

双馈风电机组次同步振荡阻尼特性与抑制策略

高本锋¹, 李 忍¹, 杨大业², 宋瑞华², 赵书强¹, 刘 晋³, 张学伟¹

(1. 华北电力大学 新能源电力系统国家重点实验室, 河北 保定 071003;

2. 中国电力科学研究院, 北京 100192; 3. 国网北京经济技术研究院, 北京 102209)

摘要:大规模风电经固定串补线路送出时,双馈风电机组(DFIG)会由于转子侧换流器(RSC)与固定串补之间相互作用而引起一种新的次同步振荡问题,称为次同步控制相互作用(SSCI)。在分析 DFIG 换流器的工作原理及输出特性的基础上,建立其基于交流受控电压源和直流受控电流源的等效仿真模型,避免了开关器件的高次谐波对 DFIG 电气阻尼计算结果的影响,提高了仿真效率。基于等效模型,采用时域实现的复转矩系数法,计算 DFIG 在次同步频率范围内的电气阻尼特性,进而分析风速、转子侧换流器 PI 参数、串补度和线路电阻对电气阻尼特性的影响。分析结果表明,风速的减小、内环增益的增大、积分时间常数的减小、串补度的增加以及线路电阻的减小都会增加 DFIG 电气负阻尼;外环 PI 参数对 DFIG 阻尼特性影响不大。提出在 DFIG RSC 中附加混合次同步阻尼控制器(H-SSDC)来抑制 SSCI 的方法,仿真结果验证了其有效性。

关键词:双馈风电机组;次同步控制相互作用;模型;复转矩系数法;混合次同步阻尼控制器;风电;阻尼

中图分类号: TM 76; TM 614 **文献标识码:** A **DOI:** 10.16081/j.issn.1006-6047.2015.12.002

0 引言

我国风能具有地域性分布的特点,一般都远离负荷中心,因此,大规模、远距离风电外送必不可少^[1-3]。串联电容补偿是目前风电并网远距离送出的主要输电措施^[4-9]。

与火电机组类似,风电机组经串补送出时也面临次同步振荡 SSO(Sub-Synchronous Oscillation)的威胁。按照相互作用的对象不同,风电机组的 SSO 问题主要包括:风电机组轴系与串补之间的相互作用而引发的次同步谐振 SSR(Sub-Synchronous Resonance)、风电机组控制器与风电机组轴系相互作用而引发的次同步振荡 SSTI(Sub-Synchronous Torsional Interaction)、风电机组控制器与串补之间的相互作用引发的次同步控制相互作用 SSCI(Sub-Synchronous Control Interaction)。研究结果表明,风电机组的 SSR 和 SSTI 问题并不严重,发生概率较大和危害严重的是 SSCI^[9]。

SSCI 是近年来出现的一种新的次同步振荡现象。2009 年 9 月,在美国德克萨斯州南部的风电场,因断线引起的风电场直接经串补线路送出造成了风电机组端口电压和输出电流在次同步频率下的快速发散型振荡,大量机组跳机,撬棒电路损坏^[10-11]。这是目前公布的第一起 SSCI 事故。分析结果表明,这是由双馈风电机组 DFIG(Doubly-Fed Induction Ge-

nerator)转子侧换流器与固定串补电容相互作用引起的^[10-15]。与 SSR 和 SSTI 不同,SSCI 由于与风电机组的轴系扭振频率无关,振荡频率完全取决于转子侧换流器控制以及电气输电系统的结构,因此不存在固定的振荡频率^[12-15];此外,由于与机械系统无关,系统对振荡的机械阻尼较小,其电压和电流的振荡发散速度远快于 SSR 和 SSTI,由此导致的危害更为严重。

目前国内外针对 SSCI 的发生机理、阻尼特性以及抑制措施等方面进行了初步研究。文献[13-14]通过时域仿真法分析 SSCI 发生的原因,但都缺乏机理层面的有力证明。文献[16]采用特征值分析法,分析了风速、串补度和控制器参数对 SSCI 阻尼特性的影响,但 DFIG 采用的是准稳态模型,只能保证在基波频率下的准确性,其在次同步频率范围内的精度有待商榷。而基于时域仿真实现的复转矩系数法采用的是电磁暂态模型,充分考虑了非线性因素的影响,弥补了特征值分析法的不足,保证了分析结果的准确性^[17-18]。文献[12]为 DFIG 设计了 SSCI 阻尼控制器,通过在有功控制部分附加一个次同步阻尼控制器 SSDC(Sub-Synchronous Damping Controller)来抑制 SSCI,但该文献没有给出参数整定方法,其抑制效果还有待验证。

本文首先介绍风电并网系统总体模型,然后简述 DFIG 工作原理以及本文所采用的转子侧换流器 RSC(Rotor Side Converter)的控制策略,最后重点分析 DFIG 中换流器的工作原理及输出特性,建立基于交流受控电压源和直流受控电流源的等效仿真模型。基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台下的 DFIG 等效模型,采用时域仿真实现的复转矩系数法——测试

收稿日期:2015-06-08;修回日期:2015-10-20

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51507064);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(2015MS84)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51507064) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities(2015MS84)

信号法,揭示风速、转子侧换流器的控制参数、输电线路串补度及线路电阻对风电并网系统电气阻尼的影响。为提高 DFIG 的电气阻尼,提出在 DFIG 转子侧换流器控制模块中附加混合次同步阻尼控制器 H-SSDC(Hybrid Sub-Synchronous Damping Controller)以抑制 SSCI 的方法,并对其有效性进行验证。

1 系统建模

1.1 风电并网系统

DFIG 经固定串补接入无穷大系统的示意图如图 1 所示。DFIG 表示 100 台 1.5 MW 的机组聚合而成的风电场,参数聚合方法参见文献[19],风电场聚合后参数如表 1 所示。感应发电机采用单刚体模型,不考虑扭振相互作用的影响,感应发电机、变压器和无穷大电源参数按照文献[20]设置。表 1 中感应发电机的阻抗参数均以自身额定功率和电压为基准值。

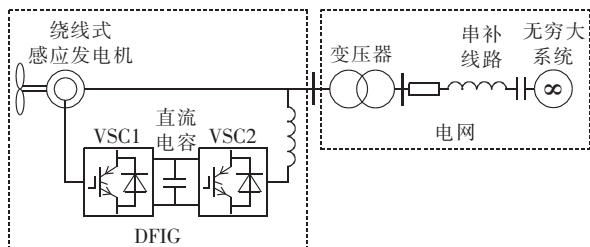


图 1 DFIG 经串补并网结构示意图

Fig.1 Schematic diagram of DFIG integrated to power system through transmission line with series compensation

表 1 风电场聚合后参数

Table 1 Parameters of aggregated wind farm

参数	取值	参数	取值
额定功率	150 MW	转子电阻	0.100 p.u.
额定电压	0.69 kV	转子漏抗	0.116 p.u.
电网频率	50 Hz	励磁电抗	4.680 p.u.
定子漏抗	0.177 p.u.		

