

1-2-2019

Dynamic Response Analysis of Brushless Doubly-Fed Induction Generator under Grid Fault

Li Bing

1.School of EnergyPower and Mechanical Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206,China; ;2.North China Electric Power University Science & Technology College, Baoding 071000, China; ;

Liu Shi

1.School of EnergyPower and Mechanical Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206,China; ;

Long Teng

3.Department of Engineering,University of Cambridge,Cambridge, UK;

Qiwei Duan

1.School of EnergyPower and Mechanical Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206,China; ;

Follow this and additional works at: <https://dc-china-simulation.researchcommons.org/journal>



Part of the [Artificial Intelligence and Robotics Commons](#), [Computer Engineering Commons](#), [Numerical Analysis and Scientific Computing Commons](#), [Operations Research](#), [Systems Engineering and Industrial Engineering Commons](#), and the [Systems Science Commons](#)

This Paper is brought to you for free and open access by Journal of System Simulation. It has been accepted for inclusion in Journal of System Simulation by an authorized editor of Journal of System Simulation.

Dynamic Response Analysis of Brushless Doubly-Fed Induction Generator under Grid Fault

Abstract

Abstract: Brushless doubly-fed induction generator has good system reliability due to the cancellation of the brush and slip ring compared with DFIG. The low voltage ride-through (LVRT) capability is the key to realize the uninterrupted operation for the wind power generation. In this paper, the LVRT issue for different grid faults is studied. *The dynamic responses of the change of power winding magnetic linkage and the change of control winding voltage are analyzed when grid fault occurs with symmetrical fault and unsymmetrical fault respectively based on mathematical model of BDFIG.* The instantaneous voltages of control winding are calculated and the dynamic responses are simulated under different grid faults. The study work in this paper provides a theoretical basis for designing circuit parameters and control strategy for LVRT protection.

Keywords

brushless doubly-fed induction generator, LVRT, grid fault, dynamic response

Recommended Citation

Li Bing, Liu Shi, Long Teng, Duan Qiwei. Dynamic Response Analysis of Brushless Doubly-Fed Induction Generator under Grid Fault[J]. Journal of System Simulation, 2018, 30(2): 605-613.

无刷双馈发电机在电网故障时的动态响应分析

李冰^{1,2}, 刘石¹, 龙腾³, 段琦玮¹

(1. 华北电力大学能源动力与机械工程学院, 北京 102206; 2. 华北电力大学科技学院, 河北保定 071000;

3. Department of Engineering, University of Cambridge, Cambridge UK)

摘要: 无刷双馈发电机由于取消了电刷与滑环, 提高了可靠性。风力发电机组不间断运行的关键是风力发电机的低电压穿越能力, 为了便于对无刷双馈发电机低电压穿越技术进行研究, 根据无刷双馈发电机的数学模型分析了电网在发生对称故障与不对称故障时, 功率绕组磁链变化以及控制绕组电压变化的动态过程, 对不同电网故障时控制绕组瞬时电压值进行了计算, 并对电网故障时的动态响应过程进行了仿真, 为无刷双馈发电机低电压穿越保护电路的参数设计及控制策略的制定提供了理论依据。

关键词: 无刷双馈风力发电机; 低电压穿越; 电网故障; 动态响应

中图分类号: TM315 文献标识码: A 文章编号: 1004-731X (2018) 02-0605-09

DOI: 10.16182/j.issn1004731x.joss.201802009

Dynamic Response Analysis of Brushless Doubly-Fed Induction Generator under Grid Fault

Li Bing^{1,2}, Liu Shi¹, Long Teng³, Duan Qiwei¹

(1. School of Energy Power and Mechanical Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China;

2. North China Electric Power University Science & Technology College, Baoding 071000, China;

3. Department of Engineering, University of Cambridge, Cambridge, UK)

Abstract: Brushless doubly-fed induction generator has good system reliability due to the cancellation of the brush and slip ring compared with DFIG. The low voltage ride-through (LVRT) capability is the key to realize the uninterrupted operation for the wind power generation. In this paper, the LVRT issue for different grid faults is studied. The dynamic responses of the change of power winding magnetic linkage and the change of control winding voltage are analyzed when grid fault occurs with symmetrical fault and unsymmetrical fault respectively based on mathematical model of BDFIG. The instantaneous voltages of control winding are calculated and the dynamic responses are simulated under different grid faults. The study work in this paper provides a theoretical basis for designing circuit parameters and control strategy for LVRT protection.

Keywords: brushless doubly-fed induction generator; LVRT; grid fault; dynamic response

引言

随着风力发电技术的不断成熟和风力装机容量

量的不断增加, 风能已成为世界各国可再生能源的重要来源。因此, 风力发电机组与电网之间的相互影响以及电网故障时风电机组的控制及其对电网安全稳定的影响已成为近年来受关注的重要课题^[1]。其中, 电网故障时风电机组不脱网运行, 即低电压穿越(Low Voltage Ride Through, LVRT)受到了越来越多的关注^[2]。



收稿日期: 2016-09-14 修回日期: 2017-01-03;
基金项目: 国家自然科学基金(61571189), 高等学校学科创新引智计划(B13009), 中央高校基本科研业务费专项资金(13MS83);
作者简介: 李冰(1977-), 男, 河北衡水, 博士生, 讲师, 研究方向为新能源发电控制系统。

<http://www.china-simulation.com>

目前,大型风场采用的发电机组均为变速恒频双馈风力发电机(DFIG),具有变频器容量小、有功与无功独立控制、运行可靠等优点,但由于其采用了电刷与滑环,降低了可靠性^[3]。无刷双馈发电机(Brushless Doubly-Fed Induction Generator, BDFIG)是近年来广受关注的一种新型发电机,由两套极对数不同的独立的定子绕组(功率绕组和控制绕组)和特殊结构的转子组成,无刷双馈发电机兼有双馈发电机的优点,但同时去掉了双馈发电机的转子侧电刷,提高了机械的稳定性,降低了运行成本^[4]。

