

DFIG 高电压穿越暂态特性分析及控制策略改进

宁日红¹, 罗英和², 李含霜¹

(1. 广西电力职业技术学院 电力工程学院, 广西 南宁 530007;

2. 桂林理工大学 南宁分校, 广西 桂林 541004)

摘要: 针对双馈感应发电机(DFIG)高电压穿越问题, 本文详细分析了DFIG在电网电压骤升至恢复期间的磁链变化。在此基础上, 从转子侧和电网侧分析了电压突升故障期间DFIG的瞬态特性; 提出将前馈补偿分量添加到转子侧换流器功率外环来改进转子侧换流器的控制策略; 为了抑制直流母线电压波动, 对网侧换流器进行控制策略改进。仿真结果表明, 改进控制策略显著降低了转子电流和直流母线电压的冲击幅度, 大大提高了DFIG的瞬态响应。

关键词: 双馈感应风力发电机; 高电压穿越; 暂态特性; 改进控制策略

中图分类号: TM614 **文献标识码:** A **DOI:** 10.19457/j.1001-2095.dqcd19992

Transient Analysis and Control Strategy Improvement of High Voltage Ride Through for Doubly Fed Induction Generator

NING Rihong¹, LUO Yinghe², LI Hanshuang¹

(1. School of Electric Power Engineering, Guangxi Electrical Polytechnic

Institute, Nanning 530007, Guangxi, China; 2. Nanning campus,

Guilin University of Technology, Guilin 541004, Guangxi, China)

Abstract: Aiming at the problem of high voltage ride through of doubly fed induction generator (DFIG), the flux linkage change of DFIG during the period from voltage swell to recovery was analyzed in detail. On this basis, the transient characteristics of DFIG during voltage swell fault were analyzed from the rotor side and the grid side. The control strategy of the rotor side converter was improved by adding the feed-forward compensation component to the power outer ring of the rotor side converter. In order to suppress the DC bus voltage fluctuation, the control strategy of the network side converter was improved. The simulation results show that the improved control strategy significantly reduces the impact magnitude of rotor current and DC bus voltage, and greatly improves the transient response of DFIG.

Key words: doubly-fed induction generator(DFIG); high voltage ride through(HVRT); transient characteristics; improved control strategy

双馈感应风力发电机(doubly fed induction generator, DFIG)具有风能转换率高、转换器容量小、有功功率和无功功率解耦控制等优点, 逐步取代恒速恒频风力发电机, 成为风电市场的主流模式^[1-3]。但由于DFIG自身结构的特点, 使其对电网电压故障尤为敏感, 若机组大规模脱网, 会严重影响电网的安全运行。对于电网电压跌落时的低电压穿越技术, 目前已有大量文献对此进行研究并取得了一定的研究成果^[4-8], 然而, 用于电网电压浪涌的高电压穿越(high voltage ride

through, HVRT)技术尚未得到足够的重视。我国目前还没有相关的高电压穿越准则, 但一些发达国家已有明确的相关标准, 澳大利亚并网导则要求在电压上升至1.3(标么值)时, 风电机组应并网运行60 ms, 并且能够提供足够大的故障恢复电流, 且900 ms后恢复到1.1(标么值)^[9]。

为了分析HVRT的瞬态过程, 在文献[9]中给出了电网电压上升时双馈风力发电机的运行特性, 但没有详细分析电磁过渡过程。文献[10-11]分析了电网电压上升时DFIG的电磁暂态过

作者简介: 宁日红(1973—), 女, 硕士, 讲师, Email: ningrihong1123@126.com

程,得出影响HVRT的运行因素;文献[12]比较了电网电压上升和下降时的电磁转换过程。对于高电压穿越的控制策略,文献[13]通过并网逆变器提高故障期间变流器的可控性,防止能量倒灌而引起过电压和过电流现象的发生。文献[14]从系统源网协调的角度提出一种动态无功补偿装置主/辅协调控制策略来降低风机高电压脱网事故。文献[15-16]根据有功功率和无功功率的关系,提出系统无功调节的高电压穿越控制策略。以上文献都从不同的角度对高电压穿越的暂态过程进行分析并提出相应的控制策略,但都没有给出直流母线过电压的具体分析和从定子磁链动态变化对功率外环影响的角度提出相应的控制策略。