电网模型中,加入串补电容后,系统的串补度(X_c/X_1)为 20%, X_c 为串补电容容抗, X_1 包含输电线路电抗、发电机定子漏抗、变压器漏抗和无穷大电源电抗。DFIG 模型是系统建模的关键点,后文将详细介绍。

1.2 DFIG 工作原理

DFIG 结构如图 1 所示,除定子绕组与电网有电气连接外,转子侧通过一个交-直-交换流器(简称换流器)与电网相连。换流器在转子绕组中施加变频电流,其频率根据转速动态调节,从而在定子绕组中感应出恒频电势,以实现变速恒频运行。换流器一般包括转子侧换流器、直流电容及电网侧换流器 GSC(Grid Side Converter),转子侧换流器和电网侧换流

器均为电压源换流器 VSC(Voltage Source Converter),分别对应图中 VSC1、VSC2。VSC 使用全控器件 IGBT,通过脉宽调制调节 VSC 出口电压,间接控制转子励磁电流以及网侧电流,最终实现对 DFIG 输出功率和电压等关键运行参数的控制[18]。

图 2 为 DFIG 转子侧换流器控制系统框图。采用 dq 解耦的双闭环控制,外环为有功、无功功率控制,内环为电流控制[20-21]。 d 轴采用定无功功率 Q_{ref} 控制, q 轴根据最大风能追踪原理求取在某一风速下风力机输出的最大功率,减去机械损耗后,将其作为 DFIG 输出有功功率的参考值 P_{ref} 。 Δp_s 、 Δq_s 分别为 DFIG 输出的瞬时有功及无功功率变化量; p 为微分算子; R_r 为转子电阻; L_m 为励磁电感; L_s 为定子电感; L_r 为转子电感; i_{rd} 、 i_{rq} 、 u_{rd} 、 u_{rq} 分别为转子电流、转子电压 d 、 q 轴分量; ω_s 、 ω_r 分别为定、转子磁场的旋转角速度; $a_1=L_m/L_s$, $a_2=L_r-L_m^2/L_s$; ψ_1 为定子磁链; k_{g2} 、 k_{i2} 、 k_{g1} 、 k_{i1} 分别为控制器的内、外环 PI 参数。这些参数对于双馈风电机组的安全稳定运行具有重要意义,将会在后文研究 SSCI 特性中着重介绍。

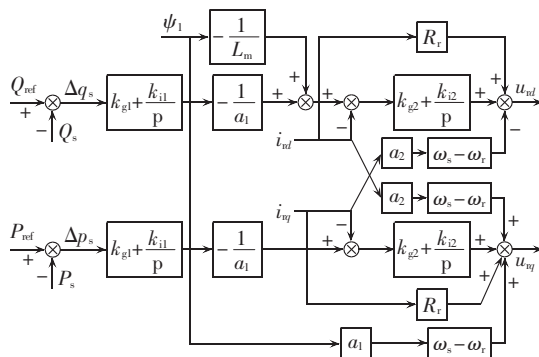


图 2 DFIG 转子侧换流器控制框图

Fig.2 Block diagram of DFIG rotor side converter control

2 换流器的等效模型

2.1 等效原理

VSC 采用正弦脉宽调制 SPWM (Sinusoidal Pulse Width Modulation)控制 IGBT 的通断,使换流桥出口处产生幅值为 $\pm U_d/2$ 的电压脉冲序列,其中 U_d 为换流器直流侧电压。如果调制信号波为 $M \sin(2\pi f_r t - \delta)$ (M 和 δ 分别为调制比和移相角度),则换流器出口电压脉冲序列中对应频率 f_r 的电压分量 u_c 如式(1)所示:

$$u_c = M \frac{U_d}{2} \sin(2\pi f_r t - \delta) \quad (1)$$

由式(1)可以看出,通过控制 SPWM 的调制比和移相角度,VSC 具有幅值和相位均可控的受控电压源特性;另一方面,将换流桥的损耗等效并入换流变压器的电阻后,由换流桥交直流两侧的有功平衡关系可得:

$$i_d = P_c / U_d = \sum_{x=a,b,c} (u_{cx} i_{cx}) / U_d \quad (2)$$

其中, i_{cx} 、 u_{cx} 分别为 VSC 交流侧三相电流和电压; P_c 为转子注入到直流侧的有功功率; i_d 为直流侧电流。

由式(2)可以看出,对于直流侧电容部分,其电流大小由 P_c 和 U_d 决定,因此具有受控电流源的特性。

基于 VSC 具有的受控电压源特性以及直流电容具有的受控电流源特性^[22],本文建立了受控源等效换流器模型,将 DFIG 转子侧换流器、网侧换流器以及换流器直流部分采用受控源予以等效,如图 3 所示。该模型避免了开关器件所产生的高次谐波对 DFIG 电气阻尼计算结果的影响,在本文研究的次同步频率范围内,能够得到光滑且连续的电气阻尼特性曲线。

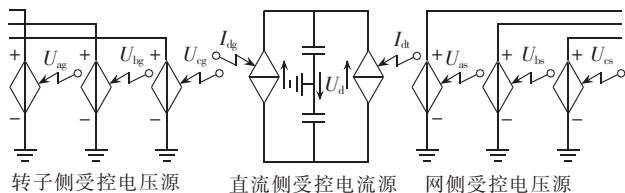


图 3 受控源等效换流器模型

Fig.3 Equivalent model of converter with controlled sources

2.2 模型验证

在 PSCAD/EMTDC 下建立如图 1 所示风电经串补并网系统。根据 DFIG 换流器建模方法的不同,本文建立了 2 个模型:换流器采用开关器件建模的 DFIG 模型,记为开关模型;使用受控源对换流器进行替换的 DFIG 模型,记为等效模型。

待等效模型运行稳定后,改变输入信号设定值,使控制信号阶跃变化;10 s 时风电机组输出无功从 0.04 Mvar 阶跃至 0.44 Mvar;12 s 时风电机组输出有功从 0.66 MW 阶跃至 0.96 MW。等效模型的阶跃响应特性如图 4 所示。

由图 4 可知,输入信号设定值阶跃变化时,等效模型能够快速、准确地跟踪设定值。同时,当风电机组输出无功设定值改变时,有功输出基本不随之变化;当风电机组输出有功设定值改变时,无功输出也基

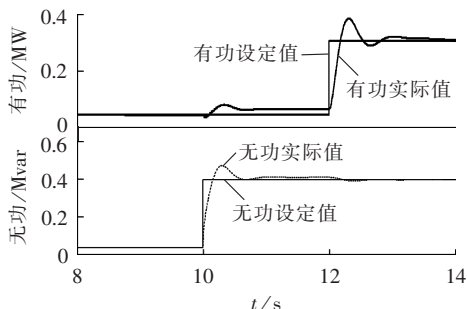


图 4 等效模型控制系统阶跃响应

Fig.4 Step response of control system for equivalent model

本保持不变。因此,将换流器用受控源等效后,等效模型不仅能够快速、准确地跟踪系统指令,而且仍能实现有功无功输出解耦控制。

2.3 2 种模型暂态响应对比

将开关模型和等效模型设置成相同的参数,对比 2 个模型在相同故障下的暂态响应。图 5、6 分别给出 10 s 时发生 a 相接地故障和三相短路故障情况下,风电机组功率输出和 a 相电流。故障点为串补线路末端,持续时间 0.05 s。

