DOI: 10.3901/JME.2013.02.190

叶片断裂事故条件下直驱式风电机组 动态特性分析*

戴巨川

(湖南科技大学机电工程学院 湘潭 411201)

摘要: 以兆瓦级直驱式风电机组为研究对象,进行叶片断裂事故发生后风电机组动态特性分析。通过将风轮载荷模型、机电耦合模型和变桨距控制等多个风电机组子系统模型进行集成,得到较完整的系统整体模型。在风轮载荷模型中,不但考虑气动载荷,也考虑惯性载荷和重力载荷等;变桨距控制充分考虑变桨距机构动力学特性。在 Simulink 环境下建立风电机组数值仿真模型,并假定叶片断裂后几秒内风电机组尚未停机进行仿真研究。研究结果发现,一个叶片断裂后,风轮旋转力矩出现突变,发电机电磁力矩快速响应风轮机械旋转力矩,风轮转速能控制在设定值附近波动;风电机组能量捕获与转换出现失衡,变流器直流电压、输入电网有功功率和无功功率等都出现大幅度波动,造成对电网的冲击。通过分析叶片断裂后风电机组动态特性,能够为风电机组结构设计、运行控制等提供有益的参考。

关键词: 直驱式风电机组 叶片 断裂事故 动态特性

中图分类号: TK83

Dynamic Characteristics Analyzed of Large Scale Directly-driven Wind Turbines under Blade Fracture Accident Condition

DAI Juchuan

(School of Electromechanical Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201)

Abstract: Million watt scale directly-driven wind turbines are chosen as the study object and its dynamic characteristics are analyzed at the condition of a blade fracture accident happening. By integrating the wind rotor loads sub-model, electromechanical coupling sub-model and pitch control sub-model, the system models of wind turbines are obtained. In the wind rotor loads sub-model, not only the aerodynamic force but also the inertia force and gravity force are considered; in the pitch actuator sub-model, the dynamic characteristics are considered. According to the established wind turbine models, the corresponding numerical simulation models are constructed in Simulink; the simulation is carried out assuming that wind turbines have yet to be stopped after a few seconds of blade fracture. The research results show that when a blade fracture happening, the wind rotor mechanical rotational torque mutates. Since the generator electromagnetic torque tracks quickly the wind rotor mechanical rotational torque, the wind rotor rotating speed remains near the given value. Furthermore, the energy capture and conversion of wind turbines is out of balance; the DC capacitor voltage, the active power and reactive power injected into the grid have dramatic fluctuations which has impact on the grid. Through the research, the dynamic characteristics of wind turbines are obtained when a blade fracture happening which can provide useful reference for wind turbine structure design, operation control, etc.

Key words: Directly-driven wind turbines Wind turbines blade Fracture accident Dynamic characteristics

0 前言

大型直驱水平轴式风电机组是目前风电场主流机型之一,其发电机采用多极电机并与叶轮直接连接,省去了齿轮箱这一传统部件,具有高效率、

低噪声、高寿命、低运行维护成本等诸多优点。针对大型直驱式风电机组开展的功率转换与控制^[1-2]、最大风能追踪^[3-4]、低电压穿越^[5-6]等研究一直为风电技术领域热点问题。然而,随着全球风能快速发展,风电机组运行数量不断增加,各类风电机组事故不断出现。根据英国凯斯内斯风电场信息论坛 CWIF 的统计资料,1997~2001 年,风电机组年均

* 国家自然科学基金(51205123)和湖南省自然科学基金(11JJ8002)资助项目。20120813 收到初稿,20121210 收到修改稿

事故 22 起,而在 2007~2011 年,风电机组年均事故增加至 128 起^[7]。因此,近年来针对风电机组可靠性开展的各项研究也成为行业聚焦热点。TARP-JOHANSEN^[8]考虑风场分布不确定性和材料数据不确定性的影响,对大型风电机组关键零部件疲劳寿命和可靠性进行了分析;TAVNER 等^[9]基于风电机组历史数据,对风电机组关键零部件可靠性进行了分析;VITTAL 等^[10]提出了基于新型蒙特卡罗方法的风电机组性能和可靠性联合仿真方法;HILL 等^[11]进行了风电机组系统可靠性建模与分析研究;RONOLD 等^[12]建立了风电机组叶片可靠性分析概率模型,并应用于传统确定性设计中部分安全因子的校正;肖劲松等^[13]考虑风速的不稳定性作用,假定风速服从威布尔分布,建立了风电机组叶片在拍打方向上的疲劳概率模型并进行可靠性分析;郭建英等^[14]利用计算机仿真技术进行了风电机组可靠性综合方法研究;苏春等^[15]以长期折扣成本最低为目标,建立了基于半马尔科夫决策过程的风电机组状态维修优化模型。