针对以上问题,本文从转子侧和网侧两方面分析了双馈风力发电机电网电压骤升时的暂态过程,给出转子过流和直流母线过电压的原因;在此基础上,与传统研究不同,在转子电压方程中只考虑定子磁链的动态变化,而忽略了其对功率外环的影响,提出考虑定子磁链的动态变化对功率外环的影响,增加前馈补偿分量,改善RSC(rotor side converter)的控制策略;为抑制直流母线电压波动,以GSC(grid side converter)输入功率和输出功率相平衡为出发点,提出GSC的改进控制策略。仿真结果表明,改进的控制策略可以降低高电压穿越中转子电流和直流母线电压的波动幅度,具有相对较好的瞬态响应。

1 DFIG 数学模型

DFIG的定子和转子侧采用电机惯例,其数学模型为

$$\begin{cases} U_s = R_s I_s + p\Psi_s + j\omega_1 \Psi_s \\ U_r = R_r I_r + p\Psi_r + j\omega_{sl} \Psi_r \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Psi_s = L_s I_s + L_m I_r \\ \Psi_r = L_m I_s + L_r I_r \end{cases} \quad (2)$$

其中

$$\omega_{sl} = \omega_1 - \omega_r$$

式中: $U_s, U_r, I_s, I_r, \Psi_s, \Psi_r$ 分别为定子和转子的电压、电流、磁链矢量; R_s, R_r, L_s, L_r 分别为定、转子电阻和电感; L_m 为定转子间互感; $\omega_1, \omega_r, \omega_{sl}$ 分别为同步旋转角速度、转子旋转角速度、滑动角速度; p 为微分算子。

由式(2)可得以定、转子磁链表示的电流方程为

$$\begin{cases} I_s = k_r \Psi_s - k_m \Psi_r \\ I_r = -k_m \Psi_s + k_s \Psi_r \end{cases} \quad (3)$$

其中

$$k_r = L_r / L_\sigma$$

$$k_m = L_m / L_\sigma$$

$$k_s = L_s / L_\sigma$$

$$L_\sigma = L_s L_r - L_m^2$$

电网电压故障前($t \leq 0$),系统稳态运行,此时 $U_s = U_s e^{j\omega_1 t}$ 。忽略 R_s ,通过式(1)获得的定子磁链初始值为

$$\Psi_s(0) = U_s / j\omega_1 \quad (4)$$

根据功率表达式可知定子电流初值为

$$\begin{aligned} i_s(0) &= \left[\frac{P(0) + jQ(0)}{U_s(0)} \right]^* \\ &= \frac{P(0) - jQ(0)}{U_s} \end{aligned} \quad (5)$$

式中: $P(0), Q(0)$ 分别为定子侧有功功率和无功功率的初值。

联立式(1)和式(3),转子磁通和转子电压的初始值为

$$\Psi_r(0) = \frac{L_r}{L_m} \Psi_s(0) - \frac{1}{k_m} i_s(0) \quad (6)$$

$$U_r(0) = \frac{R_r + j\omega_{sl} L_r}{L_m} \Psi_s(0) - \frac{R_r k_s + j\omega_{sl}}{k_m} i_s(0) \quad (7)$$

2 DFIG 暂态全过程分析

2.1 定子磁链

假设 $t = 0$ 电网电压急剧上升,电压上升至 $(1+d)U_s$,忽略 R_s , Ψ_s 方程为

$$(1+d)U_s = p\Psi_s + j\omega_1 \Psi_s \quad (8)$$

求解上述微分方程,得:

$$\Psi_s = \frac{(1+d)U_s}{j\omega_1} + C_{s1} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} \quad (9)$$