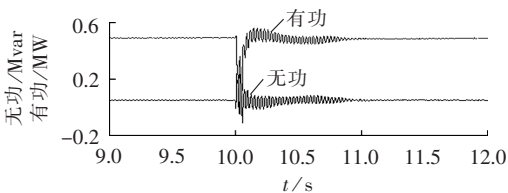
由仿真结果可以看出,上述 2 种故障情况下,等效模型和开关模型的暂态响应基本一致,具有相同的暂态特性。

2 种模型的仿真效率如表 2 所示,在相同的仿真步长下,等效模型的仿真用时较开关模型大为缩短,仿真计算效率显著提高。将等效模型的这一特点运用于 DFIG 的仿真计算中,对于解决多机系统电磁仿真耗时过长这一工程难题,具有重要参考意义。

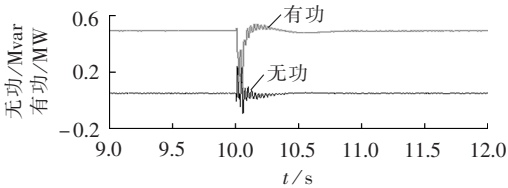
3 DFIG 的次同步振荡阻尼特性

3.1 分析方法

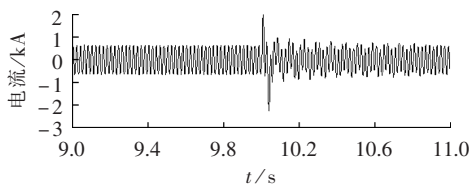
复转矩系数法是 I. M. Canay 提出的一种分析



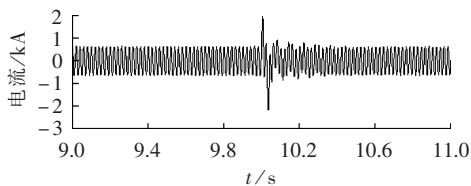
(a) 单相接地故障时开关模型功率响应



(b) 单相接地故障时等效模型功率响应



(c) 单相接地故障时开关模型电流响应



(d) 单相接地故障时等效模型电流响应

图 5 a 相接地故障时开关模型和等效模型暂态响应
Fig.5 Transient response of switch model and equivalent model to grounding fault of phase a

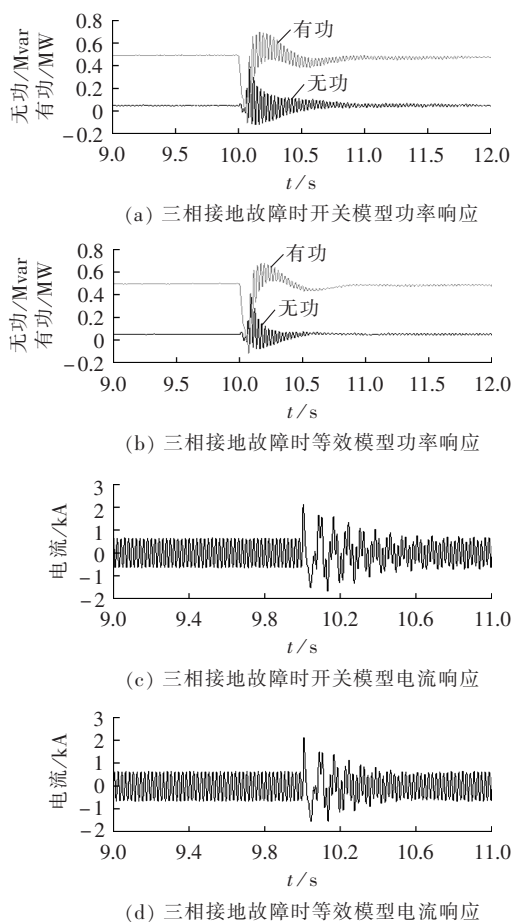


图 6 三相接地故障时开关模型和等效模型暂态响应
Fig.6 Transient response of switch model and equivalent model to three-phase grounding fault

表 2 2 种模型的仿真用时对比

Table 2 Comparison of simulation time between two models

模型	仿真步长/ μs	仿真用时/s
等效模型	10	249.4
	20	102.2
开关模型	10	354.7
	20	241.3

次同步振荡的基本方法^[17-18]。在小扰动下,待研究的发电机对于系统中频率为 λ 的振荡分量,电磁转矩增量可以表示为:

$$\Delta T_e = K_e(\lambda) \Delta \delta + D_e(\lambda) \Delta \omega \quad (3)$$

其中, $K_e \Delta \delta$ 为同步转矩, $D_e \Delta \omega$ 为阻尼转矩, K_e 、 D_e 分别为同步转矩系数和阻尼转矩系数, $\Delta \delta$ 、 $\Delta \omega$ 分别为相对同步旋转坐标系的功角增量和角速度增量。

由式(3)得:

$$\Delta T_e / \Delta \omega = D_e(\lambda) - j K_e(\lambda) / \lambda \quad (4)$$

阻尼转矩系数为:

$$D_e(\lambda) = \text{Re}(\Delta T_e / \Delta \omega) \quad (5)$$

测试信号法又称为基于时域仿真的复转矩系数法,当系统稳定运行后,在发电机转子施加一系列小扰动振荡转矩 ΔT_m ,所加 ΔT_m 的要求是不能破坏系

统线性化条件。然后对系统进行仿真,提取出同周期内的数据量 ΔT_m 和 $\Delta \omega_m$,计算得出相关的振荡特征信息。其中,计算电气阻尼系数的步骤如下。

① 在待研究的运行工况下,在转子上施加一串次同步频率为 f 的小幅扰动转矩 ΔT_m :

$$f = a f_0 \quad 0 < a < 1 \quad (6)$$

$$\Delta T_m = \sum [T_a \cos(a \omega_0 t + \Phi_a)] \quad (7)$$

其中, f_0 为工频 50 Hz; $\omega_0 = 2\pi f_0$; Φ_a 为 ΔT_m 相位; T_a 为 ΔT_m 幅值。

② 当系统再次进入稳态后,截取一个公共周期上的发电机电磁转矩 T_e 和发电机转速 ω 。

③ 将上述 2 个量进行频谱分解,得到不同频率对应的 ΔT_e 和 $\Delta \omega$,由式(5)计算得到电气阻尼系数(简称电气阻尼)。

3.2 SSCI 的机理

当串补线路中出现谐振频率为 ω_n 的电流扰动时,DFIG 输出的 a 相电流可以表示为:

$$i_{sa} = \sqrt{2} I_s \sin(\omega_s t + \varphi_{is}) + \sqrt{2} I_n \sin(\omega_n t + \varphi_{in}) = i_{sa0} + i_{sa_sub} \quad (8)$$

其中, I_s 、 φ_{is} 分别为基波电流 i_{sa0} 的有效值和初相位; I_n 、 ω_n 、 φ_{in} 分别为次同步电流 i_{sa_sub} 的有效值、角频率和初相位。

dq 坐标系下,次同步电流分量可以表示为:

$$\begin{cases} i_{sd} = -\sqrt{3} I_s \sin(\varphi_{is} - \varphi_{is}) - \sqrt{3} I_n \sin[(\omega_s - \omega_n)t + \varphi_i] = i_{sd0} + i_{sd_sub} \\ i_{sq} = -\sqrt{3} I_s \cos(\varphi_{is} - \varphi_{is}) - \sqrt{3} I_n \cos[(\omega_s - \omega_n)t + \varphi_i] = i_{sq0} + i_{sq_sub} \end{cases} \quad (9)$$