上述研究工作都是希望通过设计或后续维护尽量减少风电机组事故的发生,但是由于风电机组运行环境的复杂性和不确定性,要绝对避免事故的发生仍然是不可能的。随着使用年限增加,或者由于制造缺陷或维护不当等原因,风电机组运行过程中出现叶片断裂事故不可避免。叶片断裂后,机组转速、运行载荷、机械转矩与电磁转矩、电压和输出功率等状态参数如何变化,对系统安全有什么影响尚不明确。本文通过构建的直驱式风电机组模型,研究风电机组在运行过程中出现叶片断裂时的机组动态特性,为风电机组设计、运行过程控制和优化等提供参考。

1 直驱式风电机组基本结构

图 1 所示为一种典型的三叶水平轴直驱式风电机组基本结构模型。直驱式风电机组由于取消了沉重且故障率高的增速齿轮箱,发电机轴与叶轮直接连接,零部件数量相对传统风电机组要少得多。大型直驱式风电机组发电机多采用低速多极永磁同步发电机,与电网连接采用全功率变流器。当来流风速改变时,发电机转子转速随之改变,定子电流频率也相应变化,经过全功率变流器后,频率不定的交流电被转换与电网同频率的交流电输出。

图 1 典型直驱式风电机组结构

1. 控制器和变流器 2. 塔筒 3. 偏航机构 4. 机舱
5. 风速、风向测量装置 6. 发电机 7. 轮毂 8. 叶片
9. 变桨距机构 10. 主轴承

2 风轮载荷模型

大型风电机组在运转过程中,载荷来源复杂,包括:① 空气动力载荷;② 惯性载荷(包括离心力载荷和科氏力载荷等);③ 重力载荷;④ 运行载荷(如变桨距控制、电网波动等)。以下就风轮上空气动力载荷、惯性载荷和重力载荷进行分析。

2.1 空气动力载荷模型

由于气流通过风电机组风轮的物理特性十分复杂,精确的空气动力计算与分析目前仍然不可实现,而且对于大型风电机组,风洞试验和风电场测试也面临很大困难,因此当前多采用叶素-动量理论(Blade element momentum, BEM)进行计算。图 2a 中半径为 r , 长度为 dr 的微元称为叶素。图 2b 中 C 为压力中心, Z 为变桨距轴线与当前叶素交点, α 为攻角, β 为节距角, v_1 为气流相对于叶素的速度。

根据 BEM 理论,作用在叶素上的轴向力 dF_N 和切向力 dF_Q 为

$$dF_N = \frac{1}{2} \rho c \frac{v_0^2 (1-a)^2}{\sin^2 \varphi} (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi) dr \quad (1)$$

$$dF_Q = \frac{1}{2} \rho c \frac{\omega_r r (1+a')}{\cos^2 \varphi} (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) dr \quad (2)$$

式中, v_0 为轴向风速; c 为半径 r 处的叶片弦长; ω_r 为风轮角频率; φ 为来流角度; C_l , C_d 分别为升力系数和阻力系数, ρ 为空气密度; a 为轴向诱导速度系数, a' 为切向诱导速度系数。

(a) 叶素扫出的圆环 (b) 叶素上气流速度与空气动力分量

图2 风轮叶素

式(1)、(2)中的来流角 φ 和诱导速度因子 a 、 a' 需要迭代求取, 表达式为

$$\begin{cases} a = \sigma C_n / (4F \sin^2 \varphi + \sigma C_n) \\ a' = \sigma C_t / (4F \sin \varphi \cos \varphi - \sigma C_t) \end{cases} \quad (3)$$

式中, $C_t = C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi$, $C_n = C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi$, F 为叶尖和轮毂损失因子和, $\sigma = N_b c / 2\pi r$, N_b 为风电机组叶片数。

上述方程只有诱导速度系数在一定范围内才适用, 当风轮叶片部分进入湍流状态后 ($a > 0.4$), 用 Buhl^[16] 经验公式进行修正

$$C_T = \frac{8}{9} + \left(4F - \frac{40}{9}\right)a + \left(\frac{50}{9} - 4F\right)a^2 \quad (4)$$