由 $\Psi_s(0) = U_s / j\omega_1$,可得定子磁链旋转分量的幅值 C_{s1} 为

$$C_{s1} = \frac{-dU_s}{j\omega_1} \quad (10)$$

根据式(9)和式(10),在电网电压上升之后,定子磁链为

$$\Psi_s = \frac{(1+d)U_s}{j\omega_1} + \frac{-dU_s}{j\omega_1} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} \quad 0 \leq t \leq t_1 \quad (11)$$

当 $t = t_1$ 电网电压恢复时, Ψ_s 的动态分析类似于电网电压浪涌的暂态过程, Ψ_s 和恢复过程中定子磁链旋转分量的幅值 C_{s2} 为

$$\Psi_s = \frac{U_s}{j\omega_1} + C_{s2} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} \quad (12)$$

$$C_{s2} = \frac{-dU_s}{j\omega_1} (e^{-t_1/T_s} - e^{j\omega_1 t_1}) \quad (13)$$

从式(11)~式(13)可知,暂态全过程中定子磁链为

$$\Psi_s = \begin{cases} \frac{(1+d)U_s}{j\omega_1} + \frac{-dU_s}{j\omega_1} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} & 0 \leq t \leq t_1 \\ \frac{U_s}{j\omega_1} + \frac{-dU_s}{j\omega_1} (e^{-t_1/T_s} - e^{j\omega_1 t_1}) e^{-j\omega_1 t} e^{-(t-t_1)/T_s} & t \geq t_1 \end{cases} \quad (14)$$

2.2 转子磁链

在电网电压上升之后,假设Crowbar保护立即投入运行,忽略其延迟,并且转子侧换流器被封锁,此时:

$$0 = R'_r I_r + p\Psi_r + j\omega_{sl}\Psi_r \quad (15)$$

其中 $R'_r = R_r + R_{cb}$

式中: R_{cb} 为撬棒电阻。

将式(3)中的转子电流代入式(15),可知 Ψ_r 微分方程为

$$p\Psi_r + (j\omega_{sl} + k_s R'_r)\Psi_r = k_m R'_r \Psi_s \quad (16)$$

求解上述微分方程得:

$$\Psi_r = \frac{k_m R'_r (1+d)U_s}{j\omega_1 (j\omega_{sl} + 1/T'_r)} + \frac{-k_m R'_r dU_s}{j\omega_1 (-j\omega_r + 1/T'_r - 1/T_s)} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} + C_{r1} e^{-j\omega_{sl} t} e^{-t/T'_r} \quad (17)$$

其中 $T'_r = L_\sigma/L_s R'_r$

$$C_{r1} = \Psi_r(0) - \frac{k_m R'_r (1+d)U_s}{j\omega_1 (j\omega_{sl} + 1/T'_r)} - \frac{-k_m R'_r dU_s}{j\omega_1 (-j\omega_r + 1/T'_r - 1/T_s)}$$

$t = t_1$ 时,电网电压恢复,撬棒保护退出运行,此时 Ψ_r 的微分方程为

$$p\Psi_r + (j\omega_{sl} + k_s R_r)\Psi_r = U_r(t_1) + k_m R_r \Psi_s \quad (18)$$

转子磁链的动态分析类似于电网电压降的瞬态过程,即 Ψ_r 为

$$\Psi_r = \frac{U_r(t_1)}{j\omega_{sl} + 1/T_r} + \frac{k_m R_r U_s}{j\omega_1 (j\omega_{sl} + 1/T_r)} + \frac{-k_m R_r d(e^{-t_1/T_s} - e^{j\omega_1 t_1})U_s}{j\omega_1 (-j\omega_r + 1/T_r - 1/T_s)} e^{-j\omega_1 t} e^{-(t-t_1)/T_s} + C_{r2} e^{-j\omega_{sl} t} e^{-(t-t_1)/T_r} \quad (19)$$

