

电网故障下风电机组轴系扭振抑制方法

贾 锋¹, 王瑞明², 李 征¹, 蔡 旭¹, 高 强¹, 张 琛¹

(1. 上海交通大学 电子信息与电气工程学院 风力发电研究中心, 上海 200240;

2. 中国电力科学研究院, 北京 100192)

摘要: 通过全面分析不同故障类型和不同运行状态的双馈风力发电机电磁转矩特性以及由此激发的轴系扭振, 得出了轴系关键参数对扭振的影响。分析结果表明, 从降低模态耦合度的角度考虑的轴系参数配置方案对于抑制电网故障下的扭振无法取得显著成效, 应当从削弱故障及恢复时刻转矩过冲和增加阻尼入手。随后提出了一种基于扭转角速度并通过附加电磁转矩实现的传动轴阻尼虚拟配置方法, 针对扭转角速度可能难以获取的问题, 在此基础上提出了与之等效的基于发电机转速的传动轴阻尼虚拟配置方法, 通过大量 PSCAD 仿真验证了虚拟配置参数的一些特性以及 2 种参数虚拟配置方法的有效性。

关键词: 风电; 轴系; 扭振; 刚度; 阻尼; 关键参数; 虚拟配置; 电网故障

中图分类号: TM 41

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2015.10.011

0 引言

传动系统(又称轴系)是双馈风电机组中重要的一环, 其连接风力机和发电机, 起到传输机械功率和转速变比的作用。由于风电机组轴系是典型的欠阻尼系统, 作用于轴系的气动转矩和电磁转矩的动态变化都可能激发轴系扭振, 轴系振荡可能引起机组转速失稳^[1]并会造成公共连接点(PCC)功率波动, 在风机故障造成的系统停机维护中, 修复齿轮箱所需的停机维修时间最长, 并且由此所付出的系统运行和维护代价也是极高的^[2]。

目前的电网故障及穿越研究主要考虑对发电机及变流器的电磁暂态过程的影响^[3-5]以及与电网的相互影响^[6-8], 对风机的机电耦合暂态和风机载荷影响关注较少。电网电压骤降或骤升会引起发电机端电磁转矩的剧烈波动^[9], 造成轴系转矩不平衡, 导致长时间的扭振发生, 对风电机组轴系极为不利。为更加全面、科学地反映风电机组故障穿越特性, 亟需提出电网故障条件下轴系扭振的有效控制方法, 提升风电机组的故障穿越水平, 增强控制系统的适应性和鲁棒性, 减小机组轴系疲劳载荷和转矩脉动, 确保风电运行安全。

针对轴系扭振抑制的研究已有很多, 究其本质主要都集中在增加阻尼上, 常见的有控制策略的阻尼作用^[1]、阻尼滤波、附加扭振抑制控制器^[10-11], 但是这些研究缺乏针对轴系各关键参数对机组故障下机电耦合及扭振影响的分析, 也没有结合双馈机组在故

障下的转矩特性, 对于轴系阻尼的贡献也难以量化。文献[12]研究了轴系关键参数对风电机组的暂态稳定性的影响, 但是缺乏对扭振的关注。文献[13]提出了一种削弱定速机组故障期间扭振的方法, 但是需要借助于辅助的 STATCOM 装置。

事实上, 除阻尼外, 轴系其他关键参数都会对扭振产生不同程度的影响, 扭振的抑制方法也都可以归结为轴系关键参数的虚拟配置。因此有必要在充分认识故障下转矩特性的基础上分析轴系参数配置对扭振的影响, 从而为故障下的扭振抑制策略提供全面的指导。本文依据该思想进行研究, 得出了双馈机组故障下轴系扭振抑制的入手点, 在此基础上提出了传动轴阻尼可量化的虚拟配置方案, 分析了其与传动轴自身参数作用的异同, 并进行了仿真验证, 为风电机组的轴系扭振抑制提供了一条可行的途径。

1 电网故障下双馈机组的轴系扭振特性

1.1 轴系模型

双馈机组的轴系可自然划分为 3 个质量块(风轮、齿轮箱和发电机)和 2 个柔性轴(高速轴和低速轴); 若考虑桨叶柔性可进一步将风轮划分成若干个质量块, 常见的有六质量块模型; 考虑到高速轴的刚性远大于低速轴, 又可以通过合并质量块将三质量块模型简化为两质量块模型, 其中等效的柔性轴刚度由平行轴定理计算。由于两质量块模型能反映轴系的扭振动态且精度能够满足要求^[12], 因此本文选取该模型为研究对象, 采用集中参数建模, 模型结构如图 1 所示。其中, T_1 、 H_1 、 ω_1 分别为风力机气动转矩、风轮惯性时间常数、转速; T_g 、 H_g 、 ω_g 分别为发电机的电磁转矩、惯性时间常数、转速; φ 、 ε 、 T_s 分别为传动轴的扭转角度、扭转角速度和扭矩; b 、 k 分别为传动

收稿日期: 2014-10-17; 修回日期: 2015-08-14

基金项目: 中国电力科学研究院实验室开放基金项目; 国家电网公司科技项目

Project supported by China Electric Power Research Institute Laboratory Opening Fund Project and Science and Technology Research Foundation of SGCC