其中, $\varphi_i = \varphi_{is} - \varphi_{in}$; i_{sd0} 、 i_{sq0} 分别为 d 、 q 轴定子电流的直流分量; i_{sd_sub} 、 i_{sq_sub} 分别为 d 、 q 轴定子电流的次同步分量。

另一方面,定子侧的三相次同步电流分量形成的旋转磁场切割转子绕组,在转子绕组中感应出角频率为 $\omega_r - \omega_n$ 的三相次同步电流,其 d 、 q 轴分量为:

$$\begin{cases} \Delta i_{rd} = i_{rd_sub} = -\frac{1}{a_1} i_{sd_sub} \\ \Delta i_{rq} = i_{rq_sub} = -\frac{1}{a_1} i_{sq_sub} \end{cases} \quad (10)$$

系统扰动引起的转子侧变流器输出电压的次同步分量为:

$$\begin{cases} \Delta u_{rd} = R_r i_{rd_sub} - a_2 (\omega_s - \omega_r) i_{rq_sub} - K i_{rd_sub} \\ \Delta u_{rq} = R_r i_{rq_sub} + a_2 (\omega_s - \omega_r) i_{rd_sub} - K i_{rq_sub} \end{cases} \quad (11)$$

$$K = \left[\sqrt{3} U_s \left(k_{g1} + \frac{k_{i1}}{p} \right) + 1 \right] \left(k_{g2} + \frac{k_{i2}}{p} \right) =$$

$$K_1 + \frac{K_2}{p} + \frac{K_3}{p^2} \quad (12)$$

$$\begin{cases} K_1 = \sqrt{3} U_s k_{g1} k_{g2} + k_{g2} \\ K_2 = \sqrt{3} U_s (k_{g1} k_{i2} + k_{i1} k_{g2}) + k_{i2} \\ K_3 = \sqrt{3} U_s k_{i1} k_{i2} \end{cases} \quad (13)$$

这部分扰动量反作用于转子绕组,在转子上施加

角频率为 $\omega_s - \omega_n$ 的次同步电压 d 、 q 轴分量,产生新的次同步电流,其感应到定子侧的次同步电流 d 、 q 轴分量为:

$$\begin{cases} \Delta i_{sd} = \sqrt{3} |h| I_n \sin[(\omega_s - \omega_n)t + \varphi_i + \varphi] \\ \Delta i_{sq} = \sqrt{3} |h| I_n \cos[(\omega_s - \omega_n)t + \varphi_i + \varphi] \end{cases} \quad (14)$$

其中, φ 、 h 分别为 dq 坐标系下转子侧变流器输出电压扰动量感应到定子绕组的次同步电流与原始扰动电流的相位偏差和幅值增益,计算方法如式(15)——(17)所示。

$$\varphi = \begin{cases} \Delta\varphi & h > 0 \\ \Delta\varphi - \pi & h < 0 \end{cases} \quad (15)$$

$$\Delta\varphi = \arctan \frac{R_r \omega_1 (K_2 - a_2 \omega_1^2) - a_2 \omega_2 (K_3 - \omega_1^2 K_1)}{a_2 \omega_1 \omega_2 (K_2 - a_2 \omega_1 \omega_3) + R_r [\omega_1^2 (R_r - K_1) + K_3]} \quad (16)$$

$$h = \frac{-(R_r - K_1) \omega_1^2 - K_3}{\omega_1^2 (R_r \cos \varphi - a_2 \omega_2 \sin \varphi)} \quad (17)$$

其中, $\omega_1 = \omega_s - \omega_n$; $\omega_2 = \omega_r - \omega_n$; $\omega_3 = \omega_s - \omega_{r0}$ 。

定子 a 相新的次同步电流分量为:

$$\Delta i_{sa_sub} = \sqrt{2} |h| I_n \sin(\omega_n t + \varphi_{in} - \varphi + \pi) \quad (18)$$

若上述次同步电流与原始扰动电流 $\sqrt{2} I_n \sin(\omega_n t + \varphi_{in})$ 叠加,使得该频率下的电流幅值增大,则原始扰动被助增,在该频率下的次同步电流由于形成正反馈而逐渐增大,DFIG 控制器与串补线路经由感应发电机形成相互激励,进而导致 DFIG 输出的有功和无功功率振荡发散。

3.3 SSCI 的特性分析

目前,国内外研究认为 SSCI 主要受到风速、转子侧换流器参数、串补度和线路电阻的影响^[12,23-29]。本文计算待研究系统在次同步频率下的电气阻尼,以系统机械阻尼与电气阻尼之和为负值,则可能发生 SSCI 为理论依据,通过分析次同步频率下的电气阻尼大小,探究系统参数对 SSCI 的影响。感应发电机的参数按照表 1 设定,转子侧换流器的 PI 参数按表 3 所示取值,初始风速为 10 m/s,初始串补度为 20%。采用控制变量的研究方法,每次仅改变一个参数,其余参数采用初始值。

表 3 转子侧换流器的 PI 参数

Table 3 PI parameters of rotor side converter

参数	取值	参数	取值
k_{g1}	0.01	k_{g2}	0.1
k_{i1}	0.1	k_{i2}	1.0

3.3.1 风速对 SSCI 的影响

当风速为 9 m/s、10 m/s、11 m/s 时,计算得到系统的电气阻尼 D_e 随频率变化的曲线如图 7 所示。随着风速的增加,电气阻尼最低点逐渐上移,电气阻尼逐渐增加,系统发生 SSCI 的概率逐渐减小。

3.3.2 转子侧换流器 PI 参数对 SSCI 的影响

设定换流器内环比例增益 k_{g2} 分别为 0.05、0.1

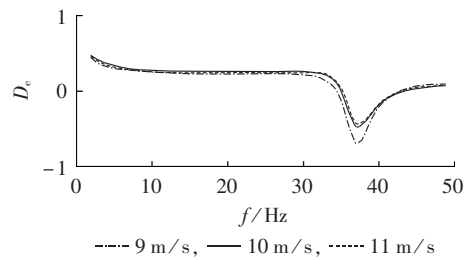


图 7 系统在不同风速下的电气阻尼系数
Fig.7 Electrical damping coefficient of system for different wind speeds

和 0.2,计算得到系统的电气阻尼随频率变化的曲线如图 8 所示。随着换流器内环比例增益 k_{g2} 的增大,电气阻尼最低点的频率逐渐增大,即系统发生 SSCI 的频率逐渐增大,且系统电气负阻尼绝对值逐渐增大,发生 SSCI 的概率也将逐渐增大。

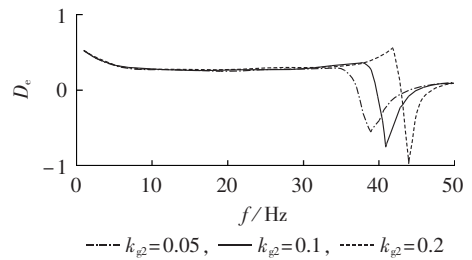


图 8 系统在不同内环比例增益下的电气阻尼系数
Fig.8 Electrical damping coefficient of system for different inner-loop gains