针对双馈风力发电机的低电压穿越技术,近年来国内外学者进行了大量的深入研究,对电网发生故障时的动态过程及控制策略进行了分析,并提出了不同的低电压穿越控制方案,文献[5]对电网故障时双馈风电机组暂态特性进行了分析,从定量角度仿真了双馈风力发电机组在故障发生、切除全过程中的暂态响应特性;文献[6]根据双馈风力发电机的数学模型对双馈发电机在电网电压跌落及电网电压在各种不同时刻恢复时的动态响应特性及转子侧电压瞬时值进行了计算;文献[7]针对电网电压跌落时产生的瞬时电流,设计了一个 Crowbar 电路,并对转子电压进行了动态分析。而对于无刷双馈风力发电机在电网电压故障时的动态过程及低电压穿越控制策略的研究目前还很少,目前仅有剑桥大学对无刷双馈风力发电机的低电压穿越进行了研究,文献[8]对电网对称跌落时无刷双馈风力发电机的动态过程进行了仿真和实验分析,但并未对电网不对称故障进行分析;文献[9]对一台 250 kw 的无刷双馈风力发电机在电网完全跌落时动态过程进行分析后提出了基于矢量控制的低电压穿越控制策略;文献[10]在文献[9]的基础上提出了一种无 Crowbar 电路的低电压穿越控制策略;文献[11]虽然对基于直接功率控制的无刷双馈风力发电机低电压穿越控制策略进行了介绍,但并未对电压故障时的动态过程进行分析。

本文在对无刷双馈风力发电机数学模型分析的基础上,对电网对称故障及不对称故障时功率绕

组磁链动态过程、功率绕组对控制绕组的影响及控制绕组电压变化动态过程进行了详细分析,并在此分析的基础上进行了仿真验证,从而为无刷双馈风力发电机的低电压穿越控制策略及保护电路的参数设计提供理论依据。

1 无刷双馈发电机的数学模型及运行过程分析

无刷双馈电机的功率绕组直接与电网相连,控制绕组通过变频器供电,转子采用笼型或磁阻结构,如图 1 所示^[4]。

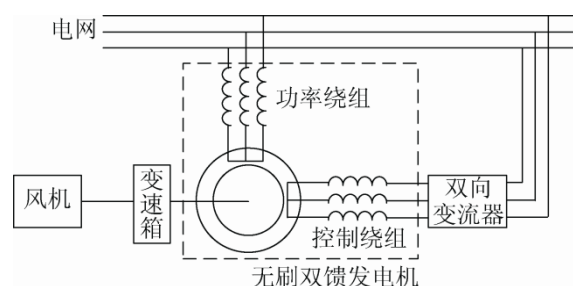


图 1 无刷双馈发电机示意图
Fig.1 Schematic diagram of BDFIG

改变控制绕组连接方式及其外加电源的幅值、频率、相位,可以使无刷双馈电机工作于不同的工作方式,无刷双馈电机的转子角速度取决于功率绕组和控制绕组的电压角频率^[8]:

$$\omega_r = \frac{\omega_p \pm \omega_c}{p_p + p_c} \quad (1)$$

无刷双馈风力发电机在功率绕组同步坐标系的电压和磁链方程如下^[12]:

$$\psi_p = L_{sp} i_p + M_{pr} i_r \quad (2)$$

$$u_p = R_p i_p + \frac{d\psi_p}{dt} \quad (3)$$

$$\psi_c = L_{sc} i_c + M_{cr} i_r \quad (4)$$

$$u_c = R_c i_c + \frac{d\psi_c}{dt} - j(p_p + p_c) \omega_r \psi_c \quad (5)$$

$$\psi_r = M_{pr} i_p + M_{cr} i_c + L_{sr} i_r \quad (6)$$

$$0 = u_r = R_r i_r + \frac{d\psi_r}{dt} - j p_p \omega_r \psi_r \quad (7)$$

式中: R_p 、 L_{sp} 、 M_{pr} 为功率绕组电阻、自感和与转子之间的互感; R_c 、 L_{sc} 、 M_{cr} 为控制绕组电阻、自

感和与转子之间的互感; R_r 、 L_{sr} 、 ω_r 为转子电阻、自感和机械角速度; ψ 、 i 、 u 为磁链、电流、电压矢量, 下标 p、c、r 分别代表功率绕组、控制绕组和转子的变量; p_p 、 p_c 为功率绕组、控制绕组极对数; ω_p 、 ω_c 为功率绕组、控制绕组磁链旋转角频率。

由式(6)与式(7)可得:

$$\mathbf{u}_r = [R_r + (\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r)L_{sr}]\mathbf{i}_r + (\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r)M_{pr}\mathbf{i}_p + (\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r)M_{cr}\mathbf{i}_c = 0 \quad (8)$$

对式(2)进行整理后可得 \mathbf{i}_p

$$\mathbf{i}_p = \frac{\psi_p - M_{pr}\mathbf{i}_r}{L_{sp}} \quad (9)$$

结合式(8)与式(9), \mathbf{i}_r 与 \mathbf{i}_p 可以表示为:

$$\mathbf{i}_r = \frac{\psi_p + L_{sp}M_{cr}\mathbf{i}_c}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr} - \frac{L_{sp}R_r}{\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r}} \quad (10)$$

$$\mathbf{i}_p = -\frac{(\frac{L_{sp}R_r}{\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r} + L_{sr})\psi_p + M_{pr}M_{cr}\mathbf{i}_c}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr} - \frac{L_{sp}R_r}{\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r}} \quad (11)$$