从式(17)和式(19)可知,暂态全过程中转子磁链为

$$\Psi_r = \begin{cases} \frac{k_m R'_r (1+d)U_s}{j\omega_1 (j\omega_{sl} + 1/T'_r)} + \frac{-k_m R'_r dU_s}{j\omega_1 (-j\omega_r + 1/T'_r - 1/T_s)} e^{-j\omega_1 t} e^{-t/T_s} + C_{r1} e^{-j\omega_{sl} t} e^{-t/T'_r} & 0 \leq t \leq t_1 \\ \frac{U_r(t_1)}{j\omega_{sl} + 1/T_r} + \frac{k_m R_r U_s}{j\omega_1 (j\omega_{sl} + 1/T_r)} + \frac{-k_m R_r d(e^{-t_1/T_s} - e^{j\omega_1 t_1})U_s}{j\omega_1 (-j\omega_r + 1/T_r - 1/T_s)} e^{-j\omega_1 t} e^{-(t-t_1)/T_s} + C_{r2} e^{-j\omega_{sl} t} e^{-(t-t_1)/T_r} & t \geq t_1 \end{cases} \quad (20)$$

2.3 换流器

双馈风力发电机的背靠背换流器的拓扑结构如图1所示,图1中C为直流母线电容器; U_{dc} 为直流母线电压; i_c 为直流母线电流; P_g, P_r 为网侧和转子侧的有功功率。直流母线上的功率关系为

$$P_c = CU_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} = P_g - P_r \quad (21)$$

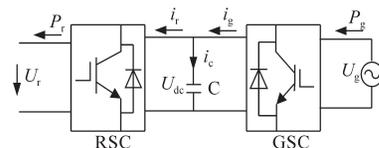


图1 DFIG换流器拓扑结构

Fig.1 Converter topology of doubly fed wind generator

系统稳定运行时,由于 σL_r 很小,且在 $L_m \approx L_s$ 时有: $P_g = P_r$,直流母线电压恒定;电网电压骤升会对转子电压产生影响,进而影响换流器的功率流动,使其出现动态响应。电网电压对称骤升时:

$$P_r = 3U_{r\eta} i_{r\eta} = 3U_s i_{r\eta} [(1+d)se^{j\omega_1 t} + d(1-s)e^{-t/T_s}] \quad (22)$$

$$P_g = 3U_g i_{g\eta} = 3(1+d)U_s i_{g\eta} e^{j\omega_1 t} \quad (23)$$

式中:下标 d, q 分别为旋转坐标系下的 d, q 轴分量。将式(22)、式(23)代入式(21),在忽略 σL_r 这一较小项,且认为 $L_m \approx L_s$ 时得:

$$P_c = CU_{dc} \frac{dU_{dc}}{dt} = P_g - P_r = 3dU_s i_{r\eta} (1-s) e^{-t/T_s} \quad (24)$$

从式(24)可以看出,当电网电压上升时,转子绕组中定子磁链的瞬态衰减分量引起的瞬态衰减电动势影响转子侧的功率,RSC和GSC之间的功率流是不平衡的,导致DC总线电压波动。

3 控制策略改进

3.1 改进转子侧变流器控制策略

电网电压正常时, $\Psi_{sq} = 0, u_{sd} = 0$,认为 $L_m \approx L_s$,

根据式(2)可求得、转子电流关系为

$$\begin{cases} i_{sd} = \frac{\Psi_{sd}}{L_s} - i_{rd} \\ i_{sq} = -i_{rq} \end{cases} \quad (25)$$

根据定子功率表达式 $P_s + jQ_s = -\frac{3}{2}U_s \hat{I}_s$, 此时定子的有功功率和无功功率为

$$\begin{cases} P_s = -\frac{3}{2}u_{sq}i_{rq} \\ Q_s = \frac{3}{2}u_{sq}\left(\frac{\Psi_{sd}}{L_s} - i_{rd}\right) \end{cases} \quad (26)$$

