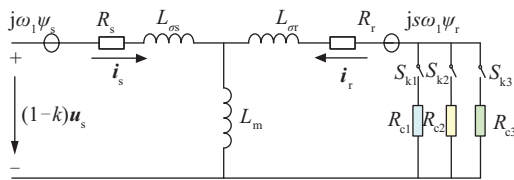


图 8 多级撬棒接入后的 DFIG 的等效电路

Fig. 8 Circuit of DFIG after multi-stage crowbar access

2.3.1 第 1 阶段短路电流表达式

假设电网 t_1 时刻发生三相短路故障,DFIG 机端电压跌落了 ku_s ,定子电压跌落程度系数为 k 。依据磁链守恒原则,定子磁链在故障瞬间不发生突变。由此可推知,故障后的定子磁链包含两个分量,分别源自机端故障电压及其突变部分:前者为稳态分量,后者为以定子时间常数衰减的暂态分量。故定子磁链解析式为:

$$\psi_s = \frac{(1-k)u_s}{j\omega_1} + \frac{ku_s}{j\omega_1} e^{-\tau_s t} \quad (7)$$

式中: τ_{sn} ——定子磁链的衰减时间常数, $\tau_{sn} = j\omega_1 + 1/\tau_s$; τ_s ——定子衰减时间常数, $\tau_s = L_\sigma/R_s L_r$; $L_\sigma = L_s L_r - L_m^2$ ——等效电感。

电网故障时,第 1 级撬棒瞬间投入并闭锁 RSC,此时假设转子电压为 0,联立式(3)和式(7)并通过拉式变换可得:

$$\begin{cases} 0 = R_{rcl} i_{rcl}(p) + (js\omega_1 + p)\psi_{rcl}(p) \\ i_{rcl}(p) = \frac{L_s}{L_\sigma} \psi_{rcl}(p) - \frac{L_m}{L_\sigma} \psi_s(p) \\ \psi_s(p) = \frac{(1-k)u_s}{j\omega_1 p} + \frac{ku_s}{j\omega_1(p + \tau_{sn})} \end{cases} \quad (8)$$

式中: p ——拉式变换因子; R_{rcl} ——第 1 级撬棒投入后的转子侧等效电阻, $R_{rcl} = R_r + R_{c1}$ 。

将式(8)进行反拉式变换,可得第 1 阶段的转子磁链表达式为:

$$\psi_{rcl} = A_1 + B_1 e^{-\tau_{rcl} t} + C_1 e^{-\tau_{sm} t} \quad (9)$$

式中: τ_{rcl} ——第 1 阶段转子磁链的衰减时间常数, $\tau_{rcl} = js\omega_1 + 1/\tau_{rcl}$; τ_{sm} ——第 1 阶段转子衰减时间常数, $\tau_{sm} = L_\sigma/(R_{rcl} L_s)$; A_1, B_1, C_1 ——第 1 阶段的转子磁链表达式的系数,详细见式(A1)。

联立式(3)、式(7)和式(9),可得第一阶段的定、转子电流,将其变换到三相静止坐标系下为:

$$\begin{cases} i_{sc1} = A_{s1} e^{j\omega_1 t} + B_{s1} e^{-t/\tau_s} + C_{s1} e^{\tau_{sm} t} \\ i_{rc1} = A_{r1} e^{j\omega_1 t} + B_{r1} e^{-t/\tau_r} + C_{r1} e^{-t/\tau_{rcl}} \end{cases} \quad t_1 \leq t < t_2 \quad (10)$$

式中: τ_{sm} ——转子短路电流中的定子衰减时间常数, $\tau_{sm} = j(1-s)\omega_1 - 1/\tau_s$; τ_{rcl} ——第 1 阶段定子短路电流中的转子衰减时间常数, $\tau_{rcl} = j(s-1)\omega_1 - 1/\tau_{rcl}$; $A_{s1}, B_{s1}, C_{s1}, A_{r1}, B_{r1}, C_{r1}$ ——第 1 阶段的定、转子短路电流的系数,详细见式(A2)。

2.3.2 第 2 阶段短路电流表达式

当 t_2 时刻第 1、2 级撬棒投入,转子磁链的衰减速度因转子侧的等效电阻发生变化而变化,以第 1 阶段的转子磁链末值(t_2 时刻)作为第 2 阶段的初值,即:

$$\begin{cases} 0 = R_{rc2} i_{rc2}(p) + (js\omega_1 + p)\psi_{rc2}(p) - \psi_{rc1}^c \\ i_{rc2}(p) = \frac{L_s}{L_\sigma} \psi_{rc2}(p) - \frac{L_m}{L_\sigma} \psi_s(p) \\ \psi_s(p) = \frac{(1-k)u_s}{j\omega_1 p} + \frac{ku_s}{j\omega_1(p + \tau_{sn})} \end{cases} \quad (11)$$

$$\psi_{rc1}^c = A_1 + B_1 e^{-\tau_{rcl} t_2} + C_1 e^{-\tau_{sm} t_2} \quad (12)$$

式中: R_{rc2} ——第 1、2 级撬棒投入后的转子侧等效电阻, $R_{rc2} = R_r + R'_{c2}$; ψ_{rc1}^c ——第 1 阶段的转子磁链末值。

式(11)通过拉式反变换,即可推导出第 2 阶段的转子磁链表达式为:

$$\psi_{rc2} = A_2 + B_2 e^{-\tau_{rc2}(t-t_2)} + C_2 e^{-\tau_{sm}(t-t_2)} \quad (13)$$

式中: τ_{m2} ——第 2 阶段转子磁链的衰减时间常数, $\tau_{m2} = j\omega_1 + 1/\tau_{r2}$; τ_{r2} ——第 2 阶段转子衰减时间常数, $\tau_{r2} = L_\sigma/(R_{r2}L_s)$; A_2, B_2, C_2 ——第 2 阶段转子磁链表达式的系数, 详细见式(A3)。

联立式(3)、式(7)和式(13), 可得第 2 阶段的定、转子电流, 将其变换到三相静止坐标系下为:

$$\begin{cases} i_{sc2} = A_{s2}e^{j\omega_1 t} + B_{s2}e^{-j/\tau_r} + C_{s2}e^{\tau_{m2}(t-t_2)} \\ i_{rc2} = A_{r2}e^{j\omega_1 t} + B_{r2}e^{\tau_{m2}t} + C_{r2}e^{-j/\tau_{r2}} \end{cases} \quad t_2 \leq t < t_3 \quad (14)$$