式中, C_T 为推力系数。

根据轴向力 dF_N 和切向力 dF_Q 的表达式, 可以进一步推导出空气动力载荷在 xyz 坐标系中各轴上分量。在工程计算时, 还要考虑计算过程中的修正, 如偏斜流、动态失速等, 更详细的推导可以参考文献[17]。

2.2 惯性载荷模型

当风电机组旋转速度变化时, 将产生惯性载荷, 如进行风电机组刹车操作时, 风轮转速快速变化产生的惯性载荷不可忽略。为便于分析, 采用图3所示坐标系, 图3中 y 轴为风电机组叶轮转轴, 叶片以角速度 ω_{rt} 绕其旋转, z 轴为变桨距轴线, 点 O 为变桨距轴线 z 与 y 轴的交点, x 轴与 y 轴和 z 轴垂直。图3a为叶片叶素产生的惯性载荷 dF_j 示意图, 其大小表示为

$$dF_j = \frac{d\omega_{rt}}{dt} r dm \quad (5)$$

式中, dm 为叶素的质量。

(a) 刹车载荷

(b) 离心力载荷

图3 风电机组上的惯性载荷

另一个惯性载荷为叶片上的离心力载荷。图3b所示为到叶根距离为 r 的叶素产生的离心力 dP , 其大小为 $dP = \omega_{rt}^2 r^2 dm$ (r 为当前叶素质心到转 y 轴的距离)。离心力对叶片上摆振、挥舞和变桨距载荷都有影响, 对离心力更详细的分析可采用文献[18]中模型(图4)。图4中 Oxz'' 面与 y 轴垂直, $O_1x'z'$ 面与 y 轴垂直且交于 O_1 点。 z 轴与叶素的交点 L 在轴 z' 上, 面 O_2B_1A 与 y 轴垂直且交于点 O_2 。质心处点 B 在 O_2B_1A 面内, 其在面 Oxy 内的投影为点 B_1 。面 $Cx''y'$ 过点 B 且与 z' 轴垂直, 与 z' 轴交于点 C , 与 z 轴交于点 E , 点 B 在 y' 轴上的垂足为点 A , 点 A 在 z 轴的垂足为点 M ; 在 Oyz'' 面内, z 轴与 z'' 轴的夹角 γ 即是风轮锥角。 r' 为 r 在 Oyz 面的投影。 ϕ 为轴 X 与 LB 的夹角; ϕ' 为轴 x'' 与 CB 的夹角; $\bar{\varphi}$ 为 r' 与 r'' 的夹角; ν 为 LB 与 BC 的夹角。 XYZ 坐标系中的 X 轴和 Y 轴均在叶素面内, 且 X 轴在 Oxy 面上的投影与 x' 轴重合, Y 轴在 Oxy 面上的投影与 y 轴重合。根据该模型, 文献[18]推导了离心力引起的变桨距载荷表达式, 本文进一步给出离心力引起的摆振和挥舞力矩等的表达式。

离心力 dF_p 在 x 轴方向分量为(摆振剪力)

$$dF_{px} = dF = dF_p \sin \bar{\varphi} \quad (6)$$

式中, dF 是 dF_p 在平面 B_1O_2A 内沿 x 轴分量。

离心力 dF_p 在 y 轴方向分量为(挥舞剪力)

$$dF_{py} = \omega_{rt}^2 (r \cos \gamma - LB \sin \nu) dm \sin \gamma \quad (7)$$

离心力 dF_p 在 z 轴方向分量为

$$dF_{pz} = dK \cos \gamma = dF_p \cos \bar{\varphi} \cos \gamma \quad (8)$$

式中, dF_p 是 dF_p 在平面 B_1O_2A 内沿 z' 轴分量。

产生的挥舞方向弯矩为

$$dM_{px} = r dF_{py} = r \omega_{rt}^2 (r \cos \gamma - LB \sin \nu) dm \sin \gamma \quad (9)$$

产生的摆振方向弯矩为

$$dM_{py} = r dF_{px} = r dF_p \sin \bar{\varphi} \quad (10)$$

产生的变桨距力矩为

$$dM_{Pz} = \omega_{\pi}^2 LB \cos \phi' dm LB \cos^2 \nu (\tan \gamma \tan \nu + \sin \phi') \cos \gamma + \omega_{\pi}^2 (r \cos \gamma - LB \sin \nu) dmsin \gamma LB \cos \nu \cos \phi' \quad (11)$$