由于 $\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r$ 无论在稳态还是在动态时都较大^[12-13], 因此

$$1/(\frac{d}{dt} - jp_p\omega_r) \approx 0 \quad (12)$$

将式(10)代入式(4)整理后可得:

$$\psi_c = \frac{M_{pr}M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}\psi_p + \frac{M_{pr}^2L_{sc} - L_{sp}L_{sc}L_{sr} + L_{sp}M_{cr}^2}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}\mathbf{i}_c \quad (13)$$

将式(13)代入式(5), 可得 \mathbf{u}_c :

$$\mathbf{u}_c = R_c\mathbf{i}_c + \frac{M_{pr}M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}(\frac{d}{dt} - j(p_p + p_c)\omega_r)\psi_p - \frac{M_{pr}^2L_{sc} - L_{sp}L_{sc}L_{sr} + L_{sp}M_{cr}^2}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}(\frac{d}{dt} - j(p_p + p_c)\omega_r)\mathbf{i}_c = \mathbf{u}_{cr} + \mathbf{u}_{c\psi_p} + \mathbf{u}_{cL} \quad (14)$$

式中: \mathbf{u}_{cr} 为控制绕组电阻电压, $\mathbf{u}_{c\psi_p}$ 为功率绕组磁

链变化时控制绕组产生的反电动势; \mathbf{u}_{cL} 为等效漏感电压, 等效漏感

$$L_l = -\frac{M_{pr}^2L_{sc} - L_{sp}L_{sc}L_{sr} + L_{sp}M_{cr}^2}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}$$

无刷双馈风力发电机控制绕组等效电路图如图 2 所示^[10]。

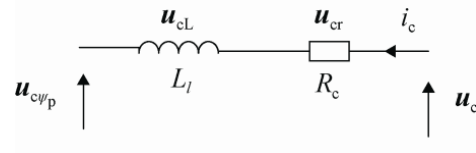


图 2 控制绕组等效电路图

Fig.2 Equivalent circuit diagram of control wind

由于功率绕组直接与电网连接, 当发电机稳定运行即并网向电网发电时, 功率绕组磁链幅值恒定, 磁链空间矢量以恒速旋转, 矢量顶端运动轨迹呈圆形^[14]。因此功率绕组磁链矢量可表示为:

$$\psi_p = \psi_{pm}e^{j\omega_1 t} \quad (15)$$

式中: ψ_{pm} 为功率绕组磁链 ψ_p 的幅值, ω_1 为电网角频率, $\omega_1 = \omega_p$ 。

忽略功率绕组电阻, 由式(3)与式(15)可得:

$$\mathbf{u}_p \approx \frac{d\psi_p}{dt} = \frac{d}{dt}(\psi_{pm}e^{j\omega_1 t}) = j\omega_1\psi_{pm}e^{j\omega_1 t} = u_{pm}e^{j\omega_1 t} = j\omega_1\psi_p \quad (16)$$

式中: u_{pm} 为功率绕组电压幅值。

将式(16)代入式(14)中的 $\mathbf{u}_{c\psi_p}$ 可得:

$$\mathbf{u}_{c\psi_p} = \frac{M_{pr}M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}\frac{\omega_p - (p_p + p_c)\omega_r}{\omega_p}u_{pm}e^{j\omega_1 t} = \frac{M_{pr}M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp}L_{sr}}s u_{pm}e^{j\omega_1 t} \quad (17)$$

式中: $s = \frac{\omega_p - (p_p + p_c)\omega_r}{\omega_p}$ 为无刷双馈发电机控制

绕组旋转磁场对功率绕组旋转磁场的转差率^[15]。

由式(17)可知, 功率绕组磁链直流分量会在控制绕组中产生与转子转速成正比的旋转电动势, 该旋转电动势是引起控制绕组过电压的主要原因。

2 电网故障时动态过程分析

无刷双馈发电机功率绕组与电网连接,当电网电压跌落时,会引发发电机功率绕组电压降落,导致功率绕组磁链变化,从而引起无刷双馈发电机转子及控制绕组各物理量产生变化。

2.1 电网三相对称跌落

为了便于分析,假定控制绕组开路,即 $i_c=0$ 。由式(3)与式(11)可得:

$$\frac{d\psi_p}{dt} = u_p - \frac{R_p L_{sr}}{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2} \psi_p \quad (18)$$

在电网发生故障的瞬间,由磁链守恒原理,磁链不能突变,功率绕组中将会感应出感生电流产生反作用磁场阻止磁链发生突变^[14]。因此,在电网故障时,式(18)的解包含两个分量:一个是以同步速旋转的功率绕组磁链分量,其大小由功率绕组电压大小确定;另一个是由功率绕组电压跌落引起的功率绕组磁链直流分量,该直流分量以一定的时间速率衰减。暂态时,两个分量同时存在,稳态时,直流分量衰减为零。

式(18)的解为:

$$\psi_p = \psi_{p1} + \psi_{pDC} = \psi_{p1} + Ce^{-\frac{t}{\tau}} \quad (19)$$

式中: ψ_{p1} 为功率绕组磁链旋转分量; ψ_{pDC} 为功率绕组磁链直流分量; τ 为时间常数, $\tau = \frac{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2}{R_p L_{sr}}$,

C 为电压跌落时的磁链直流分量初始值,其大小由电网故障发生时的程度确定。

假设电网电压在 $t=t_0$ 时刻发生跌落,即:

$$u_p = \begin{cases} u_{pm} e^{j\omega_1 t} & (t < t_0) \\ \alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t} & (t \geq t_0) \end{cases} \quad (20)$$

式中: α 为电网故障时电压跌落到的百分比,当 $\alpha=0$ 时为电网电压完全跌落。

根据式(16),故障发生前后无刷双馈发电机功率绕组磁链为:

$$\psi_p = \begin{cases} \frac{u_{pm} e^{j\omega_1 t}}{j\omega_1} & (t < t_0) \\ \frac{\alpha u_{pm} e^{j\omega_1 (t-t_0)}}{j\omega_1} & (t \geq t_0) \end{cases} \quad (21)$$