式中: τ_{m2} ——第 2 阶段定子短路电流中的转子衰减时间常数, $\tau_{m2} = j(s-1)\omega_1 - 1/\tau_{r2}$; $A_{s2}, B_{s2}, C_{s2}, A_{r2}, B_{r2}, C_{r2}$ ——第 2 阶段的定、转子短路电流的系数, 详细见式(A4)。

2.3.3 第 3 阶段短路电流表达式

当 t_3 时刻 3 级撬棒全部投入, 转子磁链的衰减状态继续发生改变, 以第 2 阶段的转子磁链末值(t_3 时刻)作为第 3 阶段的初值, 即:

$$\psi_{rc2}^c = A_2 + B_2e^{-\tau_{m2}t_3} + C_2e^{-\tau_{m2}t_3} \quad (15)$$

同理, 可求得第 3 阶段的定、转子短路电流表达式并转换到三相静止坐标系下为:

$$\begin{cases} i_{sc3} = A_{s3}e^{j\omega_1(t-t_3)} + B_{s3}e^{-(t-t_3)/\tau_r} + C_{s3}e^{\tau_{m3}(t-t_3)} \\ i_{rc3} = A_{r3}e^{j\omega_1(t-t_3)} + B_{r3}e^{\tau_{m3}(t-t_3)} + C_{r3}e^{-(t-t_3)/\tau_{r3}} \end{cases} \quad t \geq t_3 \quad (16)$$

式中: R_{rc3} ——3 级撬棒都投入后转子侧的等效电阻, $R_{rc3} = R_r + R'_{c3}$; τ_{m3} ——第 3 阶段定子短路电流的转子衰减时间常数, $\tau_{m3} = j(s-1)\omega_1 - 1/\tau_{r3}$; τ_{r3} ——第 3 阶段的转子衰减时间常数, $\tau_{r3} = L_\sigma/R_{r3}L_s$; $A_{s3}, B_{s3}, C_{s3}, A_{r3}, B_{r3}, C_{r3}$ ——第 3 阶段定转子短路电流的系数, 详细见式(A5)。

综合式(10)、式(14)和式(16), 可得计及多级撬棒投切策略的 DFIG 定、转子短路电流表达式为:

$$\begin{cases} i_s = \begin{cases} i_{sc1}, & t_1 \leq t < t_2 \\ i_{sc2}, & t_2 \leq t < t_3 \\ i_{sc3}, & t \geq t_3 \end{cases} \\ i_r = \begin{cases} i_{rc1}, & t_1 \leq t < t_2 \\ i_{rc2}, & t_2 \leq t < t_3 \\ i_{rc3}, & t \geq t_3 \end{cases} \end{cases} \quad (17)$$

由式(17)可知: 整个故障期间 DFIG 的定、转子三相短路电流由多级撬棒投入过程所对应的 3 个阶段短路电流组成, 各阶段包含所对应的定、转子短路电流, 定子短路电流由稳态基频分量、暂态直流分量和转速频率分量构成; 转子短路电流由频率为 $(\omega_1 - \omega_r)$ 强制差频分量、转速频率分量和暂态直流分量构成。

短路电流的各分量均受到电压跌落程度与撬棒等效阻值的影响。其中, 定子的基频分量和转子的差频分量大小主要取决于故障后 DFIG 的机端残压。定子电流的暂态直流分量由故障瞬间定子磁链守恒所致, 转子电流的暂态直流分量

则是撬棒动作瞬间为维持转子磁链不变而产生的感应电流, 定子电流的暂态直流分量以定子时间常数衰减, 转子电流的暂态直流分量以各阶段对应的转子时间常数衰减。由于定、转子磁链存在相互耦合的关系, 因此定、转子绕组分别感应出频率都为 ω_r 并以各阶段转子时间常数衰减的定子电流转速频率分量和以定子时间常数衰减的转子电流转速频率分量, 其中转子衰减时间常数的大小会受到因多级撬棒投入而使转子侧等效电阻发生变化的影响。

2.4 多级撬棒的阻值整定

第 1 级撬棒的阻值整定如下:

本文忽略转子绕组 R_r 的影响, 将式(10)简化为转子电流峰值 I_{rmax} 与撬棒阻值 R_c 的相关的函数表达式为^[21]:

$$I_{rmax} = \frac{U_s}{\sqrt{\left(\frac{\omega_r L_\sigma}{L_s}\right)^2 + R_c^2}} \quad (18)$$

第 1 级撬棒投入作用为抑制转子过电流, 因此采用第 1 级撬棒动作的阈值作为其阻值的整定值, 即: $I_{rmax} = I_{rth}$ 。进而可得出第 1 级撬棒阻值 R_{c1} 的整定值表达式为:

$$R_{c1} = \frac{\sqrt{U_s^2 - \left(\frac{\omega_r L_\sigma I_{rth}}{L_s}\right)^2}}{I_{rth}} \quad (19)$$

为更为直观的说明第 1 级撬棒的整定过程, 选取表 1 所用 DFIG 模型参数, 根据式(18)作出转子电流峰值 I_{rmax} 与撬棒阻值 R_c 的关系曲线如图 9 所示, 取 $I_{rmax} = I_{rth} = 2 \text{ pu}$ 作为 R_{c1} 的整定值, 即 $R_{c1} = 0.18 \text{ pu}$ 。

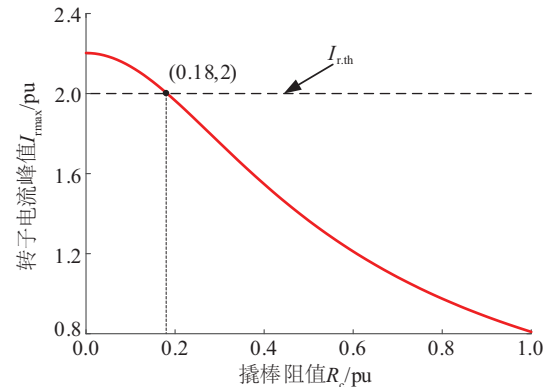


图 9 I_{rmax} 与 R_c 的关系曲线

Fig. 9 Relationship curve between I_{rmax} and R_c

第 2、3 级撬棒阻值的整定如下:

根据式(18), 直流母线电压 U_{dc} 与撬棒阻值 R_c 的相关的函数表达式可简化表示为^[18]:

$$U_{dc} = I_{rmax} R_c = \frac{U_s R_c}{\sqrt{\left(\frac{\omega_r L_\sigma}{L_s}\right)^2 + R_c^2}} \quad (20)$$

第 2、3 级撬棒配合动作是为了彻底抑制直流母线过电压,将直流母线电压 U_{dc} 抑制到 $U_{dc.th2}$ 及以下,因此分别采用第 2、3 级撬棒动作的阈值作为其阻值的整定值,即: $U_{dc} = U_{dc.th1}$, $U_{dc} = U_{dc.th2}$ 。进而可得出第 2、3 级撬棒阻值 R_{c2} 、 R_{c3} 的整定值表达式分别为:

$$R_{c2} = \frac{U_{dc.th1} \omega_r L_\sigma}{L_s \sqrt{U_s^2 - U_{dc.th1}^2}} \quad (21)$$

$$R_{c3} = \frac{U_{dc.th2} \omega_r L_\sigma}{L_s \sqrt{U_s^2 - U_{dc.th2}^2}} \quad (22)$$

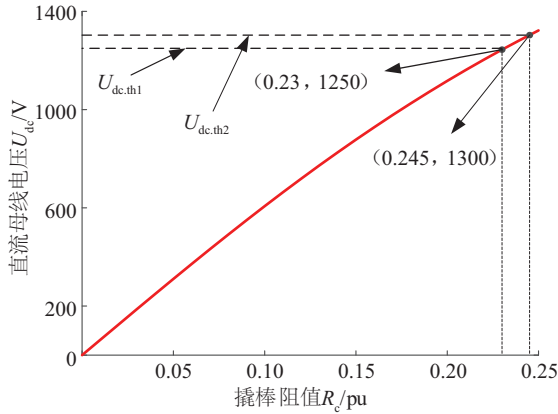


图 10 U_{dc} 与 R_c 的关系曲线

Fig. 10 Relationship curve between U_{dc} and R_c

为更为直观地说明第 2、3 级撬棒的整定过程,选取表 1 所用 DFIG 模型参数,根据式(20)作出直流母线电压 U_{dc} 与撬棒阻值 R_c 的关系曲线如图 10 所示,取 $U_{dc} = U_{dc.th1} = 1250$ V, $U_{dc} = U_{dc.th2} = 1300$ V 作为 R_{c2} 、 R_{c3} 的整定值,即 $R_{c2} = 0.23$ pu, $R_{c3} = 0.245$ pu。

第 1 级撬棒投入后,撬棒的等效电阻为 $R_{c1} = 0.18$ pu,当第 2 级撬棒投入后,第 1、2 级撬棒呈并联关系,撬棒的等效电阻减小为 R'_{c2} ,其阻值为:

$$R'_{c2} = \frac{R_{c1} R_{c2}}{R_{c1} + R_{c2}} = 0.101 \text{ pu} \quad (23)$$

当第 3 级撬棒投入后,撬棒的等效电阻进一步减小为 R'_{c3} ,其阻值为:

$$R'_{c3} = \frac{R'_{c2} R_{c3}}{R'_{c2} + R_{c3}} = 0.0715 \text{ pu} \quad (24)$$

2.5 GSC 附加无功补偿策略的短路特性分析

在电网电压定向控制方式下,GSC 通过计算无功电流参考值来控制无功功率输出以支撑电网电压。若在故障期间保留 GSC 的外环会增大电流的参考值,不利于机组安全稳定运行,因而在电网发生严重故障时,只考虑电流内环控制^[22]。GSC 的电压方程表示为:

$$u_g = u_s + R_g i_g + L_g \frac{di_g}{dt} + j\omega_1 L_g i_g \quad (25)$$

式中: L_g ——网侧等效滤波电感; R_g ——网侧等效电阻; i_g ——

GSC 侧的电流。

GSC 电流环采用比例-积分(proportional-integral, PI)控制,其控制方程为:

$$u_g = k_{pg}(i_g^* - i_g) + k_{ig} \int (i_g^* - i_g) dt + u_s + j\omega_1 L_g i_g \quad (26)$$

式中: k_{pg} 、 k_{ig} ——GSC 电流环 PI 控制器的比例、积分参数; i_g^* ——采用无功补偿策略的 GSC 电流参考值, $i_g^* = i_{gd}^* + j i_{gq}^*$ 。

通过联立式(25)和式(26)可得,GSC 的电流微分方程为:

$$\frac{d^2 i_g}{dt^2} + \alpha_1 \frac{di_g}{dt} + \alpha_2 i_g = \alpha_2 i_g^* \quad (27)$$

式中: $\alpha_1 = (R_g + k_{pg})\omega_1/L_g$ 、 $\alpha_2 = k_{ig}\omega_1^2/L_g$ ——GSC 电流微分方程的系数。

通过求解式(27),可得 GSC 的短路电流表达式,将其转换到三相静止坐标系下为:

$$i_g = i_g^* e^{j\omega_1 t} + c_1 e^{(j\omega_1 + \beta_1)t} + c_2 e^{(j\omega_1 + \beta_2)t} \quad (28)$$

式中: β_1 、 β_2 ——GSC 电流微分方程的特征方程的两个不相等特征根; c_1 、 c_2 ——GSC 短路电流的系数; i_{g0} ——故障初始时刻的 GSC 电流。具体表达式分别为:

$$\begin{cases} \beta_1 = \frac{-\alpha_1 + \sqrt{\alpha_1^2 - 4\alpha_2}}{2} \\ \beta_2 = \frac{-\alpha_1 - \sqrt{\alpha_1^2 - 4\alpha_2}}{2} \end{cases} \quad (29)$$

$$\begin{cases} c_1 = \frac{\frac{di_{g0}}{dt} - \beta_2(i_{g0} - i_g^*)}{\beta_1 - \beta_2} \\ c_2 = \frac{\frac{di_{g0}}{dt} - \beta_1(i_{g0} - i_g^*)}{\beta_2 - \beta_1} \\ \frac{di_{g0}}{dt} = \frac{\omega_1 k_{pg}(i_g^* - i_{g0})}{L_g} \end{cases} \quad (30)$$