图4 离心力载荷计算模型

2.3 重力载荷模型

风电机组叶片旋转过程中, 地球重力场使每个叶片产生按“正弦”曲线变化的重力载荷, 其频率对应风轮的转速。由于大型风电机组单个叶片重达数吨, 因此充分考虑重力载荷是十分必要的。设叶片位置如图5所示, 位置角用 θ 表示, 轮毂中心距地面高度用 h_0 表示。由于风轮仰角 τ 的影响, 重力 dmg 可以分解为与风轮转轴平行分量 $dmg \sin \tau$ 和与叶元旋转面平行分量 $dmg \cos \tau$ 。在图4中B点重力分量与 Oyz 面的夹角用 ξ 表示, 即重力分量 $dmg \cos \tau$ 与 BB_1 的夹角。

重力在 x 轴分量(摆振方向)为

$$dF_{Gx} = dmg \cos \tau \sin \xi \quad (12)$$

重力在 y 轴分量为

$$dF_{Gy} = dmg \sin \tau \cos \gamma + dmg \cos \tau \cos \xi \sin \gamma \quad (13)$$

重力在 z 方向分量为

$$dF_{Gz} = dmg \sin \tau \sin \gamma + dmg \cos \tau \cos \xi \cos \gamma \quad (14)$$

产生的挥舞方向弯矩为

$$dM_{Gx} = r dmg \sin \tau \cos \gamma + r dmg \cos \tau \cos \xi \sin \gamma \quad (15)$$

产生的摆振方向弯矩为

$$dM_{Gy} = r dF_{Gx} = r dmg \cos \tau \sin \xi \quad (16)$$

产生的变桨距力矩为

$$dM_{Gz} = dmg \sin \xi \cos \tau LB (\tan \gamma \tan \nu + \sin \phi') \times \cos \gamma \cos \nu + dmg \cos \xi \sin \gamma \cos \tau LB \cos \phi' \cos \nu + dmg \sin \tau \cos \gamma LB \cos \phi' \cos \nu \quad (17)$$

式中, $\xi = 90^\circ - \theta$ 。

图5 叶片空间位置分布

3 机电耦合模型

直驱式风电机组配置如图6所示, 风轮旋转带动发电机转子旋转, 永磁交流同步电动机转子采用永磁材料, 旋转磁场切割定子绕组, 在定子绕组中产生感应电动势。定子通过全功率变流器与交流电网连接, 发电机变速运行, 通过变流器保证输入电网电流的频率与电网频率一致。由此可见, 风电机组是复杂的机电耦合系统。

图6 直驱式风电机组配置

对永磁同步电动机进行控制时, 如将参考系定为转子上的 $d-q$ 旋转坐标系, 即其 d 轴定向于转子磁极轴线, q 轴超前 d 轴 90° 电角度, $d-q$ 坐标系随转子磁极同步旋转, 则其电磁转矩方程

$$T_{eg} = \frac{3}{2} p [\psi_f i_{sq} + (L_{sd} - L_{sq}) i_{sd} i_{sq}] \quad (18)$$

式中, p 为极对数; i_{sd}, i_{sq} 分别为定子电流 d 轴和 q 轴分量; L_{sd}, L_{sq} 分别为定子 d 轴和 q 轴电感; ψ_f 为转子磁链。

发电机电磁转矩和风能产生的机械转矩相互作用, 可以由式(19)表示其关系

$$\begin{cases} T_{rt} = J_{rt} \frac{d\omega_{rt}}{dt} + c_{rs}(\omega_{rt} - \omega_{eg}) + k_{rs}(\theta_{rt} - \theta_{eg}) \\ \frac{d\theta_{rt}}{dt} = \omega_{rt} \\ T_{eg} = J_{eg} \frac{d\omega_{eg}}{dt} + c_{rs}(\omega_{eg} - \omega_{rt}) + k_{rs}(\theta_{eg} - \theta_{rt}) \\ \frac{d\theta_{eg}}{dt} = \omega_{eg} \end{cases} \quad (19)$$