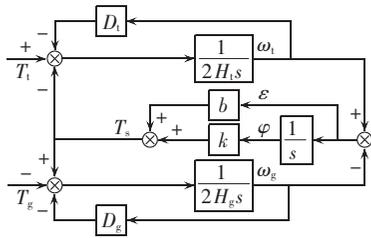


图 1 轴系两质量块模型

Fig.1 Dual-mass model of drive-chain

轴的阻尼系数和刚度系数; D_1 、 D_g 分别为风轮自阻尼和发电机自阻尼。各物理量均已标么化(假设 P_b 为功率基准值, ω_b 为基准机械转速, 记齿轮箱变比为 n_{gb} , 则低速轴刚度系数与阻尼系数的基准值相同, 取 $n_{gb}^2 P_b / \omega_b^2$, 其他物理量基准值的选取可以参考文献 [12])。轴系的状态方程如下:

$$\begin{cases} 2H_1 \ddot{\varphi}_1 = T_1 - T_s - D_1 \dot{\varphi}_1 \\ 2H_g \ddot{\varphi}_g = T_s - T_g - D_g \dot{\varphi}_g \\ T_s = k\varphi + b\dot{\varphi} \end{cases} \quad (1)$$

其中, $\varphi = \varphi_1 - \varphi_g$ 为扭转角度, φ_1 、 φ_g 分别为风轮和发电机转子角位移。由于 D_1 、 D_g 通常很小, 通常忽略这 2 项的影响。可以列写出自然振荡(无外力矩作用)下轴系的欧拉方程:

$$\ddot{\varphi} + b \left(\frac{1}{2H_1} + \frac{1}{2H_g} \right) \dot{\varphi} + k \left(\frac{1}{2H_1} + \frac{1}{2H_g} \right) \varphi = 0 \quad (2)$$

该欧拉方程是一个二阶常系数线性齐次微分方程, 具有类似弹簧振子的形式。轴系的自然振荡频率为^[14]:

$$\omega_n = \sqrt{k \left(\frac{1}{2H_1} + \frac{1}{2H_g} \right)} \quad (3)$$

轴系的阻尼损耗因子为^[15]:

$$\gamma_0 = b \left(\frac{1}{2H_1} + \frac{1}{2H_g} \right) / 2 \quad (4)$$

本文所采用的传动链参数为 $H_1 = 2.5$ s, $H_g = 0.5$ s, $b = 0.1$, $k = 157.07$ 。计算得到 $\omega_n = 13.7$ rad/s ($f_n = 2.18$ Hz), $\gamma_0 = 0.06$ 。由于阻尼比 ($\zeta = \gamma_0 / \omega_n$) 远小于 1, 系统为典型的欠阻尼系统, 轴系扭振容易被激发。

1.2 电网故障下的电磁转矩特性

电网故障下轴系扭振的主要激发源是发电机的电磁转矩, 因此有必要充分地认识故障下的电磁转矩特性。一种主流的低电压穿越方案是转子跨接电阻保护(Crowbar), 该方案在转子电流超出一定阈值时 Crowbar 投入运行, 同时转子侧变流器锁闭, 从而将转子侧变流器短接^[16], 本文以下研究均基于该方案。

当 Crowbar 投入运行时双馈机组相当于转子大电阻的感应电机, 等效电路如图 2 所示。其中, U_s 、 I_s 分别为定子电压和电流相量; R_s 、 R_r 分别为定、转子

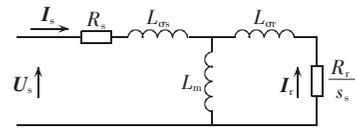


图 2 投入 Crowbar 的 DFIG 稳态运行等效电路
Fig.2 Steady-state equivalent circuit of DFIG with Crowbar

电阻; $L_{\sigma s}$ 、 $L_{\sigma r}$ 分别为定子漏感和转子漏感; L_m 为互感; s_s 为转差率; I_r 为转子电流相量。故障发生时, 由于定子磁链不能突变, 定子磁链中感应出直流分量电流(不对称故障中还存在负序分量), 该电流在转子绕组中会感应出很大的暂态电流。定子、转子电流的剧烈变化将导致发电机转矩剧烈波动。

通常, 分析这一暂态过程的方法是通过空间矢量方程求出瞬态电流并通过等效电路法求出剩余电压产生的稳态电流, 将二者叠加得出定子、转子故障电流的近似解析式, 从而分析电磁转矩的暂态行为^[8]。

事实上, 电磁转矩在不同的故障类型(主要分为对称故障和不对称故障)和发电机不同运行状态(主要分为亚同步、同步和超同步)下有不同的暂态行为。以下分别进行讨论。

1.2.1 三相对称故障情形

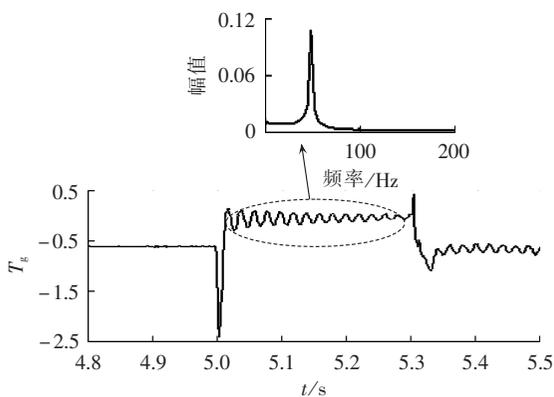
对于电网发生三相对称短路故障的情况, 文献 [8] 基于感应电机原理分析了投入 Crowbar 时的电磁转矩, 其由三部分组成: 转矩的稳态分量, 由定子、转子电流的稳态交流分量与定子、转子直流衰减部分相互作用所产生的脉振转矩, 定子、转子衰减直流分量相互作用产生的转矩。在此, 通过仿真比较机组在不同运行状态下的转矩特性。

在 PSCAD 中建立双馈风电机组的模型, 分别选取机组在超同步和亚同步转速下发生三相短路故障, 故障电压跌落 80%, 持续时间 300 ms, 仿真结果分别见图 3(a) 和图 3(b)。