根据式(28)可得,GSC 的短路电流包含两个主要部分:稳态基频分量和暂态自然分量,其中稳态基频分量的大小主要取决于与 GSC 电流参考值,暂态自然分量会受到 GSC 控制参数的影响。

故障期间 DFIG 馈出的短路全电流由定子短路电流和 GSC 短路电流共同组成,即:

$$i_f = i_s + i_g \quad (31)$$

3 故障期间 DFIG 的无功特性分析

3.1 多级撬棒投入后的 DFIG 无功特性分析

当故障期间多级撬棒开始投入时,风力机总的无功功率 Q_s 主要由两部分构成:第 1 部分为定子磁链快速衰减向电网发出无功功率 Q_+ ;第 2 部分为风力机异步运行从电网吸收无功功率 Q_- ^[23],即:

$$Q_+ \approx \frac{U_s^2 X_s}{X_s^2} [(-L_m^2/L_s L_r) e^{-t/\tau_{rc}} \cos(\omega_1 t + \alpha) + e^{-t/\tau_r} \cos \alpha]^2 \quad (32)$$

$$Q_- = \left[\frac{[(1-k)U_s]^2}{(R_s + R_{req})^2 + (X_{os} + X_{or})^2} \right] \cdot (1 - e^{-t/\tau_r})^2 (X_{os} + X_{or}) \quad (33)$$

$$Q_s = Q_+ + Q_- \quad (34)$$

式中: U_s ——定子电压幅值; X_s 、 X_{os} 、 X_{or} ——电网等值电抗和定、转子侧的漏抗; α —— Q_+ 的功率因数角, $\alpha = \varphi_0 + \arctan[1/s(\omega_1 \tau_c)]$; R_{req} ——计及多级撬棒的转子侧等效电阻, $R_{req} = R_r + R_{ccq}$ (其中 R_{ccq} 为多级撬棒的等效电阻); τ_{rc} ——多级撬棒保护下的转子衰减时间常数, $\tau_{rc} = L_{\sigma}/R_{req} L_s$; τ_a —— Q_- 的衰减时间常数, $\tau_a = (L_s + L_r)/(R_s + R_s + R_{req})$ (其中 R_s 、 L_s 为电网等值电阻和电感)。

由式(34)可知,故障瞬间机端电压迅速跌落, Q_- 较小, Q_+ 占 Q_s 的主要组成部分,DFIG 向电网注入大量无功,有效支撑了电网电压的恢复与稳定,然而随着故障持续, Q_+ 以 τ_{rc} 快速进行衰减,直至其直流分量衰减殆尽,DFIG 过渡至异步运行状态, Q_s 的主要部分变为 Q_- ,进而风力机开始从电网吸收无功,若在此之后投入撬棒并闭锁 RSC,将导致系统无功缺额进一步加剧。相比于传统撬棒保护,多级撬棒保护为主动式,各级撬棒均采用 IGBT 控制实现快速投切,能在故障结束之前及时地切除各级撬棒,投入 RSC 运行,有利于电网电压恢复。

根据图 11 可得 DFIG 等值阻抗为:

$$Z_{DFIG} = R_{eq} + jX_{eq} = R_s + jX_{os} + jX_m // (R_{req} + jX_{or}) \quad (35)$$

式中:

$$\begin{cases} R_{eq} = R_s + \frac{R_{req} X_m^2}{R_{req}^2 + (X_m + X_{or})^2} \\ X_{eq} = X_{os} + \frac{R_{req}^2 X_m + (X_m + X_{or}) X_m X_{or}}{R_{req}^2 + (X_m + X_{or})^2} \end{cases} \quad (36)$$

式中: X_m ——互感支路等效电抗。

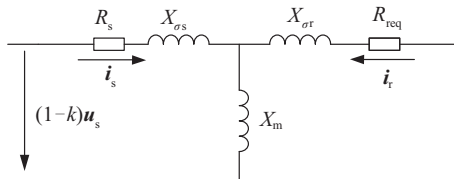


图 11 多级撬棒投入后的简化等值电路

Fig. 11 Simplified equivalent circuit after multi-stage crowbar being put into operation

忽略暂态电流影响,可得当多级撬棒电路投入后,风力机定子侧吸收的无功功率 Q_s 为:

$$Q_s = -\frac{3}{2} [(1-k)U_s]^2 \frac{X_{eq}}{R_{eq}^2 + X_{eq}^2} \quad (37)$$

由式(37)可知各级撬棒依次投入后,撬棒的等效阻值逐步减小,会使得风力机定子侧吸收更多的无功。

3.2 GSC 附加无功补偿策略后的无功特性分析

由于 GSC 采用电网电压定向矢量控制 ($u_{gd} = U_g$, $u_{gq} = 0$),其向电网输出的无功功率可表示为:

$$Q_g = \frac{3}{2} U_g i_{gq} \quad (38)$$

式中: U_g ——电网电压幅值。

通过上述无功补偿策略计算 GSC 的无功指令值来控制无功电流 i_{gq} 便可实现其向电网输出无功功率。DFIG 的无功输出能力,体现为定子侧与 GSC 共同发出无功功率之和。因此,DFIG 的总无功输出可表示为:

$$Q_{DFIG} = Q_s + Q_g \quad (39)$$

由式(34)可知,当多级撬棒电路投入后,DFIG 定子侧会向电网吸收无功功率。因此,本文在多级撬棒投入的同时 GSC 采用无功补偿策略,使风力机整体呈现对电网输送无功的状态。

4 仿真验证

在 Matlab/Simulink 上建立 DFIG 仿真模型,如图 12 所示,其 DFIG 的模型参数具体如表 1,RSC 和 GSC 的仿真参数如表 2 所示。设定在 $t = 1.5$ s 时,图 12 所示 f_1 处发生三相短路故障,机端电压跌落至 0.2 pu,故障持续时间为 0.1 s。