由于故障发生瞬间功率磁链不能突变,因此,故障发生时刻 t_0 前后磁链保持不变^[14],即:

$$\psi_p(t_0^-) = \psi_{p1}(t_0^+) + \psi_{pDC}(t_0^+) \quad (22)$$

式中: $\psi_{p1}(t_0^+)$ 为功率绕组电压确定的磁链分量; $\psi_{pDC}(t_0^+)$ 为功率绕组电压突降引起的直流磁链分量。

将式(21)代入式(19)可得:

$$\psi_p = \begin{cases} \frac{u_{pm} e^{j\omega_1 t}}{j\omega_1} & (t < t_0) \\ \frac{\alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t}}{j\omega_1} + \frac{(1-\alpha)u_{pm} e^{j\omega_1 t_0} e^{-(t-t_0)/\tau}}{j\omega_1} & (t \geq t_0) \end{cases} \quad (23)$$

将式(23)、(17)代入式(14),由于 $i_c=0$,当 $t \geq t_0$ 时,控制绕组电压为:

$$u_c = u_{c\psi_p} = \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s \alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t} + \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} \frac{-\frac{1}{\tau} - j(p_p + p_c)\omega_r}{j\omega_1} (1-\alpha)u_{pm} e^{j\omega_1 t_0} e^{-(t-t_0)/\tau} \quad (24)$$

一般来讲, $1/\tau$ 远远小于 $j(p_p + p_c)\omega_r$ ^[8],因此式(24)可以简化为:

$$u_c = u_{c\psi_p} \approx \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s \alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t} + \frac{M_{pr} M_{cr}}{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2} (1-s)(1-\alpha)u_{pm} e^{j\omega_1 t_0} e^{-(t-t_0)/\tau} \quad (25)$$

上述分析是基于功率绕组同步坐标系来进行的,根据 $\omega_p - p_p \omega_r = \omega_c + p_c \omega_r$ ^[16],将其转换至控制绕组同步坐标系下,则

$$u_c = u_{c\psi_p} \approx \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s \alpha u_{pm} e^{j(\omega_1 - (p_p + p_c)\omega_r)t} + \frac{M_{pr} M_{cr}}{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2} (1-s) \times (1-\alpha)u_{pm} e^{j\omega_1 t_0} e^{-(t-t_0)/\tau} e^{-j(p_p + p_c)\omega_r t} \quad (26)$$

2.2 电网不对称故障

电网不对称故障主要包括单相接地短路、两相接地短路和两相相间短路等^[14]。当电网发生不对称故障时,仍假设控制绕组开路。根据对称分量法,无刷双馈发电机功率绕组电流可分为正序、负序和零序三组对称分量,零序分量不产生磁链^[17]。以电网单相接地短路故障(A 相接地)为例进行分析,设发电机功率绕组的电压为^[18-19]

$$\begin{cases} u_A = \alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t} \\ u_B = a^2 u_{pm} e^{j\omega_1 t} \\ u_C = \alpha u_{pm} e^{j\omega_1 t} \end{cases} \quad (27)$$

假设发电机功率绕组正负阻抗相同,根据对称分量法可得单相对地短路时功率绕组电压正序、负序和零序分量^[18-19]:

$$\begin{cases} u_{pP} = \frac{u_{pm}}{3}(\alpha + 2)e^{j\omega_1 t} \\ u_{pN} = \frac{u_{pm}}{3}(\alpha - 1)e^{-j\omega_1 t} \\ u_{p0} = \frac{u_{pm}}{3}(\alpha - 1) \end{cases} \quad (28)$$

根据 3.1 分析可知,当电网发生不对称故障时,功率绕组磁链包含正序分量、负序分量和直流分量,即

$$\psi_p = \psi_{pP} + \psi_{pN} + \psi_{pDC1} \quad (29)$$

式中: ψ_{pP} 为功率绕组磁链正序分量; ψ_{pN} 为功率绕组负序分量; ψ_{pDC1} 为功率绕组磁链直流分量。

由 3.1 分析可知,电网故障发生瞬间功率磁链不能突变,因此,故障发生时刻 t_0 前后磁链保持不变,

$$\psi_p(t_0^-) = \psi_{pP}(t_0^+) + \psi_{pN}(t_0^+) + \psi_{pDC1}(t_0^+) \quad (30)$$

将式(28)代入式(30),当 $t \geq t_0$ 时,

$$\psi_p = \frac{(\alpha + 2)u_{pm} e^{j\omega_1 t}}{3j\omega_1} + \frac{(\alpha - 1)u_{pm} e^{-j\omega_1 t}}{-3j\omega_1} + \psi_{pDC1}(t_0) e^{-(t-t_0)/\tau} \quad (t \geq t_0) \quad (31)$$

在电网一个周期 T_s 内不同时刻($0 \leq t_0 \leq T_s$)发生故障时,功率绕组磁链直流分量的初始值不同。当电网在任意时刻 $t_0 = kT_s$ ($k = 0 \sim 1$) 发生故障时,

由式(16)、式(31)可得:

$$\psi_{pDC1}(t_0) = \frac{(1 - \alpha)u_{pm}}{3j\omega_1} (e^{j\omega_1 \frac{t_0}{T_s}} - e^{-j\omega_1 \frac{t_0}{T_s}}) = \frac{2(1 - \alpha)u_{pm}}{3\omega_1} \sin\left(\frac{\omega_1 t_0}{T_s}\right) \quad (32)$$