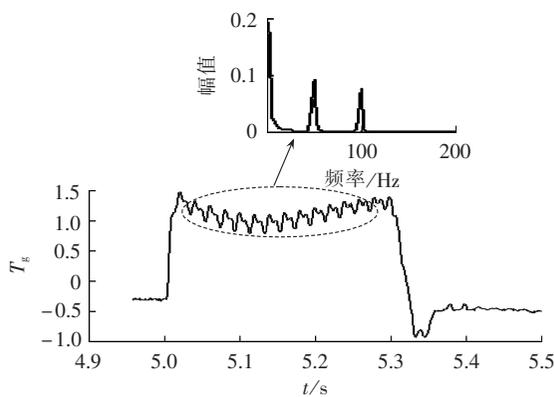
由图可见, 在故障发生和故障恢复时刻电磁转矩幅值跳变很大, 但基本在一个周期内趋于稳定, 亚同步状态下分别达到 1.847 p.u. 和 2.01 p.u.; 将转矩波动进行频谱分析, 示于相应的图中(幅值为标么值), 可见, 故障期间转矩存在 50 Hz 脉动, 稳态转矩相比故障前跌落较大幅值, 其中亚同步状态下电磁转矩发生反向, 由于气动转矩近似不变, 因此机组转速增加。故障恢复阶段, 电磁转矩存在较大幅值的过冲并跳变回故障前的稳态值。

1.2.2 不对称故障情形

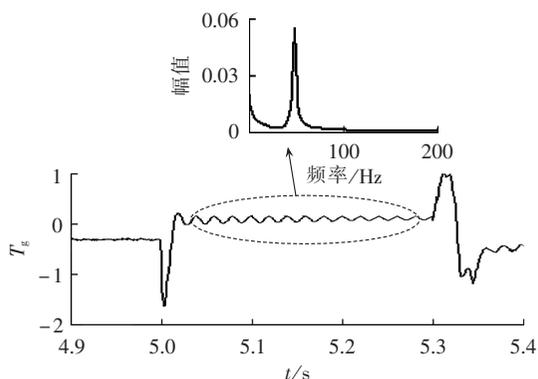
不对称故障包括单相对地故障和两相相间电压故障, 本文以单相对地故障为例进行分析, 分机组运行于亚同步速和超同步速 2 种情况, 结果分别见图 4(a) 和图 4(b)。



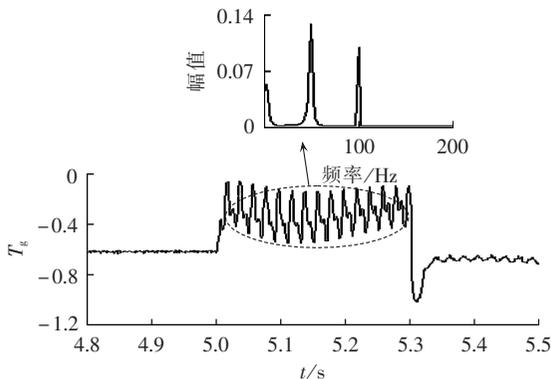
(a) 机组运行在超同步状态



(a) 机组运行在亚同步状态



(b) 机组运行在亚同步状态



(b) 机组运行在超同步状态

图 3 三相对称故障下的电磁转矩特性

Fig.3 Electromagnetic torque characteristics of DFIG during three-phase symmetrical fault

电网在 5 s 发生单相短路故障,故障持续时间 300 ms。其中亚同步转速下(风速 7 m/s,转速 0.75 p.u.)的仿真结果如图 4(a)所示,可见故障期间稳态转矩中出现了 100 Hz 的分量,这是由负序分量产生的。另外故障发生和恢复时的转矩跳变分别达到 1.74 p.u. 和 2.29 p.u.

总体而言,电网故障下电磁转矩的特点是:在故障发生和恢复的短时间内(1~2 个周期内)会出现转矩暂态过冲;故障期间转矩幅值相比故障前均有减小,其中亚同步速下发生故障时电磁转矩会发生反向(电动运行);故障期间转矩存在特定频率的振荡,振荡频率与故障类型有关,在对称故障中主要是 50 Hz 分量,在不对称故障中还包括 100 Hz 分量。

上述故障期间的转矩特性会对轴系产生瞬态冲击并打破轴系平衡,在轴系向着新的平衡状态过渡时很可能伴随扭振的发生,由于轴系的欠阻尼特性,扭振衰减较慢,可能发生长时间的自然振荡频率主导的扭振。

2 轴系关键参数对扭振的影响分析

轴系的关键参数包括轴系各质量块的转动惯量、各质量块的自阻尼、传动轴刚度和传动轴阻尼,

图 4 单相相对地故障下的电磁转矩特性

Fig.4 Electromagnetic torque characteristics of DFIG during single-phase grounding fault

由式(2)和(3)可知,这些参数的不同配置会影响轴系的扭振特性。研究关键参数对轴系扭振特性的影响对于参数配置、扭振抑制策略的提出具有直接的指导意义。

本文研究电网故障条件下的轴系扭振,扭振的主要激发源是电磁转矩,由于故障持续时间通常较短,而风轮惯性时间常数较大,可认为风轮转速和气动转矩近似保持不变。可以根据轴系模型列出从扭振激发源到扭振特征量的传递函数,并以此分析各参数对扭振的影响。

柔性传动轴可看作一个机械储能元件,扭振总是伴随着轴上储存能量的动态变化,因此一个能反映轴系扭振的特征量是扭转角速度,其定义为柔性轴两端所连接质量块的转速差,可以写出从扭转角速度到电磁转矩的传递函数:

$$\frac{\varepsilon(s)}{T_g(s)} = \frac{s}{2H_g s^2 + \frac{H_t + H_g}{H_t} b s + \frac{H_t + H_g}{H_t} k} \quad (5)$$