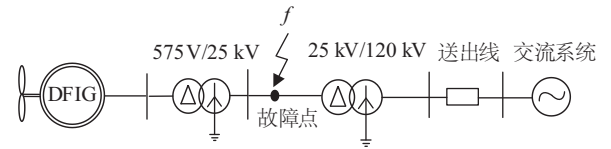


图 12 DFIG 仿真系统接线图

Fig. 12 Connection diagram of DFIG simulation system

表 1 双馈风力发电机模型参数

Table 1 model parameters of DFIG

参数	数值	参数	数值
额定功率/MW	1.5	额定电压/V	575
转子电阻 R_r /pu	0.016	互感 L_m /pu	2.9
定子电阻 R_s /pu	0.023	同步转速 ω_1 /pu	1
定子漏感 $L_{\sigma s}$ /pu	0.18	转子转速 ω_r /pu	1.2
转子漏感 $L_{\sigma r}$ /pu	0.16	一级撬棒 R_{c1} /pu	0.18
二级撬棒 R_{c2} /pu	0.23	三级撬棒 R_{c3} /pu	0.245

表 2 RSC和GSC的仿真参数

Table 2 Simulation parameters of RSC and GSC

参数	数值
网侧等效滤波电感 L_g/pu	0.3
网侧等效电阻 R_g/pu	0.003
GSC的PI控制比例系数 k_{pg}	0.83
GSC的PI控制积分系数 k_{ig}	5
RSC的PI控制比例系数 k_{pr}	0.6
RSC的PI控制积分系数 k_{ir}	8
直流母线电容 C/mF	10

4.1 多级撬棒投切和无功补偿策略的有效性验证

在多级撬棒投切的控制策略下,通过检测转子电流达到阈值的方式来触发第1级撬棒的动作和切除信号,当 $|I_r|$ 超过动作阈值 $I_{r,th} = 2 \text{ pu}$ 时,第1级撬棒阻值投入,当 $|I_r|$ 降低至退出阈值 $I'_{r,th} = 1.2 \text{ pu}$ 时,切除第1级撬棒。通过检测直流母线电压达到阈值的方式来触发第2级和第3级撬棒的动作和切除信号,当 U_{dc} 超过动作阈值 $U_{dc,th1} = 1250 \text{ V}$ 时,第2级撬棒投入, U_{dc} 升高至阈值 $U_{dc,th2} = 1300 \text{ V}$ 时,第3级撬棒投入,使 U_{dc} 不超过最大允许值 1300 V 时。当 U_{dc} 降低至其退出阈值 $U'_{dc,th1} = 1230 \text{ V}$ 时,切除第2级撬棒,当 U_{dc} 降低至其退出阈值 $U'_{dc,th2} = 1280 \text{ V}$ 时,切除第3级撬棒。

为验证故障期间多级撬棒投切和GSC无功补偿控制策略的有效性,基于上述仿真模型,分别与传统定阻值撬棒和无LVRT措施进行仿真对比分析,如图13所示。通过参考上述多级撬棒阻值的整定,传统撬棒选取阻值的范围在第1级~第3级撬棒投入后的等效阻值 $0.07 \sim 0.18 \text{ pu}$ 之间,本文选取 0.12 pu 。

从图13a可看出来,当电网故障时,若不投入撬棒,转子侧的冲击电流非常大,使得转子电流峰值达到 3.82 pu ,会对RSC造成严重危害。如果采用传统定阻值撬棒,可抑制转子电流升高,使其被抑制到 3.07 pu 及以下。而采用多级撬棒投

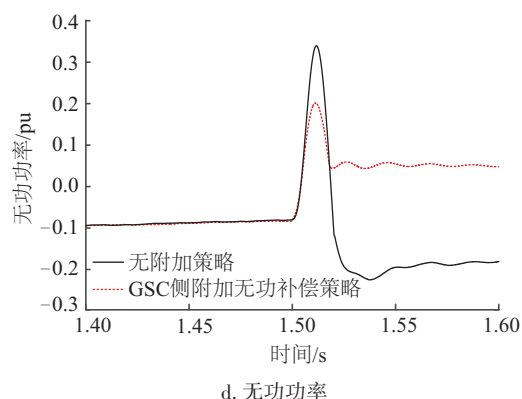
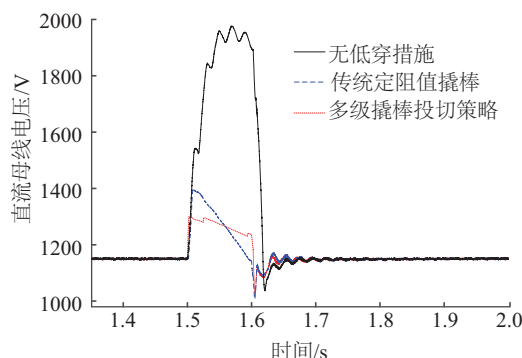
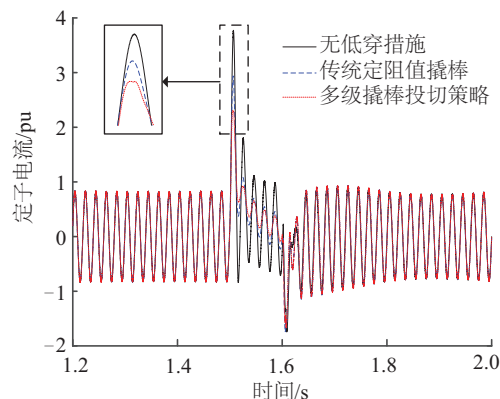
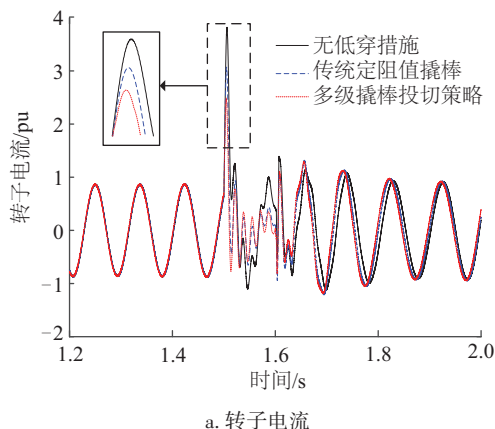


图 13 不同LVRT方案的DFIG短路特性分析对比

Fig. 13 Analysis and comparison of DFIG short-circuit characteristics of different LVRT schemes

切的控制策略后,当转子电流升高到预定阈值即可触发IGBT的导通信号,迅速投入第1级撬棒,相比于传统定电阻撬棒,能及早抑制转子电流升高,转子电流峰值被有效限制在 2.48 pu 之内,凸显了该策略在抑制过电流方面的优越性。如图13b所示,在抑制定子电流峰值方面,多级撬棒投切策略优于不投撬棒以及传统固定电阻撬棒方案,该策略借由降低直流侧电压,减少了定子冲击电流,最终将峰值成功限制在 2.3 pu 之内。