式中, J_{rt} 、 J_{eg} 为风轮、发电机转子转动惯量; T_{rt} 为风轮输出转矩; ω_{eg} 为发电机转子角速度; c_{rs} 为转子扭转阻尼系数; k_{rs} 为转子扭转刚度系数; θ_{rt} , θ_{eg} 分别为风轮和发电机转子转角。

若忽略发电机转子扭转效应, 式(19)也可简化为

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J_{rt} + J_{eg}}(T_{rt} + T_{eg}) \quad (20)$$

式中, $\omega = \omega_{rt} = \omega_{eg}$ 。

发电机有功功率 P_{gen} 和无功功率 Q_{gen} 可表达为

$$\begin{cases} P_{gen} = T_{eg} \omega_{eg} = \frac{3}{2}(u_{sq}i_{sd} - u_{sd}i_{sq}) \\ Q_{gen} = \frac{3}{2}(u_{sq}i_{sd} - u_{sd}i_{sq}) \end{cases} \quad (21)$$

式中, u_{sd} , u_{sq} 分别为定子电压 d 轴和 q 轴分量。

采用文献[19]构建的电气系统控制策略, 机侧逆变器指令电压 u_{sd}^* , u_{sq}^* 表达式可由式(22)给出

$$\begin{cases} u_{sd}^* = -\omega_e L_{sq} i_{sq}^* + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(-i_{sd}) \\ u_{sq}^* = R_s i_{sq}^* + \omega_e \psi_f + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(i_{sq}^* - i_{sq}) \end{cases} \quad (22)$$

式中, i_{sq}^* 为 q 轴电流指令值($i_{sq}^* = 2T_{eg}^*/3p\psi_f$, T_{eg}^* 是电磁转矩指令值); ω_e 为电角速度; R_s 为定子电阻; k_p 、 k_i 分别为比例和积分系数。

对于网侧变流器, 给定直流电容电压和注入电网功率指令, 检测发电机电压和电流。采用电网电压定向矢量控制, 即 d - q 旋转坐标系的 d 轴定向于电网电压合成矢量 e_s 方向, q 轴超前 d 轴 90° 电角度, 得到网侧逆变器指令电压 u_{gd}^* , u_{gq}^* 表达式

$$\begin{cases} u_{gd}^* = e_{gd} - \omega_g L_g i_{gq}^* + R_g i_{gd}^* + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(i_{gd}^* - i_{gd}) \\ u_{gq}^* = e_{gq} + \omega_g L_g i_{gd}^* + R_g i_{gq}^* + \left(k_p + \frac{k_i}{s}\right)(i_{gq}^* - i_{gq}) \end{cases} \quad (23)$$

式中, R_g , L_g 分别为网侧变流器电阻和电感; i_{gd} ,

i_{gq} 分别为网侧变流器输出电流 d 轴和 q 轴分量; i_{gd}^* 和 i_{gq}^* 分别为 d 轴和 q 轴电流指令值; u_{gd} , u_{gq} 分别为网侧变流器输出电压 d 轴和 q 轴分量; e_{gd} , e_{gq} 分别为电网电压 d 轴和 q 轴分量。

最后, 获得的 u_{gd}^* , u_{gq}^* 通过脉宽调制后控制变流器三相桥臂的开关动作。

4 变桨距控制

变桨距控制可以有效控制风电机组吸收的风能。在额定风速以下一般没有必要改变桨距角, 在额定风速以上改变桨距角可以有效调节风电机组吸收功率, 并影响叶轮产生的载荷。变桨距机构有液压变桨距和电动变桨距两种类型, 本文针对后者进行分析。在桨距角控制策略上, 根据控制目标的不同可以采用多种方案, 若保持风轮转速一定, 则桨距角的指令值可由风电机组转速—功率特性确定。图 7 为一种根据风轮吸收功率大小来控制桨距角的结构, 系统外环采用位置反馈控制, 内环采用转速反馈控制, 桨距角位置给定值是根据风轮功率指令和实际值比较确定的。

图 7 变桨距系统控制模型

需要指出的是, 变桨距控制策略制定时充分考虑变桨距机构本身动力特性是必要的。变桨距机构中驱动电动机输出的力矩通过多级齿轮减速放大后驱动叶片转动。这样虽然能够增加驱动力矩, 但多级齿轮系统也带来了响应速度的降低。图 8 给出了一种三级行星轮减速方案: 当变桨距控制器发出变桨距控制指令后, 驱动电动机输出转矩, 经过传动轴和行星轮减速机构, 最后经主动轮传递至桨叶轮毂内齿圈上, 从而带动回转支承的内环与叶片一起旋转, 实现改变桨叶节距角的目的。为了计及三级行星轮动力学特性, 文献[20]建立了其动力学模型, 考虑了齿轮间隙的影响。