当设定换流器内环积分时间常数 $T_n = k_{g2}/k_{i2}$ 分别为 0.06、0.08 和 0.1 时,计算得到系统的电气阻尼随频率变化的曲线如图 9 所示。随着换流器内环积分时间常数 T_n 的减小,电气阻尼最低点的频率不变,即系统发生 SSCI 的频率不变,然而系统电气负阻尼绝对值逐渐增大,因此发生 SSCI 的可能性逐渐增加。

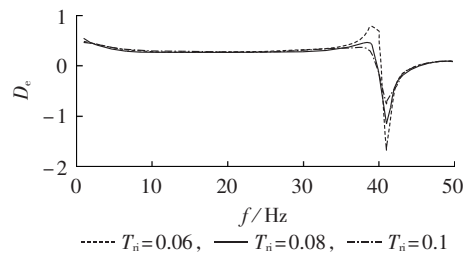


图 9 系统在不同内环积分时间常数下的电气阻尼系数

Fig.9 Electrical damping coefficient of system for different inner-loop integral time-constants

当设定换流器外环比例增益 k_{g1} 分别为 0.01、0.5 和 1 时,分别计算 D_e 随频率变化的曲线如图 10 所示。可以看出,随着换流器外环比例增益 k_{g1} 的增大,电气阻尼曲线基本不变,即 k_{g1} 对 SSCI 影响不大。

同理,当设定换流器外环积分时间常数 $T_n = T_{nq} = k_{g1}/k_{i1}$ 分别为 0.01、0.5 和 1 时,分别计算系统的电气阻尼随频率变化的曲线如图 11 所示。随着换流器外环积分时间常数 T_{nq} 的增大,电气阻尼曲线基本不变。

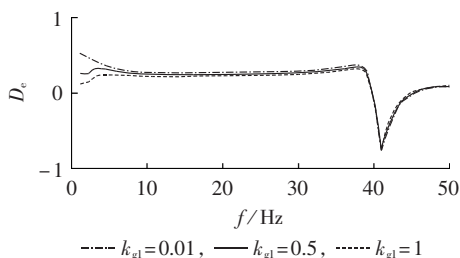


图 10 系统在不同外环比例增益下的电气阻尼系数
Fig.10 Electrical damping coefficient of system for different outer-loop gains

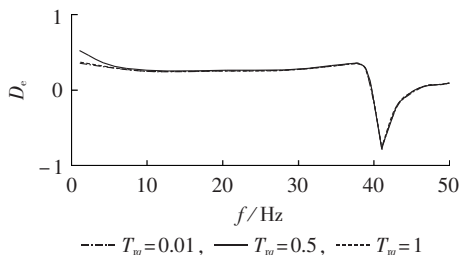


图 11 系统在不同外环积分时间常数下的电气阻尼系数
Fig.11 Electrical damping coefficient of system for different outer-loop integral time-constant

因此,SSCI 对换流器外环比例增益和积分时间常数均不敏感。

3.3.3 串补度对 SSCI 的影响

研究表明,SSCI 是由转子侧换流器与固定串补间的相互作用引起的^[10-15]。因此,线路串补度作为固定串补最重要的参数,值得深入研究。当设置线路串补度(X_c/X_l)为 20% 和 40% 时,分别对系统进行电气阻尼计算。计算得到系统的电气阻尼随频率变化的曲线如图 12 所示。

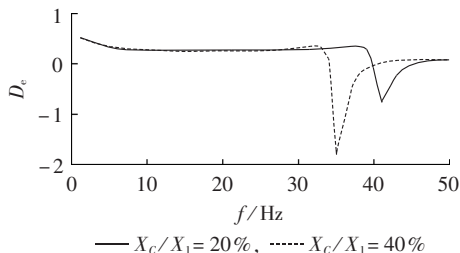


图 12 系统在不同串补度下的电气阻尼系数
Fig.12 Electrical damping coefficient of system for different series compensation degrees

由图 12 得,随着系统线路串补度的增大,电气负阻尼绝对值逐渐增大;电气负阻尼最低点向左移,发生 SSCI 的频率逐渐减小。因此串补度不仅影响系统电气阻尼的大小,而且影响振荡频率。

同时,由串补度的分析结果可知,当输电线路电抗发生改变时,若此时串补电容不变,线路电抗的变化将使系统串补度发生改变,系统的电气阻尼以及振荡频率也会相应发生变化。因此,线路电抗也会影响系统电气阻尼以及振荡频率,影响的结果本质上与串补度相同。

3.3.4 线路电阻对 SSCI 的影响

当线路电阻分别为 14 Ω 、15 Ω 和 16 Ω 时,分别对系统进行电气阻尼计算。系统的电气阻尼随频率变化的曲线如图 13 所示,为便于观察,图中给出了电气阻尼最低点的局部放大图。

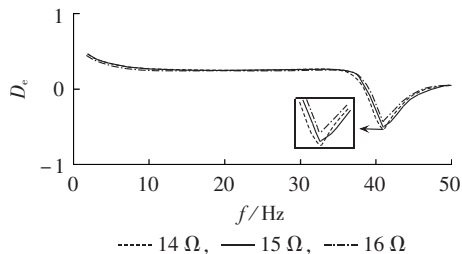


图 13 系统在不同线路电阻下的电气阻尼系数
Fig.13 Electrical damping coefficient of system for different transmission line resistances

由图 13 可知,随着系统线路电阻的增大,电气阻尼最低点的频率不变,即系统发生 SSCI 的频率不变,但电气负阻尼绝对值逐渐减小,SSCI 发生的概率逐渐减小。因为线路电阻可以为输电线路提供电气正阻尼,所以,随着线路电阻的增大,系统对 SSCI 的抑制作用增强。

4 SSCI 抑制策略

4.1 原理

优化 DFIG 的控制策略是抑制 SSCI 最经济可行的措施。本文提出了一种在转子侧换流器中附加混合次同步阻尼控制器(H-SSDC)以抑制 SSCI 的方法。该方法在转子侧换流器的有功、无功外环控制环节分别配置有功阻尼控制器(P-SSDC)和无功阻尼控制器(Q-SSDC)。通过同时对有功功率和无功功率的动态调节作用,增加 DFIG 所提供的电气阻尼,进而达到抑制 SSCI 的目的,附加 H-SSDC 后转子侧换流器控制框图如图 14 所示。

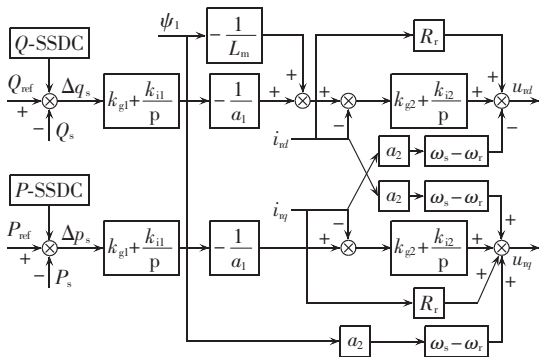


图 14 配置 H-SSDC 后 DFIG 的转子侧换流器控制框图
Fig.14 Block diagram of DFIG rotor side converter control with H-SSDC