从图13c还可看出来,在传统定阻值撬棒以及撬棒不投入的情况下,直流母线电压快速升高且难以得到有效抑制,其峰值分别达到 1397 和 1977 V ,但通过第2、3撬棒的协同

配合投入,减小撬棒的等效阻值,可使直流母线电压提前进入衰减并将其抑制到 1300 V 及以下,由此可说明多级撬棒投切控制策略能有效抑制直流母线过电压。

由图 13d 可知,当多级撬棒投入并闭锁 RSC 后,双馈发电机以感应电机/发电机方式运行,需吸收近 0.2 pu 的无功功率,不利于电网电压恢复。将无功补偿策略施加于 GSC 侧,能阻尼 DFIG 的无功振荡,并使其在故障期间不吸收系统的无功,还可向电网注入约 0.05 pu 的无功功率,以此促进电网电压的快速恢复,让机组安全稳定运行。

从图 14 可看出来,在多级撬棒投切的控制策略下,率先投入第 1 级撬棒来抑制转子过电流,在确保转子过电流得到有效抑制的基础上,通过依次投入第 2、3 级撬棒以抑制直流母线电压的上升,且在电网故障恢复之前,能及时地切除各级撬棒,投入转子侧变流器运行,有利于电网电压恢复。

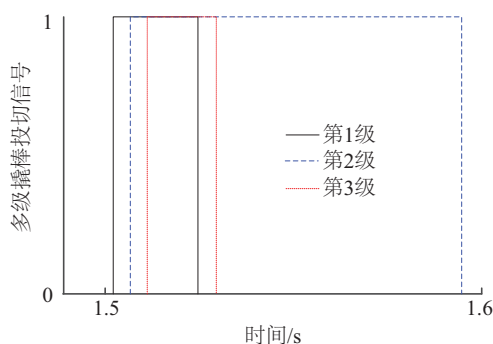
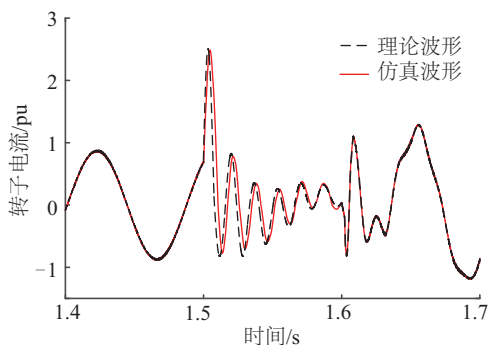


图 14 多级撬棒投切信号

Fig. 14 Multistage crowbar switching signal

4.2 短路电流表达式的正确性验证

在电网故障工况下,对采用多级撬棒投切策略的 DFIG 进行仿真,以其中一相短路电流为例,其理论波形与仿真波形对比如图 15 所示。由图 15 可知,DFIG 短路电流的理论波形与仿真波形在趋势上总体吻合,但存在一定误差。误差主要体现在两方面:1)理论波形峰值出现时刻略早;2)两者峰值存在细微偏差,其中定、转子电流的理论波形峰值分别为 2.33 和 2.53 pu,均略高于其仿真波形的 2.3 pu 和 2.48 pu。GSC 短路电流的理论波形与仿真波形趋势则基本保持一致,两种峰值



a. 转子电流

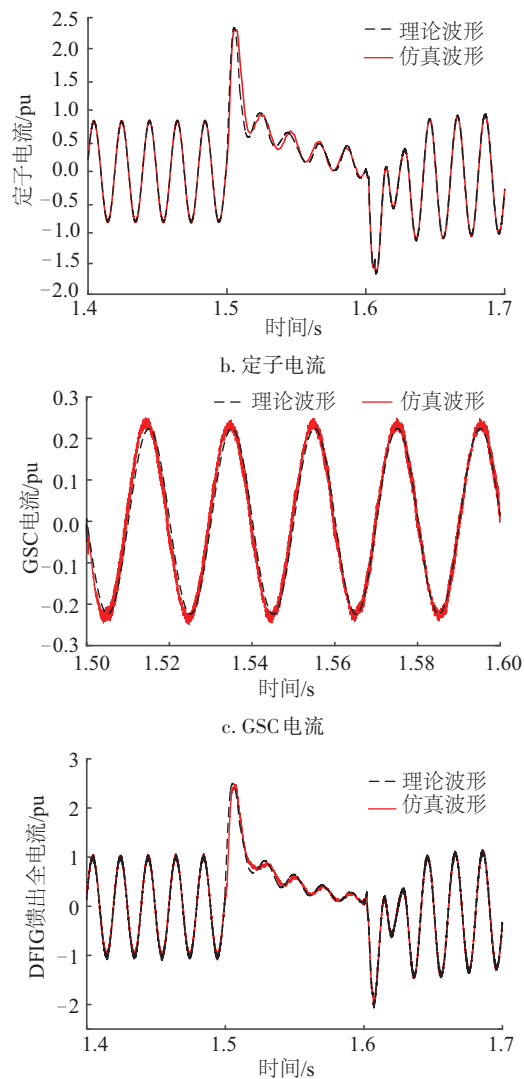


图 15 DFIG 短路电流理论和仿真波形对比

Fig. 15 Comparison of DFIG short-circuit current theory and simulation waveform

出现时间也几乎相同且峰值均为 0.24 pu。此外,DFIG 全电流由定子电流与 GSC 电流组成,其仿真与理论波形峰值分别为 2.55 和 2.58 pu。

出现上述误差的原因是从检测撬棒动作信号到撬棒实际投入需一定时间,而计算值忽略撬棒的动作时间,以及本文假设 RSC 闭锁后,转子电压瞬间跌落至 0,忽略各级撬棒动作对定子磁链的影响,使其保持恒定,且故障期间认定定、转子转速不变等,但风力机本身会受到控制系统的影响,转子电压和转速等会发生一定变化。

综上,当电网故障时,DFIG 采用的多级撬棒投切和无功补偿的控制策略,不仅能同时抑制转子电流和直流侧电压升高,还能提供无功支撑以恢复电网电压。此外,短路电流仿真与理论波形的总体变化趋势具有较高的拟合度,由此证明多级撬棒投切和无功补偿控制策略的有效性及其短路电流