5 叶片断裂事故下动态特性分析

为了进行叶片断裂事故后系统动态特性分析, 在 Simulink 环境内构建了包括风轮载荷模型、机

图 8 变桨距系统结构模型

电耦合模型和变桨距系统模型在内集成模型，仿真用风电机组参数如下表所示。由于采用微分方程描述的变桨距直驱式风电机组数学模型中，包含着多个相互作用但变化速度相差较为悬殊的子过程，整个系统是一个刚性系统，因此采用可变步长类型的刚性微分方程低阶求解算法 ode23tb(stiff/TR-BDF2)。在仿真过程中，风轮锥角 $\gamma = 0^\circ$ ，直流母线电压参考值 1 200 V，输入电网无功功率指令值为 0，发电机转速设为 17 r/min。设风轮轮毂中心处来流风速以 13 m/s 为均值，在 12.8~13.2 m/s 波动(图 9)。

表 风电机组主要参数

参数名称	参数值
额定功率/MW	1.2
额定风速/(m/s)	12
叶轮直径/m	62
叶轮转速/(r/min)	11~20
叶片数量/个	3
叶轮转动惯量/(kg·m ²)	2.5×10^6
扫风面积/m ²	3 019
发电机额定电压/V	620
并网变压器低压侧线电压/V	620
电网频率/Hz	50

图 9 风电机组轮毂处风速

仿真开始，计入三个叶片载荷值，模拟三叶片风电机组正常运行，在某时刻(5 s)时，模拟 1 个叶片自叶根处断裂，只计入两个叶片载荷值。图 10

所示为 1 个叶片断裂时叶根上摆振力矩曲线。由于风轮在运行过程中，单个叶片上摆振力矩主要来源于叶片气动力矩和重力力矩，重力力矩占主要成分，合力矩近似呈现正弦(或余弦)曲线规律变化。对于文中给定的 1.2 MW 风电机组，其变化范围为 $-2.6 \times 10^5 \sim 7.2 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 。在 5 s 时，叶片 3 断裂，其上产生的气动力矩和重力力矩均消失，该叶片产生的摆振力矩瞬时变为 0。图 11 为风电机组轮毂上前后方向推力和力矩。叶片断裂前轮毂上推力变化范围为 $4.7 \times 10^4 \sim 7.2 \times 10^4 \text{ N}$ ，断裂时发生了突变，其后 3 s 内变化范围为 $3.9 \times 10^4 \sim 5.8 \times 10^4 \text{ N}$ ；叶片断裂前，轮毂上力矩变化范围为 $-2 \times 10^5 \sim 1.5 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ ，断裂后变化范围为 $1.6 \times 10^5 \sim 5 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 。载荷的突变必然带来对风电机组机械零部件的冲击，机组振动增加。

图 10 叶片叶根摆振力矩

图 11 轮毂上前后方向推力和力矩

图 12 所示为风电机组风轮产生的机械旋转力矩曲线和发电机产生的电磁力矩曲线。图 12 中风轮产生的机械力矩为三个叶片产生的摆振力矩之和。可以看出，在一个叶片断裂前后，风轮产生的机械旋转力矩发生了极大的变化。叶片断裂前，由于三个叶片力矩相互平衡，总机械力矩曲线随风轮旋转角度发生变化的幅度较小，接近 5 s 时在 $-6.8 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 左右，这里负号代表了旋转力矩的方向；叶片断裂瞬间机械旋转力矩出现了突变，从