调整各个参数,通过 Bode 图可以直观分析各轴系参数对扭振的影响,在某一频率处较小的幅频响应表明在相同的激励源幅值下扭振不容易被激发,根据式(3)所确定的阻尼衰减因子则可以定性分析

被激发的扭振的衰减速率。如果不计及控制系统对轴系提供的电气阻尼,各参数对幅频响应的影响如图 5 所示。图中原始参数采用上节计算用到的参数,其他各组参数均在此基础上调整,其中 $b=2$ 表示将传动轴阻尼系数设为 2 p.u., $k \times 1.5$ 表示传动轴刚度增大 1.5 倍, $H_g \times 1.2$ 表示发电机转动惯量增大 1.2 倍。

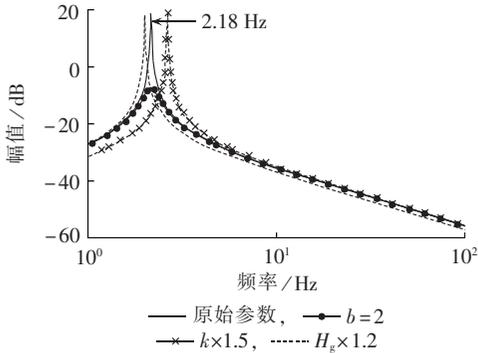


图 5 轴系关键参数配置对扭振的影响

Fig.5 Influence of key drive-chain parameters on torsional vibration

可见改变刚度和转动惯量都会影响轴系振荡频率,由于轴系的主导振荡频率通常在 5 Hz 以下,而上文分析故障下电磁转矩的脉动频率通常在 50 Hz 和 100 Hz 附近,二者的耦合较弱,从图 5 可见 50 Hz 以上频段的幅频增益已经小于 -45 dB,且改变固有频率对该频段的增益影响很小,由此可以推断故障期间电磁转矩高频脉动对轴系扭振的影响较为有限,通过改变轴系自然振荡频率(包括各质量块转动惯量以及传动轴刚度的优化配置)从而降低耦合程度的做法是效果不明显的。

除去对固有频率的影响,根据式(3),减小 H_g 或 H_t 对阻尼衰减因子有一定的正面影响,但是较小的转动惯量不利于机组稳定性^[12];改变传动轴阻尼则可以很大程度上改变阻尼比,起到扭振抑制的效果;发电机自阻尼和风力机自阻尼对于阻尼比也是有贡献的,但实际机组中这 2 项很小,可忽略不计。

综上,从参数优化配置角度考虑的电网故障下的扭振抑制应该主要从降低激振源幅值和增加传动轴阻尼入手。

3 轴系关键参数的虚拟配置

分析轴系参数对扭振的影响可以为抑制扭振提供指导,对于设计中的机组,可以优化设计轴系参数;对于已投入运行的风机,只能通过发电机控制对轴系参数进行虚拟配置。根据上文分析,本文对传动轴阻尼进行虚拟配置。

参数的虚拟配置建立在发电机转矩可控且能快

速响应的基础上,事实上,相比于作为机械量的轴系扭振,电磁转矩的响应速度可以认为没有时滞。

3.1 传动轴阻尼的虚拟配置

若式(1)中的发电机转矩能够按照式(6)响应:

$$T_g = T_{opt} - k_b \varepsilon \quad (6)$$

其中, T_{opt} 为用于控制风力机实现功率捕获的最优转矩, $-k_b \varepsilon$ 为在此基础上附加的转矩项 ΔT_g 。则采用附加转矩控制后,式(5)可改写为:

$$\frac{\varepsilon(s)}{T_g(s)} = \frac{s}{2H_g s^2 + \frac{H_t + H_g}{H_t} b_{eq} s + \frac{H_t + H_g}{H_t} k} \quad (7)$$

$$b_{eq} = b + \frac{H_t}{H_t + H_g} k_b \quad (8)$$

因此,若不考虑电磁转矩控制延时并假设变流器和发电机本身未达到其出力上限,只需要在常规控制中电磁转矩给定值的基础上附加 $-k_b \varepsilon$ 项,就可以为轴系提供数值为 $k_b H_t / (H_t + H_g)$ 的额外互阻尼。反之,如果需要提供额外的数值为 b_v 的虚拟阻尼,需要的附加转矩为:

$$\Delta T_g = -\frac{H_t + H_g}{H_t} b_v \varepsilon \quad (9)$$

3.2 传动轴阻尼虚拟配置的实现

传动轴阻尼的虚拟配置通过在常规控制的发电机转矩给定(或定子有功功率给定 P_s^*)上附加一项实现,附加项需要借助于扭振特征量(如扭转角速度)来确定,可以通过测量或在线估算的方法获得。由于实际情况中 ε 是一个很小的量,如果受限于测量精度无法准确获取,可以采用以下方法间接获取。

由于传动轴扭矩对于两端的质量块而言分别是动力转矩和阻力转矩,因此不考虑传动轴上转矩分布特性时,2 个质量块的转速波动分量具有反相性质,且二者的波动幅值成比例关系^[14],用 $\tilde{\omega}_g, \tilde{\omega}_t$ 分别表示发电机和风力机转速的扭振频率波动分量,则:

$$\frac{\tilde{\omega}_g}{\tilde{\omega}_t} = -\frac{H_t}{H_g} \quad (10)$$

由于柔性轴两端的质量块转速的稳态分量可以认为是相等的,因此可以用发电机转速在轴系扭振频率附近的波动分量 $\tilde{\omega}_g$ 近似代替 ε :

$$\varepsilon = \omega_t - \omega_g = \tilde{\omega}_t - \tilde{\omega}_g = -\frac{H_t + H_g}{H_g} \tilde{\omega}_g \quad (11)$$