表达式推导的正确性。

5 结 论

本文提出多级撬棒投切和无功补偿的控制策略,推导DFIG采用该控制策略下的短路电流解析式并整定各级撬棒的阻值,然后对无功特性进行分析,最后对该控制策略的有效性 & 理论分析的正确性进行仿真验证,可得到以下结论:

1) 对于采用多级撬棒投切控制策略的DFIG,通过动态调节撬棒等效阻值,同时实现对转子过电流与直流母线过电压的有效抑制,且多级撬棒整体的投入时间相比于传统定阻值撬棒缩短了,能够更快恢复RSC的工作状态。

2) 当电压深度跌落时,多级撬棒依次投入后,撬棒整体的等效阻值减小,会增加风力机吸收的无功功率。因此在多级撬棒投入的同时,GSC侧附加无功补偿策略,可很好地解决故障期间风力机吸收无功的问题,向电网提供无功支撑,有助于提升电网电压的稳定性。

3) 通过分析各级撬棒投入阶段的定、转子短路电流和附加无功补偿策略的GSC短路电流,发现定、转子短路电流均含有暂态直流衰减分量与转速频率衰减分量。二者的主要区别在于:定子短路电流包含稳态基频分量,而转子短路电流包含强制差频分量。此外,GSC短路电流则主要包含稳态基频分量与暂态自然分量。

[参考文献]

- [1] 郭剑波,王铁柱,罗魁,等.新型电力系统面临的挑战及应对思考[J].新型电力系统,2023,1(1):32-43.
GUO J B, WANG T Z, LUO K, et al. Development of new power systems: challenges and solutions [J]. New type power systems, 2023, 1(1): 32-43.
- [2] 文云峰,杨伟峰,汪荣华,等.构建100%可再生能源电力系统述评与展望[J].中国电机工程学报,2020,40(6):1843-1855.
WEN Y F, YANG W F, WANG R H, et al. Review and prospect of toward 100% renewable energy power systems [J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(6): 1843-1855.
- [3] 蒋昊,许立雄,崔晓丹,等.基于保护电路运行状态增强识别的双馈风电场等值建模[J].电力系统保护与控制,2024,52(22):129-142.
JIANG H, XU L X, CUI X D, et al. Equivalent modeling of a DFIG farm based on enhanced recognition of protection circuit operating state [J]. Power system protection and control, 2024, 52(22): 129-142.
- [4] 潘文霞,杨刚,刘明洋,等.考虑Crowbar电阻的双馈电机短路电流计算[J].中国电机工程学报,2016,36(13):3629-3634.
PAN W X, YANG G, LIU M Y, et al. Calculation of short-circuit current of DFIG with the considering of crowbar resistance [J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(13): 3629-3634.
- [5] 范小红,安德超,孙士云,等.计及撬棒保护动作时间的双馈风机三相短路电流特性分析[J].电工技术学报,2019,34(16):3444-3452.
FAN X H, AN D C, SUN S Y, et al. Three-phase short circuit current characteristic analysis of doubly fed induction generator considering crowbar protection action time [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2019, 34(16): 3444-3452.
- [6] 孔祥平,张哲,尹项根,等.计及撬棒保护影响的双馈风力发电机组故障电流特性研究[J].电工技术学报,2015,30(8):1-10.
KONG X P, ZHANG Z, YIN X G, et al. Study of fault current characteristics of DFIG considering impact of crowbar protection [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(8): 1-10.
- [7] 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 Z P, LI J, ZHENG T, 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.
- [8] 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 X H, SUN S Y, SUN D J, 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.
- [9] 何超,谭亲跃,杨柳.自适应撬棒技术对双馈风电机组的影响研究[J].太阳能学报,2020,41(9):347-352.
HE C, TAN Q Y, YANG L. Research on influence of adaptive crowbar protection technology on doubly fed induction generator [J]. Acta energiae solaris sinica, 2020, 41(9): 347-352.
- [10] 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 S P, YU K, SONG G B. 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.
- [11] 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 A G, WU Y Y, WANG C Q, 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.
- [12] 吴志鹏, 曹铭凯, 李银红. 计及Crowbar状态改进识别的双馈风电场等值建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(2): 603-613.
- WU Z P, CAO M K, LI Y H. An equivalent modeling method of DFIG-based wind farm considering improved identification of crowbar status [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(2): 603-613.
- [13] 杨兴雄, 束洪春, 单节杉, 等. 计及阻容式撬棒动作时间的双馈风机短路电流分析[J]. 电工技术学报, 2021, 36(22): 4716-4725.
- YANG X X, SHU H C, SHAN J S, et al. Short circuit current analysis of DFIG considering resistance-capacitance type crowbar protection action time [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2021, 36(22): 4716-4725.
- [14] 冯海洋, 束洪春, 杨兴雄, 等. 计及阻容式撬棒的混合型风电场协同控制及故障特性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(8): 111-122.
- FENG H Y, SHU H C, YANG X X, et al. Synergetic control and fault characteristics analysis of hybrid wind farm considering resistance-capacitance crowbar[J]. Power system protection and control, 2024, 52(8): 111-122.
- [15] 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 L L, WANG Y J. LV ride through control strategy of doubly fed induction generator based on crowbar series capacitor [J]. Power system technology, 2018, 42(7): 2089-2094.
- [16] 李生民, 贾铎, 肖亚敏. 采用新型动态撬棒的DFIG低高电压连锁故障穿越技术研究[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(14): 79-86.
- LI S M, JIA D, XIAO Y M. Low-high voltage chain fault ride-through technology of DFIG with active crowbar [J]. Power system protection and control, 2018, 46(14): 79-86.
- [17] 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 Z C, LEI Y, OU R, 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.
- [18] 张曼, 姜惠兰. 基于撬棒并联动态电阻的自适应双馈风力发电机低电压穿越[J]. 电工技术学报, 2014, 29(2): 271-278.
- ZHANG M, JIANG H L. Adaptive low voltage ride-through of doubly-fed induction generators based on crowbar with a parallel dynamic resistor [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2014, 29(2): 271-278.
- [19] 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 H L, FAN Z L, CHEN J. 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.
- [20] GB/T 19963.1—2021, 风电场接入电力系统技术规定第1部分: 陆上风电[S].
- GB/T 19963.1—2021, Technical specification for connecting wind farm to power system-part 1: on shore wind power[S].
- [21] 毕溱, 刘毅力, 尚小东, 等. 一种改进撬棒电路保护法在风电场LVRT中的应用[J]. 智慧电力, 2020, 48(11): 22-28.
- BI Q, LIU Y L, SHANG X D, et al. Application of improved crowbar circuit protection method to LVRT of wind farm[J]. Smart power, 2020, 48(11): 22-28.
- [22] 靳现林, 蔡晓宇, 刘其辉, 等. 一种考虑RSC和GSC的双馈风机短路电流实用计算方法[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(24): 23-30.
- JIN X L, CAI X Y, LIU Q H, et al. A practical calculation method for short-circuit current of DFIG considering RSC and GSC [J]. Power system protection and control, 2019, 47(24): 23-30.
- [23] 徐殿国, 王伟, 陈宁. 基于撬棒保护的双馈电机风电场低电压穿越动态特性分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(22): 29-36.
- XU D G, WANG W, CHEN N. Dynamic characteristic analysis of doubly-fed induction generator low voltage ride-through based on crowbar protection [J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(22): 29-36.