$-6.7 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 变化为 $-9.3 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$ 之后, 随着叶片旋转, 其值逐渐增加至 $3.5 \times 10^4 \text{ N}\cdot\text{m}$ 后减小。考虑到风电机组叶片断裂后, 机组通常采取停机操作, 因此仿真只考虑了断裂后的 3 s 时间, 并假定此时风电机组尚未停机动作。从图 12 中给出的发电机电磁力矩曲线可以看出, 叶片断裂时, 为了保持系统平衡, 发电机上产生的电磁力矩也随机械旋转力矩同步变化, 且变化趋势基本一致。电磁力矩没有变化到机械力矩所显示的 $-9.3 \times 10^5 \text{ N}\cdot\text{m}$, 是因为仿真时设定了发电机转矩控制极限范围。图 13 为风电机组风轮转速曲线, 在叶片断裂前, 风轮转速在 $17.13 \sim 17.19 \text{ r/min}$ 波动, 波幅(最大值减去最小值, 再除以指令值 17 r/min)为 0.35% 。叶片断裂时, 风电机组风轮旋转力矩突变, 风轮转速随之波动, 由于在本系统控制策略中, 给定的转速指令恒定, 因此发电机电流改变, 从而使电磁力矩与风轮旋转力矩基本平衡。这样, 叶片断裂瞬间, 风轮转速出现的波动较小, 最大值为 17.32 r/min , 最小值为 16.96 r/min , 波幅 2.2% 。

图 12 风电机组转矩

图 13 风电机组风轮转速

图 14 为风电机组变桨距指令和实际的桨距角仿真曲线。在叶片断裂前, 由于风速波动、风轮转速波动, 能量转换系统尚未平衡等原因, 风轮桨距角指令有一定波动。叶片断裂后, 由于能量捕获与转换系统失衡, 出现了较大的桨距角指令变化。从图 14 中可以看出, 不管是叶片断裂前还是叶片断裂后, 实际的桨距角与其指令值之间存在一定的偏差,

这是由于变桨距执行机构响应特性的影响, 实际值要滞后于指令值。

图 14 风电机组叶片桨距角

图 15 所示为风电机组变流器直流电压波形。由于直流母线电压参考值 1200 V , 在叶片断裂前风电机组正常运行, 直流母线电压在 $1190 \sim 1220 \text{ V}$ 波动, 波动幅度 2.5% 。叶片断裂后, 风轮旋转力矩出现大幅度波动, 导致风轮捕获的功率显著变化, 从而破坏风电机组能量转换平衡状态, 直流母线电压出现不规则大幅度变化, 最小值 1000 V , 最大值达 1290 V , 波动幅度 24.2% 。图 16 显示了风电机组注入电网的有功功率和无功功率。可以看出, 叶片断裂前, 能量输出基本平稳, 有功功率在其设定值 $1.11 \sim 1.22 \text{ MW}$ 波动, 无功功率在其设定值 0 附近波动, 波动范围 $-0.04 \sim 0.02 \text{ MW}$ 。叶片断裂后, 有功功率迅速增加至 1.52 MW , 约 1.5 s 后跌落至 -0.06 MW ; 跌落过程中无功功率也在 $-0.16 \sim 0.09 \text{ MW}$ 波动。可见, 叶片断裂后, 风电机组能量捕获与转换平衡状态打破, 输入电网有功功率仿真时甚至出现了负值。