其中, $\tilde{\omega}_g$ 可以通过发电机转速的带通滤波获得。结合式(9)、(11),有:

$$\Delta T_g = \left(\frac{H_t + H_g}{H_t} \right)^2 b_v \tilde{\omega}_g \quad (12)$$

实际情况中,由于附加阻尼转矩不应影响正常的发电运行,因此应对附加转矩进行限幅。由于实际控制系统交轴控制通常以定子有功功率作为控制输

入,由于 $P_s = T_g \omega_s$,则有:

$$\Delta P_s^* = \Delta T_g \omega_s = \frac{2\pi f}{p_n} \Delta T_g \quad (13)$$

其中, ω_s 为同步转速; f 为电网频率; p_n 为极对数。

根据以上分析,传动轴阻尼虚拟配置的实现框图如图 6 所示,其中基于式(9)的方案 1 建立在 ε 可以准确测量或估算的前提下,基于式(12)的方案 2 则更便于实现,二者理论上是近似等效的。

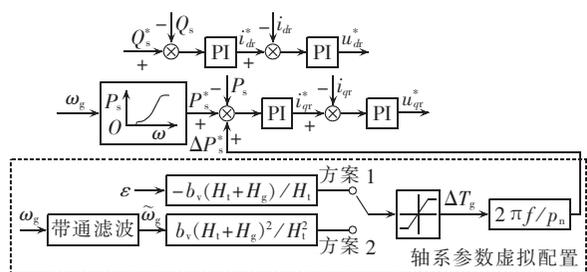


图 6 传动轴阻尼虚拟配置的实现

Fig.6 Implementation of virtual drive-chain damping configuration

3.3 轴系参数虚拟配置的几点说明

以上通过发电机转矩的附加控制实现了传动轴阻尼(即轴系的互阻尼)的虚拟配置,该虚拟配置方案理论上对电网故障激发的扭振和风力机气动转矩波动激发的扭振都具有抑制作用,但是其与轴系真实的参数存在几点差异:

a. 需要注意到虚拟配置参数建立在发电机电磁转矩精确可控的基础上,因此控制器性能会对虚拟配置产生一定影响,且在 Crowbar 投入运行、转子侧变流器退出运行时虚拟配置参数无法发挥作用;

b. 本文提出的传动轴阻尼虚拟配置方案能够量化配置 b ,但是该方案对轴系扭振的抑制效果取决于其对阻尼比的贡献大小,即相比于虚拟配置前增加了多少阻尼比(虚拟配置前的阻尼比需要考虑轴系自身阻尼和控制系统可能提供的电气阻尼);

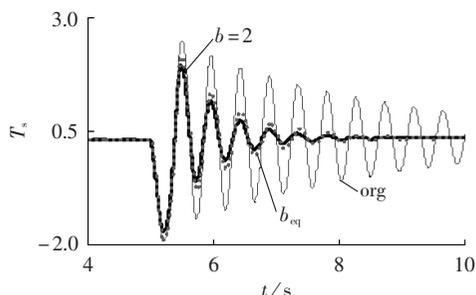
c. 理论上附加的阻尼越大对扭振的抑制效果越好,但是选取过大的 b ,可能会导致 ΔT_g 被限幅,一旦被限幅则控制器无法完全响应扭振导致参数虚拟配置部分失效,另外在发电机电磁转矩受到发电机自身或变流器容量限制时也会有类似问题,但是由于附加控制没有积分环节,控制器的输出总是对阻尼有正面贡献的,因此这种虚拟配置传动轴参数所发生的失效通常只是部分失效。

4 仿真研究

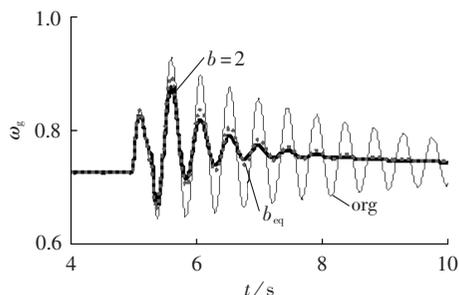
本文以 2 MW 双馈风力发电机组作为研究对象,在 PSCAD 中建立仿真模型,系统的部分控制结构图

见图 6。转子侧变流器交轴采用双环级联控制方式。考虑到发电机出力的限制,将 ΔT_g 限制在 0.5 p.u.,为尽量避免虚拟配置部分失效将 b_v 设为 2。

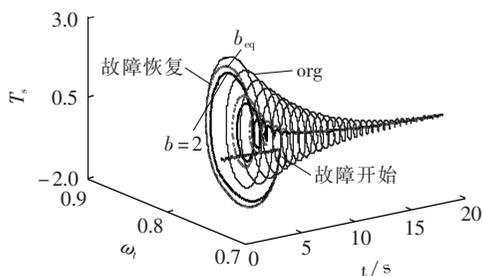
仿真设定风速为 7 m/s,机组在亚同步状态下运行,在 5 s 发生单相对地故障,故障持续 300 ms,仿真结果如图 7 所示。其中“org”表示采用原始参数并忽略所有机械阻尼(即 b 、 D_g 、 D_t 均设为零,但是本文所采用的转子侧变流器控制策略本身能为轴系提供一定正阻尼^[11]);“ $b=2$ ”表示设定传动轴自身的阻尼系数是 2 p.u.;“ b_{eq} ”表示采用图 6 中的方案 1,设 $k_b=$