由式(32)可知,电网不对称故障时,功率绕组磁链直流分量初始值不但与电网跌落程度 α 有关,还与电网发生故障的时刻 t_0 有关。当 $k=0$ 或 $1/2$ 时,功率绕组磁链直流分量为 $\psi_{pDC1}(t_0) = 0$, 当 $k=1/4$ 或 $3/4$ 时,功率绕组磁链直流分量为最大 $\psi_{pDC1}(t_0) = \pm 2(1 - \alpha)u_{pm} / (3\omega_1)$ 。

将式(31)代入式(14),由于 $i_c = 0$, 当 $t \geq t_0$ 时,电网电压单相接地短路时控制绕组电压为:

$$\begin{aligned} u_c = u_{c\psi_p} \approx & \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s u_{pPm} e^{j\omega_1 t} + \\ & \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} (2 - s) u_{pNm} e^{-j\omega_1 t} + \\ & \frac{M_{pr} M_{cr}}{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2} \cdot j(p_p + p_c) \omega_1 \psi_{pDC1}(t_0) e^{-(t-t_0)/\tau} \end{aligned} \quad (33)$$

式中: $u_{pPm} = u_{pm}(\alpha + 2)/3$ 为正序分量电压幅值;

$u_{pNm} = u_{pm}(\alpha - 1)/3$ 为负序分量电压幅值。

将其转换至控制绕组同步坐标系下,则

$$\begin{aligned} u_c = u_{c\psi_p} \approx & \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s u_{pPm} e^{js\omega_1 t} + \\ & \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} (2 - s) u_{pNm} e^{-j(2-s)\omega_1 t} + \\ & \frac{M_{pr} M_{cr}}{L_{sp} L_{sr} - M_{pr}^2} j(p_p + p_c) \times \\ & \omega_r \psi_{pDC1}(t_0) e^{-(t-t_0)/\tau} e^{-j(p_p + p_c)\omega_1 t} \end{aligned} \quad (34)$$

由式(34)可知,控制绕组正序电压分量与 s 成正比,数值较小;负序电压分量与 $(2-s)$ 成正比,与电压跌落深度相关,其频率接近 2 倍频;直流电压分量与电压跌落时刻以及转速有关,是控制绕组过压的主要因素。

3 仿真分析

为了验证上述电网故障时的动态过程, 利用 MATLAB 建立了无刷双馈发电机电网故障时的仿真模型。对发电机在不同转速、不同电网故障时的动态过程进行了仿真、分析。无刷双馈发电机仿真参数见表 1。

表 1 无刷双馈发电机参数
Tab 1 Parameters of BDFIG

	功率绕组	控制绕组	转子
自感(mH)	60.4	130.7	18.4
互感(mH)	26.8	27.9	
电阻(Ω)	0.401	0.500 9	7.53e-5
极对数(p)	4	1	

3.1 三相对称完全跌落时($\alpha=0$)

首先对无刷双馈发电机在电网电压完全跌落时进行了仿真, 如图 3 所示。功率绕组电压在 0.5s 时跌落至 0V, 如图 3(a)所示。由于绕组的电感效应, 功率绕组电流经过一段时间后才逐渐消失, 如图 3(b)所示。

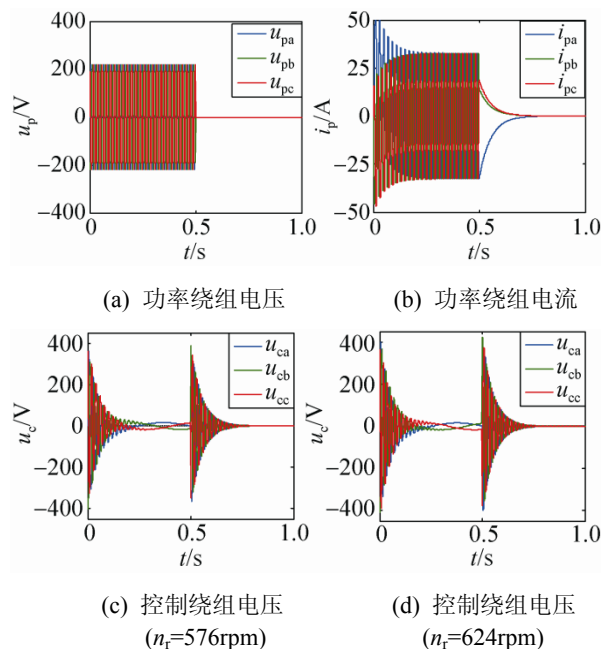


图 3 三相电压完全跌落时仿真波形

Fig.3 Simulation waveform of completely drop

由式(17)可知, 当发电机稳定运行时, 控制绕

组电压只与转差率 s 有关。

当发电机运行于亚同步, 转速 $n_r=576$ rpm, 稳定运行时, 由式(17)可得:

$$|u_c|_{\max(t < t_0)} = \left| \frac{M_{pr} M_{cr}}{M_{pr}^2 - L_{sp} L_{sr}} s u_{pm} \right| = 0.076 |u_{pm}| = 16.7 \text{ V}$$

控制绕组电压角频率可由式(1)计算得到:

$$\omega_{c(t < t_0)} = -2 \times 2\pi (\text{rad/s})$$

当电网电压完全跌落时, 控制绕组电压最大值可通过式(25)计算得到:

$$|u_c|_{\max(t \geq t_0)} = 1.82 |u_{pm}| = 400.4 \text{ V}$$

电压跌落后控制绕组暂态电压角频率可由式(26)计算得到:

$$\omega_{c(t \geq t_0)} = 48 \times 2\pi (\text{rad/s})$$

同样的, 当发电机运行于超同步, 转速 $n_r=624$ rpm 时, 与亚同步时分析一样, 稳定运行时控制绕组电压 $|u_c|_{\max(t < t_0)}$ 、控制绕组暂态电压角频率 $\omega_{c(t < t_0)}$ 与亚同步时一致。但当电网电压完全跌落时, $|u_c|_{\max(t \geq t_0)} = 1.97 |u_{pm}| = 433.4 \text{ V}$, 电压角频率 $\omega_{c(t \geq t_0)} = 52 \times 2\pi (\text{rad/s})$ 。仿真曲线如图 3(c)所示。