ANALYSIS OF FAULT CHARACTERISTICS OF DOUBLE FED INDUCTION GENERATOR CONSIDERING MULTI-STAGE CROWBAR SWITCHING AND REACTIVE POWER COMPENSATION STRATEGY

Zhang Pihao, Shu Hongchun, Sun Shiyun, Jiang Chaoshun, Li Boyu, Ai Bi

(*Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China*)

Abstract: In view of the problems that traditional crowbar protection is difficult to simultaneously suppress rotor current and DC bus voltage as well as absorb reactive power during low-voltage ride-through. This paper proposes a control strategy of multi-stage crowbar switching and reactive power compensation. During the fault period, the crowbar resistance is adjusted in real time by grading the crowbar, so as to achieve the purpose of suppressing the rotor overcurrent and DC bus overvoltage. At the same time as the multi-stage crowbar is put into operation, the GSC adopts the reactive power compensation strategy, so that the fan can provide certain reactive power support to the power grid. On this basis, the change of rotor flux linkage after the crowbars at all levels are put into operation is analyzed, analytical expressions for the stator and rotor short-circuit currents upon the activation of each crowbar stage are derived, and the resistance value for each stage is subsequently set. Then, the short-circuit current of GSC is analyzed according to the reactive power compensation strategy, and then the influence of multi-stage crowbar protection access and GSC additional reactive power compensation strategy on DFIG reactive power characteristics is further analyzed. Finally, the effectiveness of the proposed control strategy and the correctness of the short-circuit current expression are verified by simulation.

Keywords: wind power; double fed induction generator; short circuit current; low voltage ride through; multi-stage crowbar; reactive power compensation

附录A

$$\begin{cases} A_1 = \frac{R_{r1}L_m}{j\omega_1 L_\sigma \tau_{m1}} (1-k)u_s \\ B_1 = \frac{R_{r1}L_m}{j\omega_1 L_\sigma (\tau_{sn} - \tau_{m1})} ku_s \\ C_1 = -\frac{R_{r1}L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m1} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m1}} \right] \end{cases} \quad (A1)$$

$$\begin{cases} A_{s1} = \left(\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r1}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m1}} \right) (1-k)u_s \\ B_{s1} = \left[\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r1}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m1})} \right] ku_s \\ C_{s1} = -\frac{R_{r1}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m1} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m1}} \right] \\ A_{r1} = \left(\frac{L_s R_{r1} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m1}} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right) (1-k)u_s \\ B_{r1} = \left[\frac{L_s R_{r1} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m1})} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right] ku_s \\ C_{r1} = -\frac{R_{r1}L_m L_s}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m1} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m1}} \right] \end{cases} \quad (A2)$$

$$\begin{cases} A_2 = \frac{R_{r2}L_m}{j\omega_1 L_\sigma \tau_{m2}} (1-k)u_s \\ B_2 = \frac{R_{r2}L_m}{j\omega_1 L_\sigma (\tau_{sn} - \tau_{m2})} ku_s \\ C_2 = \psi_{r1}^c - \frac{R_{r2}L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m2} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m2}} \right] \end{cases} \quad (A3)$$

$$\begin{cases} A_{s2} = \left(\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r2}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m2}} \right) (1-k)u_s \\ B_{s2} = \left[\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r2}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m2})} \right] ku_s \\ C_{s2} = \frac{L_m}{L_\sigma} \psi_{r1}^c - \frac{R_{r2}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m2} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m2}} \right] \end{cases} \quad (A4)$$

$$\begin{cases} A_{r2} = \left(\frac{L_s R_{r2} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m2}} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right) (1-k)u_s \\ B_{r2} = \left[\frac{L_s R_{r2} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m2})} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right] ku_s \\ C_{r2} = \frac{L_s}{L_\sigma} \psi_{r1}^c - \frac{R_{r2}L_m L_s}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m2} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m2}} \right] \end{cases}$$

$$\begin{cases} A_{s3} = \left(\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r3}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m3}} \right) (1-k)u_s \\ B_{s3} = \left[\frac{L_r}{j\omega_1 L_\sigma} - \frac{R_{r3}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m3})} \right] ku_s \\ C_{s3} = \frac{L_m}{L_\sigma} \psi_{r2}^c - \frac{R_{r3}L_m^2}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m3} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m3}} \right] \end{cases} \quad (A5)$$

$$\begin{cases} A_{r3} = \left(\frac{L_s R_{r3} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 \tau_{m3}} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right) (1-k)u_s \\ B_{r3} = \left[\frac{L_s R_{r3} L_m}{j\omega_1 L_\sigma^2 (\tau_{sn} - \tau_{m3})} - \frac{L_m}{j\omega_1 L_\sigma} \right] ku_s \\ C_{r3} = \frac{L_s}{L_\sigma} \psi_{r2}^c - \frac{R_{r3}L_m L_s}{j\omega_1 L_\sigma^2} \left[\frac{ku_s}{\tau_{m3} - \tau_{sn}} + \frac{(1-k)u_s}{\tau_{m3}} \right] \end{cases}$$