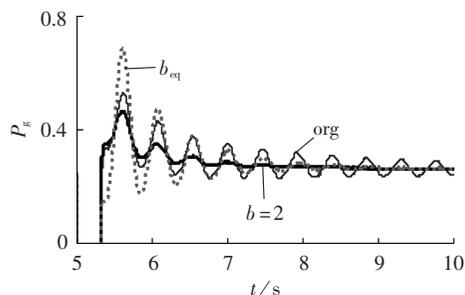
(a) 传动轴扭矩



(b) 发电机转速



(c) 扭矩-风轮转速的时间轨迹



(d) 发电机电功率

图 7 传动轴虚拟阻尼配置仿真结果

Fig.7 Simulative results of virtual drive-chain damping configuration

$2(H_1+H_g)/H_1$ 以产生 $b_v=2$ 的虚拟阻尼。

图 7(a)、(b)所示为 3 组仿真的传动轴扭矩和发电机转速对比,虽然本文所采用的控制器为轴系提供了一定的电气阻尼,故障恢复后扭矩振幅按指数衰减(通过曲线拟合得出衰减时间常数为 0.31 s^{-1}),但由于轴系欠阻尼特性依然很明显,扭振长时间持续发生,发电机转速长时间振荡,不利于机组安全稳定运行和轴系寿命;为传动轴增加阻尼($b=2$)或采用虚拟配置(b_{eq})后,发电机转速也较快稳定,扭矩振幅衰减明显加快,指数衰减时间常数分别为 1.46 s^{-1} 和 1.30 s^{-1} ;扭矩振荡持续时间相比于“org”下扭矩振幅衰减到 0.04 p.u. 的时间分别缩短了 75% 和 71.6% 以上。采用“ b_{eq} ”与“ $b=2$ ”的扭振抑制效果相当,二者的主要区别在于故障期间传动轴自身阻尼也是发挥作用的,而转子侧变流器的封锁导致虚拟阻尼控制无法发挥作用(从图 7(c)中故障恢复前“ b_{eq} ”与“org”2 条轨迹重合可以看出)。

另外从图 7(d)可以看出故障恢复后,转子侧变流器重新投入运行,发电机输出功率(定子输出功率和网侧变换器输出功率总和)受机电耦合影响存在波动,“ $b=2$ ”控制由于机械量快速稳定因此功率波动影响最小,而“ b_{eq} ”控制则在实现虚拟阻尼作用时对输出功率波动造成了一定负面影响,但随着扭振快速被抑制,附加转矩项 ΔT_g 对功率影响减小,在故障恢复后 1.5 s 内对功率波动的影响已经小于“org”。

为了验证方案 2 的可行性,将方案 1 和方案 2 进行了仿真对比,方案 2 中的滤波器采用四阶 Butterworth 带通滤波器,滤波器的上、下限截止频率分别设计为 5 Hz 和 1 Hz 以尽量保证 f_n 在通带中心频率,2 种方案的参数都按照 $b_v=2$ 设计,这里仅给出了传动轴扭矩波形,如图 8 所示,可见二者对于扭振抑制的效果相当,方案 2 略差于方案 1,这可能是滤波器相移产生的影响。

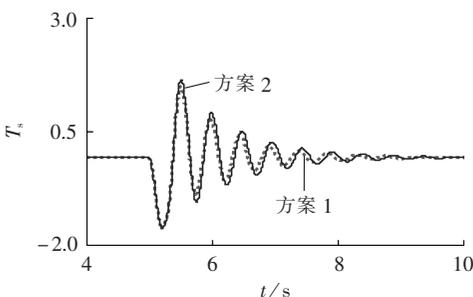
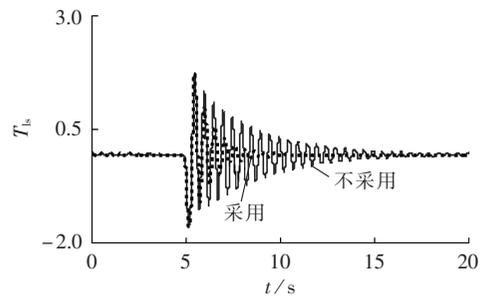


图 8 2 种方案对比

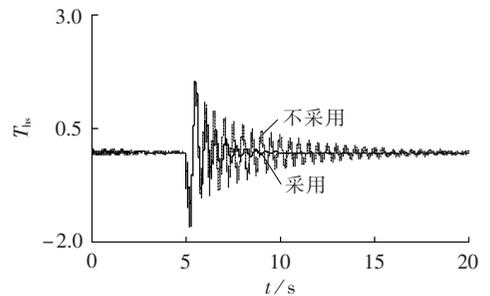
Fig.8 Comparison between two strategies

相比于方案 1,方案 2 仅需检测发电机转速,更具有工程实践意义,为了进一步验证方案 2 应用于扭

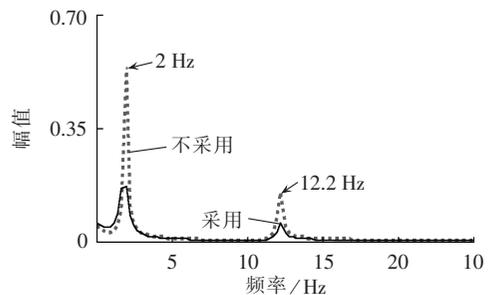
振抑制的适用性,在三质量块模型下进行了仿真($b_v=2$),并与不采用该方案对比,结果如图 9 所示。轴系三质量块模型参数(均已标么化,高速轴刚度系数基准值 P_b/ω_b^2)为 $H_1=2.5\text{ s}$, $H_g=0.32\text{ s}$, $H_{gb}=0.18\text{ s}$, $k_{ls}=140$, $k_{hs}=1293$ (上文研究中用到的两质量块模型来源于该组参数的简化, H_{gb} 是齿轮箱的惯性时间常数, k_{ls} 和 k_{hs} 分别是低速轴和高速轴的刚度系数),三质量块模型中也忽略高速轴、低速轴互阻尼以及发电机、齿轮箱、风力机自阻尼。三质量块模型中的 2 根柔性轴使得轴系有 2 个自然振荡频率,分别是 2 Hz 和 12.2 Hz ,因此将带通滤波器上、下限截止频率设为 15 Hz 和 1 Hz ,仿真其他参数与上例一致。