下面以单机无穷大系统为例,分别介绍 P-SSDC、Q-SSDC 对于提高系统电气阻尼的理论依据,首先考

虑有功阻尼控制环节的单独作用。

图 15 为单机无穷大系统的接线示意图, U_1 、 U_2 分别为母线 1、2 的电压, δ 为 U_1 、 U_2 之间的相角差, 则发电机注入系统的有功和无功功率分别为:

$$P_{G1} = \frac{U_1 U_2}{x_1} \sin \delta \quad (19)$$

$$Q_{G1} = \frac{U_1 U_2}{x_1} \cos \delta - \frac{U_2^2}{x_1} \quad (20)$$

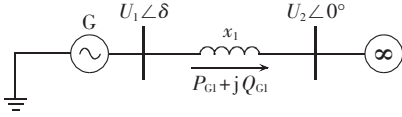


图 15 单机无穷大系统接线图

Fig.15 Schematic diagram of single-machine infinite-bus system

发电机 G 采用二阶经典模型且机械功率 P_m 恒定, 则在标么值系统下, G 的运动方程为:

$$\begin{cases} 2H_G \frac{d\omega_s}{dt} = P_m - P_G - D(\omega_s - 1) \\ \frac{d\delta}{dt} = \omega_s - 1 \end{cases} \quad (21)$$

其中, H_G 为 G 的惯性时间常数; D 为阻尼系数; ω_s 为 G 的定子磁场旋转角速度。对式(21)求小扰动量, 则 G 的小扰动方程为:

$$2H_G p^2 \Delta\delta + D p \Delta\delta + \Delta P_G = 0 \quad (22)$$

其中, ΔP_G 为 G 有功变量 (不含 P-SSDC 调节部分)。假定 P-SSDC 仅引起 G 有功发生 $\Delta P_{G\Delta}$ 大小的改变, 母线电压幅值 U_1 、 U_2 保持不变。设 $\Delta P_{G\Delta}$ 与 G 角速度的增量 $\Delta\omega_s$ 成正比, 则有:

$$\Delta P_{G\Delta} = -k_p p \Delta\delta = -k_p \Delta\omega_s \quad (23)$$

其中, k_p 为有功阻尼控制系数。由系统有功功率平衡可得:

$$\Delta P_G + \Delta P_{G\Delta} = \frac{U_1 U_2 \cos \delta_0}{x_1} \Delta\delta \quad (24)$$

由式(24)可得 ΔP_G , 代入式(22)可得:

$$2H_G p^2 \Delta\delta + (D + k_p) p \Delta\delta + \frac{U_1 U_2 \cos \delta_0}{x_1} \Delta\delta = 0 \quad (25)$$

由式(25)可知, 当 $k_p > 0$ 时, 系统阻尼系数增加, 系统的阻尼特性得到改善。

下面分析附加 Q-SSDC 改善系统阻尼的原理, 对电力系统无功控制装置的研究表明, 动态调节注入系统的无功可进一步增加系统阻尼。

为简化分析, 认为 Q-SSDC 仅引起 G 电压幅值的变化, 变化量记为 ΔU_1 , 分别对式(19)、(20)求小扰动量:

$$\Delta P_{G1} = \frac{U_{10} U_2}{x_1} \cos \delta_0 \Delta\delta + \frac{U_2}{x_1} \sin \delta_0 \Delta U_1 \quad (26)$$

$$\begin{aligned} \Delta Q_{G1} = & -\frac{U_{10} U_2}{x_1} \sin \delta_0 \Delta\delta - \frac{2U_{10} - U_2 \cos \delta_0}{x_1} \Delta U_1 = \\ & \Delta Q_\theta + \Delta Q_V \end{aligned} \quad (27)$$

式(27)中包含了 2 部分, 其中 ΔQ_θ 取决于功角 δ 的摆动; ΔQ_V 取决于电压 U_1 的波动, 故 Q-SSDC 引起的无功增量 $\Delta Q_{G\Delta}$ 即为 ΔQ_V , 且有:

$$\Delta Q_{G\Delta} = \Delta Q_V = -k_Q p \Delta\delta \quad (28)$$

其中, k_Q 为无功阻尼控制系数。

由式(27)、(28)可得:

$$\Delta U_1 = \frac{x_1 k_Q}{2U_{10} - U_2 \cos \delta_0} p \Delta\delta \quad (29)$$

将式(29)代入式(26)、(22)可得加入 Q-SSDC 后 G 的小扰动方程如下:

$$2H_G p^2 \Delta\delta + \left(D + \frac{k_Q U_2 \sin \delta_0}{2U_{10} - U_2 \cos \delta_0} \right) p \Delta\delta + \frac{U_{10} U_2}{x_1} \cos \delta_0 \Delta\delta = 0 \quad (30)$$

由式(30)可知, 当 $k_Q > 0$ 时, 系统的阻尼系数增加, 进而使系统的阻尼特性得到改善。因此, Q-SSDC 通过调节机组无功输出, 使机端电压发生变化, 进而改变了系统中的有功功率, 并最终产生阻尼系统振荡的力矩。

Q-SSDC 和 P-SSDC 结构相同, 如图 16 所示, 以 P-SSDC 为例, 包括输入信号、增益环节、移相环节以及限幅环节。输入信号为 DFIG 转速偏差 $\Delta\omega$ 。移相环节采用 n 个移相函数 $(1 + pT_{p1})/(1 + pT_{p2})$ 串联的形式。增益环节对阻尼控制器的输出进行调节, 其大小与系统工况相关。

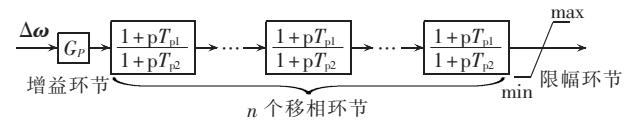


图 16 P-SSDC 结构图

Fig.16 Structures of P-SSDC

4.2 参数整定

H-SSDC 的移相环节以及增益环节的参数是影响其效果的关键。对移相环节和增益环节参数整定的目标为: 从 DFIG 转子侧看过去, 系统电气阻尼 $D_e = \text{Re}(\Delta T_e / \Delta\omega)$ 最大。H-SSDC 移相环节和增益环节整定步骤如下。

a. 建立所分析系统的电磁暂态模型。

b. 采用频率扫描法分别测量有功控制环节到 ΔT_e 以及无功控制环节到 ΔT_e 的相位差, 分别记作 θ_p 和 θ_Q 。

c. 由式(31)分别计算 P-SSDC 和 Q-SSDC 的移相环节参数 T_1 、 T_2 和 n 。

$$\begin{cases} a = (1 - \sin \theta) / (1 + \sin \theta) \\ T_1 = 1 / (\omega_x \sqrt{a}) \\ T_2 = a T_1 \end{cases} \quad (31)$$

其中, ω_x 为振荡点角频率; θ 为需要补偿的角度, 通常 $\theta = \theta_p / n$ (或 θ_Q / n), n 为移相环节个数; T_1 、 T_2 为补偿环节时间常数。

d. 基于电磁暂态模型,采用时域仿真法,确定增益 G_p 和 G_Q ,使其能够抑制各种扰动所引发的 SSCI。

下面以 P -SSDC 参数整定为例,介绍具体的整定流程。根据复转矩系数法的分析结果,在电气负阻尼最大处($f_e=41$ Hz), $\Delta T_e/\Delta\omega$ 的角度为 132° ,采用 3 个级联的补偿环节,每个环节补偿 44° 。由式(31)计算移相环节时间常数 $T_1=0.01$, $T_2=0.0018$ 。最后,利用时域仿真确定使转子侧换流器稳定的增益 $G_p=1$ 。