图 15 变流器直流电压

6 结论

(1) 叶片断裂瞬间机械旋转力矩出现了突变, 为了保持系统平衡, 发电机上产生的电磁力矩也随机械旋转力矩同步变化, 风轮转速可维持在一定范

图 16 风电机组输出功率

围内波动。

(2) 叶片断裂后, 能量捕获与转换系统失衡, 桨距角指令出现了较大的变化, 但由于变桨距执行机构响应特性的影响, 实际值要滞后于指令值。

(3) 叶片断裂后, 变流器直流电压、输入电网有功功率和无功功率都出现了波动, 有功功率甚至出现了负值, 对电网产生了冲击。

(4) 研究以假定叶片断裂后风电机组尚未停机动作为前提, 指出了运行状态参数变化特性, 为进一步深入研究提供了条件。

参 考 文 献

- [1] HANSEN A, MICHALKE G. Modelling and control of variable-speed multi-pole permanent magnet synchronous generator wind turbine[J]. Wind Energy, 2008, 11(5): 537-554.
- [2] STRACHAN N, JOVCIC D. Dynamic modelling, simulation and analysis of an offshore variable-speed directly-driven permanent-magnet wind energy conversion and storage system (wecss) [C]//OCEANS 2007-Europe, June 18-21, 2007, Aberdeen, UK, 2007: 1-6.
- [3] TAN K, ISLAM S. Mechanical sensorless robust control of wind turbine driven permanent magnet synchronous generator for maximum power operation[J]. International Journal of Renewable Energy Engineering, 2001, 3(3): 379-384.
- [4] 赵仁德, 王永军, 张加胜. 直驱式永磁同步风力发电系统最大功率追踪控制[J]. 中国电机工程学报, 2009, 29(27): 106-111.
ZHAO Rende, WANG Yongjun, ZHANG Jiasheng. Maximum power point tracking control of the wind energy generation system with direct-driven permanent magnet synchronous generators[J]. Proceedings of The Chinese Society for Electrical Engineering, 2009, 29(27): 106-111.
- [5] MORREN J, PIERIK J, DE HAAN S. Voltage dip ride-through control of direct-drive wind turbines[C]//39th International Universities Power Engineering Conference, Sept. 8, 2004, Bristol, UK, 2004(2): 934-938.
- [6] 杨晓萍, 段先锋, 田录林. 直驱永磁同步风电系统低电压穿越的研究[J]. 西北农林科技大学学报, 2009(8): 228-234.
YANG Xiaoping, DUAN Xianfeng, TIAN Lulin. Low voltage ride-through of directly driven wind turbine with permanent magnet synchronous generator [J]. Journal of Northwest A & F University, 2009(8): 228-234.
- [7] Summary of wind turbine accident data to 31 december 2011[EB/OL]. [2012-07-30]. <http://www.caithness-windfarms.co.uk>.
- [8] TARP-JOHANSEN N. Examples of fatigue lifetime and reliability evaluation of larger wind turbine components [R]. Roskilde: RisØ National Laboratory, 2003.
- [9] TAVNER P, XIANG J, SPINATO F. Reliability analysis for wind turbines[J]. Wind Energy, 2007, 10(1): 1-18.
- [10] VITTAL S, TEBOUL M. Performance and reliability analysis of wind turbines using monte carlo methods based on system transport theory[R]. Reston V A: American Institute for Aeronautics and Astronautics, 2004.
- [11] HILL R R, STINEBAUGH J A, BRIAND D. Wind turbine reliability: A database and analysis approach[R]. Albuquerque: Sandia National Laboratories, 2008.
- [12] RONOLD K O, LARSEN G C. Reliability-based design of wind-turbine rotor blades against failure in ultimate loading[J]. Engineering Structures, 2000, 22(6): 565-574.
- [13] 肖劲松, 张传经. 风力机叶片在拍打方向的载荷估计与可靠性分析[J]. 北京工业大学学报, 2005, 31(6): 617-621.
XIAO Jinsong, ZHANG Chuanjing. Load estimation and reliability analysis of wind turbine's blade in flap-wise[J]. Journal of Beijing Polytechnic University, 2005, 31(6): 617-621.
- [14] 郭建英, 孙永全, 王铭义, 等. 基于计算机仿真的风电机组系统可靠性综合[J]. 机械工程学报, 2012, 48(2): 2-8.
GUO Jianying, SUN Yongquan, WANG Mingyi, et al. System reliability synthesis of wind turbine based on computer simulation[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(2): 2-8.
- [15] 苏春, 周小荃. 基于半马尔科夫决策过程的风力机状

- 态维修优化[J]. 机械工程学报, 2012, 48(2): 44-49.
- SU Chun, ZHOU Xiaoquan. Condition-based maintenance optimization for wind turbines based on semi-markov decision process[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2012, 48(2): 44-49.
- [16] BUHL J M. A new empirical relationship between thrust coefficient and induction factor for the turbulent windmill state[R]. Golden: National Renewable Energy Laboratory, 2005.
- [17] DAI Juchuan, HU Yanping, LIU Deshun, et al. Aerodynamic loads calculation and analysis for large scale wind turbine based on combining BEM modified theory with dynamic stall model[J]. Renewable Energy, 2011, 36(3): 1095-1104.
- [18] DAI Juchuan, HU Yanping, LIU Deshun, et al. Calculation and characteristics analysis of blade pitch loads for large scale wind turbines[J]. Science China, 2010, 53(5): 1356-1363.
- [19] DAI Juchuan, HU Yanping, LIU Deshun, et al. Modelling and analysis of direct-driven permanent magnet synchronous generator wind turbine based on wind-rotor neural network model [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy, 2012, 226(1): 62-72.
- [20] DAI Juchuan, HU Yanping, LIU Deshun, et al. Modelling and characteristics analysis of the pitch system of large scale wind turbines[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science, 2011, 225(3): 558-567.
-
- 作者简介: 戴巨川, 男, 1979 年出生, 博士。主要研究方向为风电技术与装备。
E-mail: dajuchuan@163.com