由式(19)可计算得到功率绕组时间常数 $\tau = 0.05 \text{ s}$, 电网电压完全跌落时的直流分量暂态时间为 $5\tau = 0.25 \text{ s}$, 如图 3(d)所示。

3.2 三相对称部分跌落时($\alpha=0.5$)

功率绕组电压在 0.5s 时跌落至 50%, 如图 4(a)所示, 功率绕组电流曲线如图 4(b)所示。与 3.1 电网电压完全跌落时分析过程类似, 当发电机运行于亚同步, 转速 $n_r=576$ rpm, 电网电压在 t_0 或 $t_0 + \pi/\omega_1$ 时刻跌落时, 由式(25)可计算出控制绕组电压的最大值分别为:

$$|u_c|_{\max(t=t_0)} = 1.82(1-\alpha) |u_{pm}| - 0.076\alpha |u_{pm}| = 191.8 \text{ V}$$

$$|u_c|_{\max(t=t_0+\pi/\omega_1)} = 1.82(1-\alpha) |u_{pm}| + 0.076\alpha |u_{pm}| = 208.2 \text{ V}$$

电压跌落后控制绕组暂态电压角频率为 $\omega_{c(t \geq t_0)} = 48 \times 2\pi (\text{rad/s})$, 暂态过程结束后, 控制绕组电压幅值 $|u_c| = 0.076\alpha |u_{pm}| = 8.5 \text{ V}$, 控制绕组电压角频率 $\omega_c = 2 \times 2\pi (\text{rad/s})$, 如图 4(c)所示。

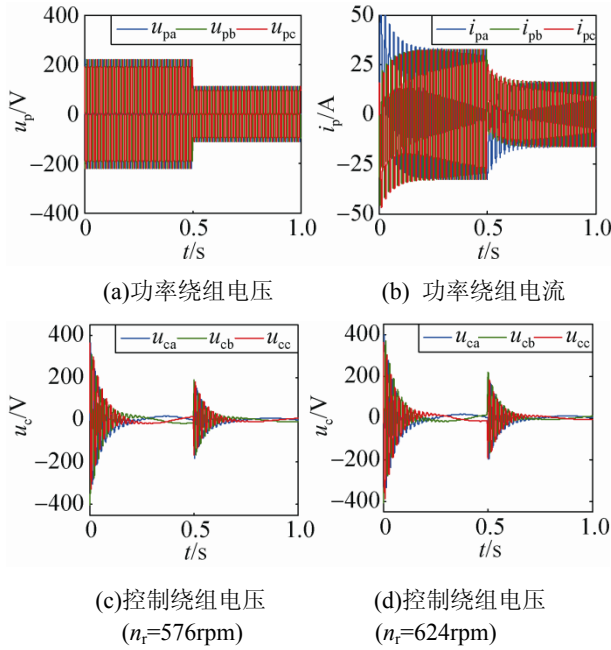


图 4 三相电压部分对称跌落时仿真波形
Fig.4 Simulation waveform of partly drop

超同步时, 转速 $n_r=624\text{rpm}$, 控制绕组电压最大值为

$$|u_c|_{\max(t \geq t_0)} = 1.97(1 - \alpha)|u_{pm}| + 0.076\alpha|u_{pm}| = 225.0 \text{ V}$$

控制绕组电压暂态角频率 $\omega_c(t \geq t_0) = 52 \times 2\pi(\text{rad/s})$, 暂态结束后电压幅值 $|u_c| = 8.35 \text{ V}$ 、

电压角频率 $\omega_c = 2 \times 2\pi(\text{rad/s})$, 如图 4(d)所示。

3.3 电网不对称故障(单相接地短路, $u_A=0$)

分别对电网在不同时刻单相接地短路时的动态过程进行了仿真, 发电机运行于亚同步, 转速 $n_r=576 \text{ rpm}$ 。图 5、6 分别为电网电压在 $t=0.505 \text{ s}$ 、 $t=0.5 \text{ s}$ 时单相接地短路的功率绕组的三相电压、电流、电压正负序分量曲线以及控制绕组三相电压、电压正负序分量曲线。由图 5 可知, 电网在 0.505 s 单相接地短路时, 相当于 $t_0=T_s/4$, 此时功率绕组磁链直流分量初值最大, 控制绕组电压由负序分量、正序分量和直流暂态分量叠加得到, 由式(34)计算可得控制绕组电压最大值 $|u_c|_{\max(t=t_0)} \approx 503.2 \text{ V}$, 此时产生的危害最大。由图 6 可知, 电网在 0.5 s 单相接地短路时, 功率绕组磁链直流分量为零, 控制绕组直接进入稳定运行状态, 电压值由正序分量与负序分量叠加得到, 由式(34)计算可得控制绕组电压幅值 $|u_c|_{(t \geq t_0)} \approx 284 \text{ V}$ 。由图 5(e)、图 6(e)控制绕组电压正负序分量曲线图可知, 单相接地短路故障时, 正序电压分量数值较小, 负序电压分量数值较大, 其频率接近 2 倍频, 仿真结果与 3.3 节理论分析结果一致。