4.3 验证

为验证 H-SSDC 抑制 SSCI 的有效性,利用本文建立的受控源等效换流器 DFIG 并网模型进行电气阻尼计算和时域仿真。文献[12]给出了在有功率外环控制环节添加 P -SSDC 抑制 SSCI 的方法,并基于时域仿真进行了定性分析。因此,在验证 H-SSDC 的抑制效果时,与单独附加 P -SSDC 进行对比,采用电气阻尼计算和时域仿真 2 种方法对抑制效果进行较为全面的评价。

4.3.1 电气阻尼计算

设置串补度为 30%,分别计算附加 P -SSDC、H-SSDC 后,DFIG 并网系统次同步频率下的电气阻尼,如图 17 所示。阻尼计算结果表明,H-SSDC 由于在有功和无功外环控制环节均附加阻尼控制,引入的正阻尼比单独添加 P -SSDC 所引入的更大。

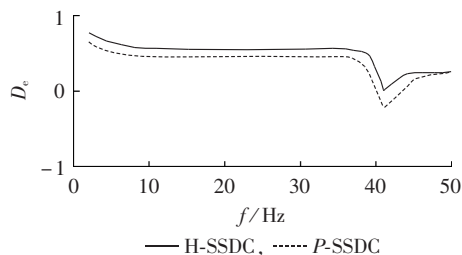
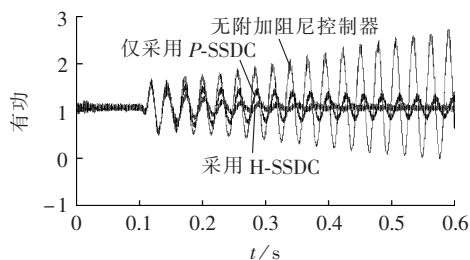


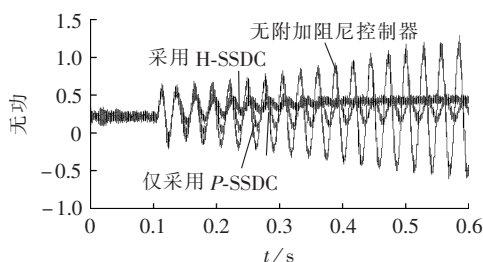
图 17 附加 P -SSDC 与 H-SSDC 后电气阻尼系数
Fig.17 Electrical damping coefficient of system with P -SSDC or H-SSDC

4.3.2 时域仿真

为进一步验证 H-SSDC 的有效性,在相同条件下进行时域仿真。设置串补度为 30%,0.1 s 投入串补电容。图 18 为无附加阻尼控制器与加入 P -SSDC、H-SSDC 后 DFIG 输出功率变化情况(图中纵轴均为标幺值)。由仿真结果可知,投入串补电容后引起了 SSCI,且振荡呈现发散的趋势;附加 P -SSDC 和 H-SSDC 均



(a) 有功功率振荡曲线对比



(b) 无功功率振荡曲线对比

图 18 加入 SSDC 前后 DFIG 输出功率

Fig.18 Output power of DFIG with and without SSDC

起到了抑制 SSCI 的效果;H-SSDC 的抑制效果要比 P -SSDC 单独作用的效果更佳,这与电气阻尼的计算结果吻合。

5 结论

本文基于 PSCAD/EMTDC 仿真平台建立了受控源等效换流器 DFIG 并网模型,验证了等效模型的正确性,并揭示了其相对于开关模型仿真效率更高的优点。基于复转矩系数法分析了风速、转子侧换流器 PI 参数、线路串补度和线路电阻对 DFIG 阻尼特性的影响。分析结果表明,风速的减小、转子侧换流器 PI 参数内环增益的增大、积分时间常数的减小、串补度的增加以及线路电阻的减小均会助增 DFIG 电气负阻尼,增大 SSCI 发生的概率;外环 PI 参数对 SSCI 影响不大。设计了一种抑制 SSCI 的官 H-SSDC,并给出了控制器参数的整定方法。电气阻尼计算和时域仿真结果均表明,H-SSDC 可有效抑制 SSCI,并且与现有单独添加 P -SSDC 的抑制措施相比,效果更显著。

参考文献:

- [1] 赵靓. 2014 年中国风电开发主要数据汇总[J]. 风能,2015(3): 34-36.
- [2] 国家能源局. 风电发展十二五规划 [EB/OL]. (2007-08-31)[2013-12-10]. <http://www.cwea.org.cn/>.
- [3] 中华人民共和国发展和改革委员会. 可再生能源中长期发展规划 [EB/OL]. (2007-08-31)[2013-12-10]. <http://www.cwea.org.cn/>.
- [4] 肖湘宁,郭春林,高本锋,等. 电力系统次同步振荡及其抑制方法 [M]. 北京:机械工业出版社,2014:20-31.
- [5] 程时杰,曹一家,江全元. 电力系统次同步振荡的理论与方法 [M]. 北京:科学出版社,2009:35-46.
- [6] 倪以信,陈寿孙,张宝霖. 动态电力系统的理论与分析 [M]. 北京:清华大学出版社,2002:105-116.
- [7] 张剑,肖湘宁,高本锋. 并联型无源与有源次同步振荡阻尼装置对比分析[J]. 电力自动化设备,2014,34(6):77-82.
ZHANG Jian,XIAO Xiangning,GAO Benfeng. Comparative analysis between parallel-type passive and active sub-synchronous oscillation damping devices[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(6):77-82.
- [8] 李伟,肖湘宁,赵洋. 无功发生源抑制次同步振荡的机理分析[J]. 电工技术学报,2011,26(4):168-174.
LI Wei,XIAO Xiangning,ZHAO Yang. Mechanism analysis of static var source depressing subsynchronous oscillations[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2011,26(4):168-174.