(a) 方案 2 对低速轴扭振的抑制效果



(b) 方案 2 对于高速轴扭振的抑制效果



(c) 高速轴扭矩频谱

图 9 方案 2 应用于三质量块模型下的仿真结果

Fig.9 Simulative results of strategy 2 applied in triple-mass model

图 9 所示仿真结果表明方案 2 对低速轴和高速轴都具有很好的扭振抑制效果,不采用与采用方案 2 时低速轴扭矩振幅指数衰减时间常数分别为 0.39 s^{-1} 和 1.03 s^{-1} ,取 $6\sim 10\text{ s}$ 的高速轴扭矩波形进行频谱分析,可见方案 2 对高速轴的高频扭振分量也很有效,进一步验证了方案 2 的适用性和有效性。

5 结论

本文从电网故障下的电磁转矩暂态特性入手,通过建立从扭转角速度到电磁转矩的传递函数,分析了风电机组轴系关键参数对轴系扭振的影响,结果表明:电网故障期间造成的转矩脉动频率与轴系固有频率耦合较弱,通过改变轴系固有频率从而降低耦合程度的做法是难以取得显著成效的。电网故障下的扭振抑制应该从削弱电磁转矩的暂态过冲以及阻尼的优化配置入手。

针对已投入运行的机组无法重新配置轴系参数的问题,基于发电机转矩可以快速响应的特点,提出了一种基于扭转角速度的、通过发电机提供附加电磁转矩的传动轴阻尼虚拟配置方案(方案 1);针对扭转角速度可能存在的难以获取问题,提出了与方案 1 等效的基于发电机转速的传动轴阻尼虚拟配置方案(方案 2)。所提出的参数配置方案可以量化配置传动轴阻尼参数。分析了虚拟配置阻尼与传动轴自身阻尼的几点差异,表明虚拟阻尼配置在发电机转矩可控且不超过附加转矩控制限幅值时能发挥与自身阻尼近乎相同的作用,通过大量对比仿真很好地验证了所作分析,传动轴阻尼虚拟配置的效果也得到很好的验证。

参考文献:

- [1] 张琛,李征,高强,等. 双馈风电机组的不同控制策略对轴系振荡的阻尼作用[J]. 中国电机工程学报,2013,33(27):135-144.
ZHANG Chen,LI Zheng,GAO Qiang,et al. Damping effects on torsional oscillation of DFIG drive-chain using different control strategies[J]. Proceedings of the CSEE,2013,33(27):135-144.
- [2] 赵洪山,郭伟,邵玲,等. 基于子空间方法的风机齿轮箱故障预测算法[J]. 电力自动化设备,2015,35(3):27-33.
ZHAO Hongshan,GUO Wei,SHAO Ling,et al. Gearbox fault prediction algorithm based on subspace method for wind turbine [J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(3):27-33.
- [3] 郭家虎,张鲁华,蔡旭. 双馈风力发电系统在电网三相短路故障下的响应与保护[J]. 电力系统保护与控制,2010,38(6):40-48.
GUO Jiahu,ZHANG Luhua,CAI Xu. Response and protection of DFIG system under three-phase short circuit fault of grid [J]. Power System Protection and Control,2010,38(6):40-48.
- [4] 杨之俊,吴红斌,丁明,等. 故障时双馈风力发电系统的控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制,2010,38(1):14-18.
YANG Zhijun,WU Hongbin,DING Ming,et al. Control strategy of doubly-fed wind generation system for power grid fault [J]. Power System Protection and Control,2010,38(1):14-18.
- [5] VINOTHKUMAR K,SELVAN M P. Enhanced fault ride-through schemed for mitigating rotor speed instability of doubly fed induction generator based wind farms [J]. Wind Engineering,2010,34(4):445-460.
- [6] 中国电力科学研究院. GB/T19663—2011 风电场接入电力系统技术规定[S]. 北京:中国标准出版社,2012.
- [7] ERLICH I,WINTER W,DITTRICH A. Advanced grid requirements for the integration of wind turbines into the German transmission system[C]//IEEE Power Engineering Society General Meeting. Montreal,Que,Canada:IEEE,2006:1-7.
- [8] 程孟增,窦真兰,蔡旭. 基于三电平变换器励磁的双馈感应发电机低电压穿越性能研究[J]. 电力自动化设备,2012,32(1):14-18.
CHENG Mengzeng,DOU Zhenlan,CAI Xu. Low-voltage ride-through performance of doubly-fed induction generator based on three-level converter excitation [J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(1):14-18.
- [9] 程孟增,张建文,蔡旭,等. 电网电压跌落对双馈感应发电机轴系的影响分析[J]. 电力系统保护与控制,2011,39(20):17-23.
CHENG Mengzeng,ZHANG Jianwen,CAI Xu,et al. Influence of power system voltage drop on the DFIG shaft [J]. Power System Protection and Control,2011,39(20):17-23.
- [10] 姚兴佳,王晓东,单光坤,等. 双馈风电机组传动系统扭振抑制自抗扰控制[J]. 电工技术学报,2012,27(1):136-141.
YAO Xingjia,WANG Xiaodong,SHAN Guangkun,et al. Torque vibration active disturbance rejection control of double-fed wind turbine drive train [J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2012,27(1):136-141.
- [11] GENG Hua,XU D,WU Bin,et al. Active damping for PMSG-based WECS with DC-link current estimation [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2011,58(4):1110-1119.
- [12] MUYEEN S M,ALI M H,TAKAHASHI R,et al. Comparative study on transient stability analysis of wind turbine generator system using different drive train models [J]. IET Renewable Power Generation,2007,1(2):131-141.
- [13] MOLINAS M,SUUL J A,UNDELAND T. Extending the life of gear box in wind generators by smoothing transient torque with STATCOM [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2010,57(2):476-484.
- [14] ANAYA-LARA O,JENKINS N,EKANAYAKE J. Wind energy generation:modelling and control[M]. New York,USA:John Wiley & Sons,2009:92-100.
- [15] 殷祥超. 振动理论与测试技术[M]. 徐州:中国矿业大学出版社,2007:18-39.
- [16] 郑重,杨耕,耿华. 电网故障下基于撬棒保护的双馈风电机组短路电流分析[J]. 电力自动化设备,2012,32(11):7-15.
ZHENG Zhong,YANG Geng,GENG Hua. Short circuit current analysis for DFIG-based wind generation system with Crowbar protection under grid faults [J]. Electric Power Automation Equipment,2012,32(11):7-15.