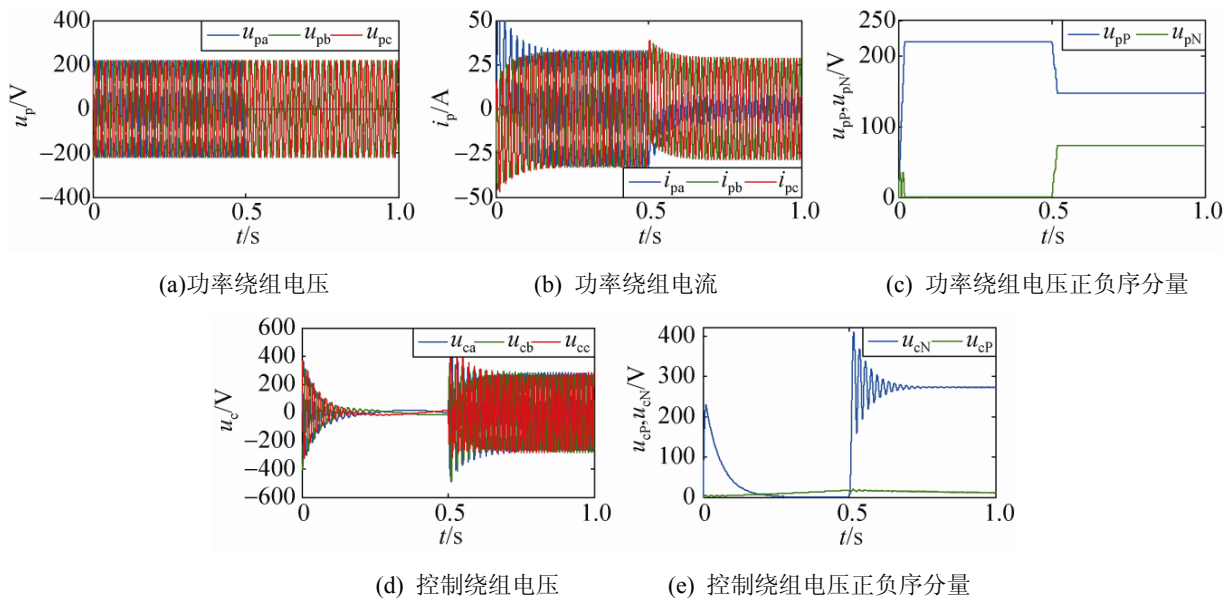


图 5 单相接地短路仿真波形($t=0.505 \text{ s}$)
Fig.5 Simulation waveform of Single Phase Grounding($t=0.505 \text{ s}$)

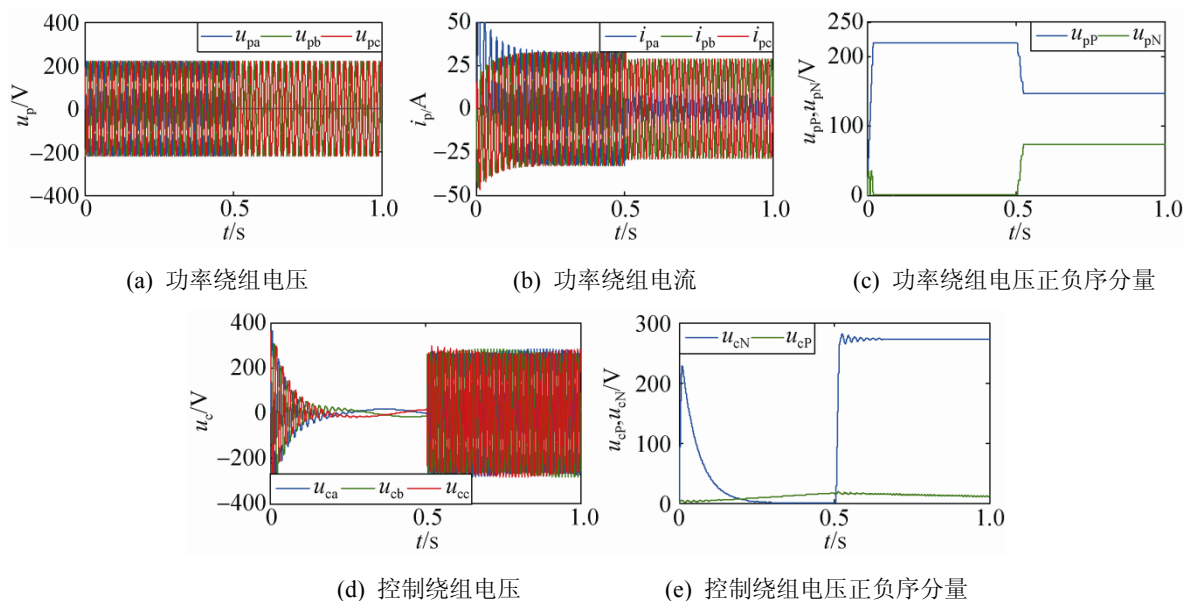


图6 单相接地短路仿真波形($t=0.5s$)
Fig.6 Simulation waveform of Single Phase Grounding($t=0.5s$)

4 结论

本文对无刷双馈发电机在电网不同故障时的动态过程进行了详细分析,讨论了控制绕组电压与电网电压对称跌落、单相接地短路不对称跌落以及跌落深度、跌落时刻之间的关系,得出以下结论:

(1)无刷双馈发电机在正常运行时,功率绕组磁链只包含以同步转速旋转的正序分量,产生的控制绕组电压与转差率成正比,电压较低;

(2)电网对称跌落时,由于功率绕组磁链不能突变,会感应出阻止磁链发生突变的直流暂态分量,该直流暂态分量以一定的时间速度衰减并在控制绕组中产生直流电压分量,电压跌落深度不同、转速不同时,所产生的直流分量大小也不同;

(3)电网单相接地短路时,功率绕组磁链除了正序分量外,还包括负序分量和直流暂态分量,负序分量相对于功率绕组同步速反向旋转,相对于控制绕组以 $(2-s)$ 倍速旋转,在控制绕组产生较高的负序电压;直流暂态分量在电网不同跌落时刻初始值不同,并以一定的时间速率衰减, $t_0 = (1/4)T_s$ 或 $t_0 = (3/4)T_s$ 时直流暂态分量产生的控制绕组电压最高,是导致控制绕组过压过流的主要原因。