电网电压骤升故障时定子磁链发生变化, 此时 $\Psi_{sq} \neq 0, u_{sd} \neq 0$, 定子有功功率和无功功率变为

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2} [u_{sd}\left(\frac{\Psi_{sd}}{L_s} - i_{rd}\right) - u_{sq}i_{rq}] \\ Q_s = \frac{3}{2} [u_{sd}i_{rq} + u_{sq}\left(\frac{\Psi_{sd}}{L_s} - i_{rd}\right)] \end{cases} \quad (27)$$

对比式(26)和式(27)可知, 考虑电网电压骤升时定子磁链的动态变化, 有功功率和无功功率在传统控制策略上分别增加了 $u_{sd}(\Psi_{sd}/L_s - i_{rd}), u_{sd}i_{rq}$; 电网电压正常时, 这两项为零, 但在电网电压骤升时, $\Psi_{sq} \neq 0, u_{sd} \neq 0$, 这两项不能简单忽略。

因此, 考虑定子磁链的动态变化对功率外环的影响, 将 $u_{sd}(\Psi_{sd}/L_s - i_{rd})$ 和 $u_{sd}i_{rq}$ 作为功率外环的前馈补偿分量对传统矢量控制策略进行改进, 改进的RSC控制策略如图2所示。

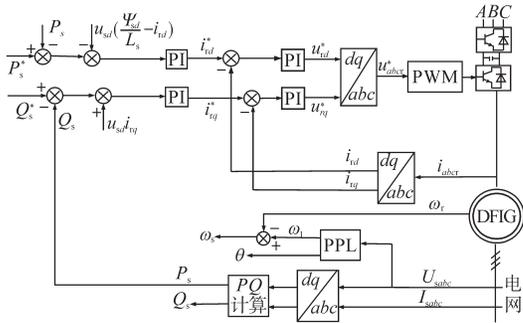


图2 RSC控制框图
Fig.2 Control diagram of RSC

3.2 改进电网侧变流器控制策略

直流母线电压的稳定是实现HVRT的必要条件, 传统控制策略下, 电网电压骤升造成直流母线电压大幅度波动, 在严重的情况下, 电网侧转换器失去控制, 这导致失去对转子侧激励的控制。因此, 非常有必要为GSC提出改进的控制策略。

网侧采用电网电压定向的矢量控制, 即同步旋转坐标系d轴定于 u_s 方向上, 此时 $u_{gd} = u_s$,

$u_{gq} = 0$, 直流母线上电流为

$$C \frac{dU_{dc}}{dt} = i_{deg} - i_{der} \quad (28)$$

从式(28)可以看出, 转子侧的电流改变并且DC总线电压偏离原始设定点, 这又导致DC总线电压和设定点之间的偏差增加。此时, DC侧电容器将其存储的能量释放到转子侧。当转子侧的电流突然减小时, GSC提供的能量大于转子侧消耗的能量, 并且剩余的能量流到DC侧电容器以对其充电。因此, 输入和输出能量的不平衡导致DC总线电压的波动。当电容器的容量小时, 电压波动将更大, 甚至超过DC总线电压允许波动范围。根据控制理论的知识, 可以增加前馈项, 以消除转子侧电流干扰对系统的影响, 并确保流入直流母线电容器的电流为零。此时, 电网输出功率等于DC总线输出功率, 这抑制了DC总线电压的波动。因此, 电网功率上升下的GSC控制策略基于输入功率和输出功率之间的平衡。此时, 式(28)如下式:

$$C \frac{dU_{dc}}{dt} = i_{deg} - i_{der} = 0 \quad (29)$$

$$U_{dc}C \frac{dU_{dc}}{dt} = \frac{3}{2}u_s i_{gd} - U_{dc}i_{der} = 0 \quad (30)$$

$$\frac{3}{2}u_s i_{gd} = U_{dc}i_{der} \quad (31)$$

从式(29)~式(31)可以看出, 前馈分量被加到GSC电压外环的输出端, 即 $= U_{dc}i_{der}/(ku_s)$ 。通过前馈电流改变电流内环的参考值, 以增加DC总线电压调节的速度并保持总线电压的基本稳定性。DFIG的GSC控制框图如图3所示。