作者简介:



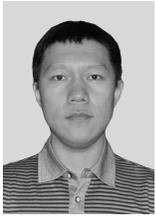
贾 锋

贾 锋(1988—),男,湖北荆门人,博士研究生,研究方向为风力发电并网控制及整机优化控制(E-mail: typhoon0723@situ.edu.cn);

王瑞明(1976—),男,山西忻州人,高级工程师,硕士,从事风电并网及试验检测技术方面的研究(E-mail: wangrm@epri.sgcc.com.cn)。

(下转第 86 页 continued on page 86)

作者简介:



于汀

于汀(1984—),男,黑龙江齐齐哈尔人,博士研究生,从事电网调度技术研究(E-mail:yuting@epri.sgcc.com.cn);

蒲天骄(1970—),男,吉林长春人,教授级高级工程师,硕士,从事电网仿真技术研究(E-mail:tjpu@epri.sgcc.com.cn);

刘广一(1963—),男,辽宁海城人,教授

级高级工程师,博士研究生导师,博士,从事电网控制技术研究(E-mail:liuguangyi@epri.sgcc.com.cn);

常喜强(1976—),男,新疆乌鲁木齐人,高级工程师,硕士,从事电网运行方式研究(E-mail:changxiqiang@xj.sgcc.com.cn);

韩巍(1980—),男,湖北孝感人,硕士,从事电网优化分析研究(E-mail:hanwei@epri.sgcc.com.cn);

张昭(1989—),男,内蒙古呼和浩特人,硕士研究生,从事电网稳定技术研究(E-mail:zhao-zz@163.com)。

AVC research and application for grid with large-scale wind power

YU Ting^{1,2}, PU Tianjiao², LIU Guangyi², CHANG Xiqiang³, HAN Wei², ZHANG Zhao⁴

(1. School of Electrical Engineering and Information, Sichuan University, Chengdu 610065, China;

2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China; 3. State Grid Xinjiang Electric Power Company, Urumqi 830002, China; 4. State Key Laboratory for Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: In order to meet the requirement of the grid with large-scale centralized wind power for the control of reactive power and voltage, the control method of reactive power and voltage for the wind power region is researched and implemented based on the AVC (Automatic Voltage Control) of power grid. The traditional branch voltage stability index is improved, merely based on which, an online steady-state voltage stability index is set. An associated AVC optimization model and a coordinated correction model are respectively established for the whole grid, which considers the voltage stability of its wind power region, and a strategy of voltage quality control at PCC (Point of Common Coupling) based on the ultra short-term wind power forecast is proposed. The practical effect of its application in Xinjiang Power Grid shows that, the proposed control strategy not only decreases the system loss and maintains the qualified voltage of centralized load region, but also effectively improves the voltage stability of wind power region and enhances the voltage quality of PCC.

Key words: wind power; voltage control; stability; optimization; coordinated correction; wind power forecast; voltage quality

(上接第 80 页 continued from page 80)

Torsional vibration suppression of DFIG drive-chain under grid fault

JIA Feng¹, WANG Ruiming², LI Zheng¹, CAI Xu¹, GAO Qiang¹, ZHANG Chen¹

(1. Wind Power Research Center, School of Electronic Information and Electrical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: The electromagnetic torque characteristics of DFIG (Doubly-Fed Induction Generator) and the relevant torsional vibrations are analyzed for different grid fault types and operating conditions, based on which, the influence of key drive-chain parameters on the torsional vibration is obtained. Analytical results show that, the scheme of drive-chain parameter configuration for reducing the modal coupling is ineffective in the suppression of torsional vibration during grid fault; the proper way is to weaken the torque overshoot during the fault occurrence and recovery and to increase the damping of drive-chain. A strategy of virtual drive-chain damping configuration based on the torsional angular velocity and additional electromagnetic torque is proposed. As the torsional angular velocity may not be easily obtained, an equivalent strategy of virtual drive-chain damping configuration based on generator speed is proposed as well. The characteristics of virtual configuration parameters and the effectiveness of two proposed strategies are verified by PSCAD simulations.

Key words: wind power; drive-chain; torsional vibration; stiffness; damping; key parameters; virtual configuration; grid fault