本文对无刷双馈发电机在电网故障时的动态

过程所进行的理论分析,为进行无刷双馈发电机低电压穿越保护电路的参数设计以及控制策略的制定提供了理论依据。

参考文献:

- [1] 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 Dianguo, Wang Wei, Chen Ning. 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.
- [2] S H, X L, Y K, et al. An Improved Low-Voltage Ride-Through Control Strategy of Doubly Fed Induction Generator During Grid Faults[J]. IEEE Transactions on Power Electronics (S0885-8993), 2011, 26(12): 3653-3665.
- [3] S T, H O, M R Z, et al. Analysis and Enhancement of Low-Voltage Ride-Through Capability of Brushless Doubly Fed Induction Generator[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics (S0278-0046), 2013, 60(3): 1146-1155.
- [4] Habetler W B R S. Direct Torque Control for Brushless Doubly-Fed Machines[J]. IEEE Transactions on Industry Applications (S0278-0046), 1996, 32(5): 1098-1104.
- [5] 毕天姝, 刘素梅, 薛安成, 等. 具有低电压穿越能力的双馈风电机组故障暂态特性分析[J]. 电力系统保护与

- 控制. 2013, 41(2): 26-31.
- Bi Tianshu, Liu Sumei, Xue Ancheng, et al. Fault Analysis Of Doubly Fed Induction Generator Wind Turbines With Low-Voltage Ride-Through Capability[J], Power System Protection and Control, 2013, 41(2): 26-31.
- [6] 黎芹, 张兴, 杨淑英, 等. 双馈风力发电机低电压穿越转子动态过程分析[J]. 电力系统及其自动化学报. 2010, 22(5): 19-24.
- Li Qin, Zhang Xing, Yang Shuying, et al. Dynamic Behavior of DFIG Rotor During Low Voltage Ride-Through[J]. Proceedings of the CSU-EPSA (S1003-8930), 2010, 22(5): 19-24.
- [7] F K A L, A. L, P. R, et al. Rotor Voltage Dynamics in the Doubly Fed Induction Generator During Grid Faults[J]. IEEE Transactions on Power Electronics (S0885-8993). 2010, 25(1): 118-130.
- [8] S S, E A, R M. Dynamic analysis of the Brushless Doubly-Fed Induction Generator during symmetrical three-phase voltage dips[C]// 2009 International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS). Taipei:IEEE Conference Publications, 2009:464-469.
- [9] T L, S S E A, et al. Symmetrical low voltage ride-through of a 250 kW brushless DFIG[C]// The 6th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives. Bristol: IET, 2012: 1-6.
- [10] T. L, S. S, P. M, et al. Crowbarless Fault Ride-Through of the Brushless Doubly Fed Induction Generator in a Wind Turbine Under Symmetrical Voltage Dips[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics (S0278-0046). 2013, 60(7): 2833-2841.
- [11] Hu J, Zhu J, Dorrell D G. A New Control Method of Cascaded Brushless Doubly Fed Induction Generators Using Direct Power Control[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion (S0885-8969). 2014, 29(3): 771-779.
- [12] 赵荣理, 张爱玲, 田慕琴, 等. 一种无刷双馈感应电机无功功率的控制方法[J]. 微特电机, 2015, 43(3): 55-58.
- Zhao Rongli, Zhang Ailing, Tian Muqin, et al. A Reactive Power Control Method for the Brushless Doubly-Fed Induction Machine[J]. Small & Special Electrical Machines (S1004-7018), 2015, 43(3): 55-58.
- [13] Pande V N, Mate U M, Kurode S. Discrete sliding mode control strategy for direct real and reactive power regulation of wind driven DFIG[J]. Electric Power Systems Research (S0378-7796). 2013, 100(100): 73-81.
- [14] 蔚兰, 陈国呈, 宋小亮, 等. 一种双馈感应风力发电机低电压穿越的控制策略[J]. 电工技术学报, 2010, 25(9): 170-175.
- Yu Lan, Chen Guocheng, Song Xiaoliang, et al. A Low Voltage Ride-Through of Strategy for Doubly Fed Induction Generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2010, 25(9): 170-175.
- [15] 杨俊华, 吴捷, 陈斌. 无刷双馈电机转差率问题探讨[J]. 中小型电机, 2005, 32(1): 20-23.
- Yang Junhua, Wu Jie, Chen Bin. Study on Slip of Brushless Doubly- Fed Machine[J], Electric Machines & Control Application, 2005, 32(1): 20-23.
- [16] K P, D X. Modeling and Control of Brushless Doubly-Fed Induction Generators in Wind Energy Applications[J]. IEEE Transactions on Power Electronics (S0885-8993). 2008, 23(3): 1191-1197.
- [17] 汤蕴璆, 张奕黄, 范瑜. 交流电机动态分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013: 14-15.
- Tang Yunqiu, Zhang Yihuang, Fan Yu. Dynamic Analysis of AC Motor[M]. Beijing: China Machine Press, 2013:14-15.
- [18] J L, Pez, E G, et al. Wind Turbines Based on Doubly Fed Induction Generator Under Asymmetrical Voltage Dips[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion (S0885-8969). 2008, 23(1): 321-330.
- [19] 吴国祥, 戴洋洋, 顾菊平, 等. 电网电压不对称跌落时双馈电机的暂态分析与控制[J]. 电气传动. 2015, 45(8): 18-23.
- Wu Guoxiang, Dai Yangyang, Gu Juping, et al. Transient Analysis and Control of Doubly Fed Induction Generator under Asymmetrical Voltage Dips[J]. Electric Drive, 2015, 45(8): 18-23.