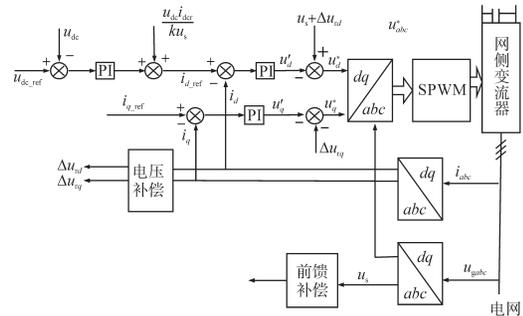


图3 DFIG的GSC控制框图
Fig.3 Control diagram of GSC of DFIG

图3中, 直流母线电压通过PI调节器和前馈分量的输出作为网侧输入d轴电流的参考值, 以此改进网侧控制策略。

4 仿真分析

图4所示的仿真系统框图建立在Matlab/

Simulink 仿真平台上,额定功率为 1.5 MW,定子额定线电压为 575 V,额定频率为 50 Hz,定子电阻为 0.008 14(标么值),转子电阻为 0.006 5(标么值),定子漏感为 0.186(标么值),转子漏感为 0.173(标么值),定子和转子间的互感为 2.9(标么值);GSC 中 $K_p=10, K_i=100$;RSC 中 $K_p=5, K_i=100$;由于惯性较大,在模拟中,风速被认为是恒定的并且恒定在 11 m/s。

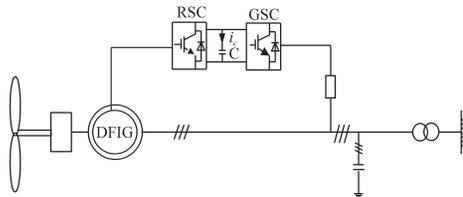


图4 双馈风电场仿真系统图

Fig. 4 Simulation system diagram of doubly fed wind farm

图5和图6为电网电压在3 s时突升至1.3(标么值),并在100 ms后故障恢复,使用传统控制策略和改进控制策略的DFIG瞬态响应波形。

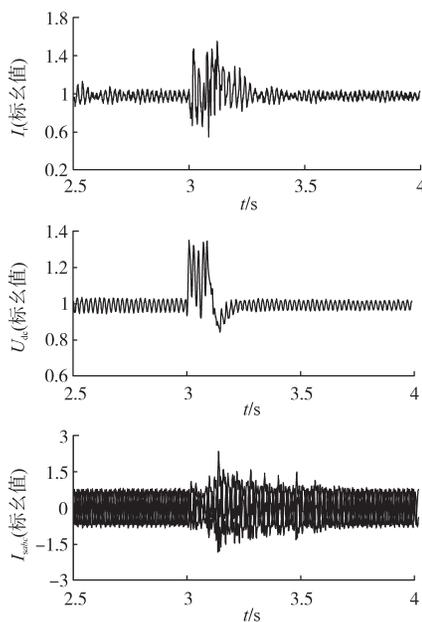


图5 传统控制策略下DFIG瞬态响应

Fig. 5 DFIG transient response under traditional control strategy

在改进的转子侧变流器功率外环和带有前馈补偿分量的电网侧变流器电压外环的控制策略中,转子电流峰值由1.55(标么值)下降到1.35(标么值),转子电流得到有效控制,且转子电流恢复至稳定运行的时间由0.3 s缩短至0.1 s,改进控制策略下,转子电流冲击幅度显著降低,且故障恢复速度加快;从直流母线电压可以看出,DC总线上电压突然上升的幅度也减小了0.4(标么值);从定子电流的波形可以看出,定子电流峰值

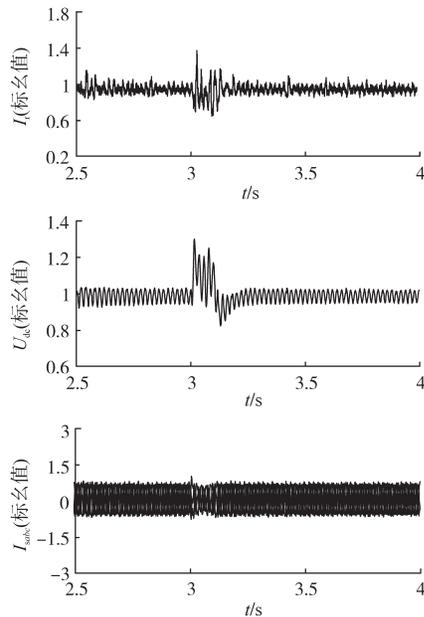


图6 改进控制策略下DFIG瞬态响应

Fig. 6 DFIG transient response under improved control strategy

由2.5(标么值)下降到1.1(标么值),定子电流波动幅度减小,且故障消除后定子电流受到抑制,但是在电网电压大幅波动的情况下,需要使用其他控制策略来完成HVRT。

5 结论

本文详细地分析了电网电压突升至恢复过程的DFIG磁链变化,给出定、转子磁链表达式;从转子侧和网侧两方面分析了DFIG电网电压骤升时的暂态过程,给出转子过电流、直流母线过电压的原因;在此基础上,考虑定子磁链动态变化对电源外环影响,增加前馈补偿分量,改善了RSC的控制策略;为了抑制直流母线电压波动,以GSC输入功率与输出功率相平衡为出发点,提出GSC的改进控制策略。改进的控制策略可以显著降低HVRT中转子电流和直流母线电压的波动范围,并具有更好的瞬态响应。

参考文献

- [1] 贺益康, 胡家兵. 双馈异步风力发电机并网运行中的几个热点问题[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(27): 1-15.
- [2] 刘巨, 姚伟, 候云鹤, 等. 一种储能改善低电压穿越期间风电场注入电流特性的致稳策略[J]. 电工技术学报, 2016, 31(4): 93-103.
- [3] 张阳, 黄科元, 黄守道. 一种双馈风力发电系统低电压穿越控制策略[J]. 电工技术学报, 2015, 30(S2): 153-158.

(下转第66页)

指标,对比多家供应商产品的可靠性,可以为供应商产品改进提供方向。

参考文献

[1] 巨汉基,袁瑞铭,丁恒春,等.智能电能表全生命周期质量评价方法研究[J].电测与仪表,2015,52(S1):55-58.
 [2] 姜洪浪,赵婷,段晓萌.智能电能表综合性能评级方法研究[J].电测与仪表,2018,55(6):105-109.
 [3] 曹敏,朱弘钊,程富勇,等.一种基于改进型模糊评判矩阵的电能表准确度评价方法[J].水电能源科学,2017,35(4):191-194.
 [4] 薛阳,张蓬鹤,王雅涛,等.智能电能表可靠性评价方法研究与探讨[J].电测与仪表,2016,53(13):90-94.
 [5] 黄友朋,赵山,陈红芳,等.智能电能表计量可信性分析方法研究[J].电测与仪表,2015,52(S1):21-25.
 [6] 张垠,朱彬若.基于决策树群的多维电能表状态检验技术及其应用[J].电子器件,2018,41(5):1191-1195.
 [7] 徐人恒,依溥治,王海滨,等.基于威布尔分布的电能表可靠性分析[J].自动化与仪器仪表,2017(7):56-58.
 [8] Laurent G, Bertrand G. Fault tree analysis and risk mitigation

strategies for mine hoists[J]. Safety Science, 2018, 110: 222-234.
 [9] 王出航,胡黄水,刘峰,等.基于ADE7880的电能消耗与质量监测终端设计[J].仪表技术与传感器,2015(11):26-29,33.
 [10] 郑安平,朱会,李萍.基于IEC61850的多功能电能表[J].仪表技术与传感器,2012(10):24-26.
 [11] 蔚德申,王景芹,王丽.低压成套开关设备的寿命预测[J].电气传动,2018,48(5):74-80.
 [12] 陈员娥,马喜宏,李长龙,等.基于故障树的高g值传感器失效模式分析[J].仪表技术与传感器,2013(9):15-17.
 [13] 杜贵平,何莉丹,张波.基于混合威布尔分布的电工产品可靠性建模[J].电测与仪表,2014,51(5):21-25.
 [14] 邹争,董从林,袁成清,等.基于二参数威布尔分布的水润滑橡胶轴承可靠性寿命分析[J].舰船科学技术,2015,37(2):48-52.
 [15] 王艳芳,敖长林.基于混合威布尔分布拖拉机使用可靠性分析[J].东北农业大学学报,2016,47(3):94-101.

收稿日期:2019-03-07

修改稿日期:2019-04-10

(上接第44页)

[4] Okedu Kenneth E, Muyeen S M, Takahashi Rion, et al. Wind farms fault ride through using DFIG with new protection scheme [J]. IEEE Trans. on Sustainable Energy, 2012, 3(2): 242-254.
 [5] Weise B. Impact of K-factor and active current reduction during fault-ride-through of generating units connected via voltage-sourced converters on power system stability[J]. IET Renewable Power Generation, 2015, 9(1): 25-36.
 [6] 杨淑英,孙灯悦,陈刘伟,等.基于解析法的电网故障时双馈风力发电机电磁暂态过程研究[J].中国电机工程学报,2013,33(S1):13-20.
 [7] 王勇,张纯江,柴秀慧,等.电网电压跌落情况下双馈风力发电机电磁过渡过程及控制策略[J].电工技术学报,2011,26(12):14-19.
 [8] 栗然,李增辉,王义贺,等.电网短路故障下DFIG的电磁特性研究[J].电力系统保护与控制,2013,41(10):13-19.
 [9] 李俊杰,蒋昆,刘国平,等.采用串联网侧变换器的双馈风电系统高电压穿越控制策略[J].电网技术,2014,38(11):3037-3044.
 [10] Zhang xing, Qu tingyu, Xie zhen. Dynamic analysis of doubly fed induction generator during symmetrical voltage swells[C]//

Mechanic Automation and Control Engineering, Inner Mongolia, China;IEEE, 2011:1245-1248.
 [11] 白恺,宋鹏,徐海亮,等.双馈风电机组的高电压穿越控制策略[J].可再生能源,2016,34(1):21-29.
 [12] 李少林,王伟胜,王瑞明,等.双馈风电机组高电压穿越控制策略与试验[J].电力系统自动化,2016,40(16):76-82.
 [13] 郑重,耿华,杨耕,等.新能源发电系统并网逆变器的高电压穿越控制策略[J].中国电机工程学报,2013,35(6):1463-1472.
 [14] 赵亚清,刘青,谢欢,等.考虑源网协调的风电场动态无功补偿装置控制策略[J].电力系统自动化,2015,35(8):118-123.
 [15] 徐海亮,章玮,陈建生,等.考虑动态无功支撑双馈风电机组高电压穿越控制策略[J].中国电机工程学报,2013,33(36):112-120.
 [16] 赵宏博,姚良忠,王伟胜,等.大规模风电高电压脱网分析及协调预防控制策略[J].电力系统自动化,2015,39(23):43-48.

收稿日期:2019-03-05

修改稿日期:2019-04-08