- [9] 毕天姝,孔永乐,肖仕武,等. 大规模风电外送中的次同步振荡问题[J]. 电力科学与技术学报,2012,27(1):10-15.
BI Tianshu,KONG Yongle,XIAO Shiwu,et al. Review of sub-synchronous oscillation with large-scale wind power transmission [J]. Journal of Electric Power Science and Technology,2012,27(1):10-15.
- [10] GROSS L C. Sub-synchronous grid conditions:new event,new problem and new solutions[C]//37th Annual Western Protective Relay Conference. Spokane,Washington,USA:[s.n.],2010:1-10.
- [11] 张宋彬,江全元,陈跃辉,等. 含 DFIG 风机的电力系统次同步谐振附加阻尼控制器设计[J]. 电力自动化设备,2014,34(6):36-43.
ZHANG Songbin,JIANG Quanyuan,CHEN Yuehui,et al. Design of additional SSR damping controller for power system with DFIG wind turbine[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(6):36-43.
- [12] IRWIN G D,JINDAL A K,ISSACS A L. Sub-synchronous control interactions between type 3 wind turbines and series compensated AC transmission lines[C]//2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting,IEEE PES. San Diego,USA:IEEE,2011:1-6.
- [13] WONG W,DANIEL J. ABB presentation on CREZ Reactive study-ERCOT RPG Meeting[R]. [S.l.]:ABB Inc,2010.
- [14] KIDD D,HASSINK P. Transmission operator perspective of sub-synchronous interaction[C]//Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). Washington DC,USA:[s.n.],2012:1-3.
- [15] JOHN A,CATHEY C,HUANG S. ERCOT experience with sub-synchronous control interaction and proposed remediation[C]//Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D). Washington DC,USA:[s.n.],2012:77-87.
- [16] SURIYAARACHCHI D H R,ANNAKAGE U D,KARAWITA C,et al. A procedure to study sub-synchronous interactions in wind integrated power systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2013,28(1):377-384.
- [17] 徐政. 复转矩系数法的适用性分析及其实域仿真实现[J]. 中国电机工程学报,2000,20(6):1-4.
XU Zheng. The complex torque coefficient approach's applicability analysis and its realization by time domain simulation [J]. Proceedings of the CSEE,2000,20(6):1-4.
- [18] 周长春,徐政. 由直流输电引起的次同步振荡的阻尼特性分析[J]. 中国电机工程学报,2003,23(10):6-10.
ZHOU Changchun,XU Zheng. Damping analysis of subsynchronous oscillation caused by HVDC[J]. Proceedings of the CSEE,2003,23(10):6-10.
- [19] SLOOTWEG J G,KLING W L. Aggregated modelling of wind parks in power system dynamics simulations[C]//IEEE Bologna Power Tech Conference. Bologna,Italy:[s.n.],2003:1-6.
- [20] OSTADI A,YAZDANI A,VARMA R K. Modeling and stability analysis of a DFIG-based wind-power generator interfaced with a series-compensated line[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2009,24(3):1504-1514.
- [21] VLADISLAV A. 风力发电用感应发电机[M]. 刘长浥,王伟胜,译. 北京:中国电力出版社,2009:67-79.
- [22] 郑超,汤涌,马世英,等. 基于等效仿真模型的 VSC-HVDC 次同步振荡阻尼特性分析[J]. 中国电机工程学报,2007,27(31):33-39.
ZHENG Chao,TANG Yong,MA Shiyong,et al. Subsynchronous oscillation damping characteristic analysis for VSC-HVDC based on its equivalent simulation model[J]. Proceedings of the CSEE,2007,27(31):33-39.
- [23] 张剑,肖湘宁,高本锋,等. 双馈风力发电机的次同步控制相互作用机理与特性研究[J]. 电工技术学报,2013,28(12):142-149,159.
ZHANG Jian,XIAO Xiangning,GAO Benfeng,et al. Mechanism and characteristic study on sub-synchronous control interaction of a DFIG-based wind-power generator[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2013,28(12):142-149,159.
- [24] 高本锋,张学伟,李忍. 大规模风电送出系统的次同步振荡问题研究综述[J]. 电气工程学报,2015,10(7):1-10.
GAO Benfeng,ZHANG Xuewei,LI Ren. Studies of sub-synchronous oscillation in system with large-scale wind power transmission[J]. Journal of Electrical Engineering,2015,10(7):1-10.
- [25] 王波,卢继平,龚建原,等. 含双馈机组转子侧附加控制的风电场次同步振荡抑制方法[J]. 电网技术,2013,37(9):2580-2584.
WANG Bo,LU Jiping,GONG Jianyuan,et al. A method to suppress sub-synchronous oscillation of wind farm composed of doubly fed induction generators with additional rotor side control[J]. Power System Technology,2013,37(9):2580-2584.
- [26] 赵睿,李兴源,刘天琪,等. 抑制次同步和低频振荡的多通道直流附加阻尼控制器设计[J]. 电力自动化设备,2014,34(3):89-93.
ZHAO Rui,LI Xingyuan,LIU Tianqi,et al. Design of multi-channel DC supplementary damping controller for sub-synchronous and low-frequency oscillation suppression[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(3):89-93.
- [27] 董飞飞,刘涤尘,廖清芬,等. 基于 IBBO 的原子分解算法在次同步振荡抑制中的应用[J]. 电力自动化设备,2014,34(6):107-113.
DONG Feifei,LIU Dichen,LIAO Qingfen,et al. Application of IBBO-based atomic decomposition algorithm in subsynchronous oscillation suppression[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(6):107-113.
- [28] 李辉,陈耀君,赵斌,等. 双馈风电场阻尼系统次同步振荡的无功功率控制策略[J]. 电力自动化设备,2014,34(12):19-25.
LI Hui,CHEN Yaojun,ZHAO Bin,et al. Reactive power control of sub-synchronous oscillation damping system for DFIG-based wind farms[J]. Electric Power Automation Equipment,2014,34(12):19-25.
- [29] 高本锋,刘晋,李忍,等. 风电机组的次同步控制相互作用研究综述[J]. 电工技术学报,2015,30(16):154-161.
GAO Benfeng,LIU Jin,LI Ren,et al. Studies of sub-synchronous control interaction in wind turbine generators [J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2015,30(16):154-161.

作者简介:



高本锋

高本锋(1981—),男,山东聊城人,博士,研究方向为高压直流输电和电力系统次同步振荡(E-mail:gaobenfeng@126.com);

李忍(1990—),男,湖北随州人,硕士研究生,研究方向为风电并网次同步振荡。

Damping characteristics and countermeasure of DFIG sub-synchronous oscillation

GAO Benfeng¹, LI Ren¹, YANG Daye², SONG Ruihua², ZHAO Shuqiang¹, LIU Jin³, ZHANG Xuewei¹

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System With Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Baoding 071003, China; 2. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China; 3. Beijing Economic and Technological Research Institute of State Grid, Beijing 102209, China)

Abstract: SSCI (Sub-Synchronous Control Interaction), a new type of sub-synchronous oscillation, may induced by the interaction between the rotor side converter and the compensating capacitor of DFIG (Doubly-Fed Induction Generator) when large-scale wind power is transferred through the transmission lines with fixed series compensation. The working principle of DFIG converter and its output characteristics are analyzed and its equivalent simulation model based on the controlled voltage source at AC side and the controlled current source at DC side is built, which avoids the impact of high-order harmonics of switching devices on the calculative results of DFIG electrical damping to enhance the simulation efficiency. Based on the equivalent model, the complex torque coefficient method is adopted in time-domain to calculate the electrical damping characteristics of DFIG within the range of sub-synchronous frequency for analyzing the impacts of wind-speed, converter PI parameters, compensation-degree and transmission line resistance on the electrical damping characteristics. The analytical results show that, the negative electrical damping of DFIG increases along with the wind-speed decrease, inner-loop gain increase, integral time-constant decrease, compensation-degree increase and transmission line resistance decrease; the impact of outer-loop PI parameters on the damping characteristics of DFIG is not large. An additional H-SSDC (Hybrid Sub-Synchronous Damping Controller) in the rotor side converter of DFIG is proposed to restrain SSCI and its effectiveness is verified by the simulative results.

Key words: doubly-fed induction generator; sub-synchronous control interaction; models; complex torque coefficient method; hybrid sub-synchronous damping controller; wind power; damping

(上接第 10 页 continued from page 10)

Analysis and prospect of LVRT improvement based on energy storage technology for wind turbine generator system

YANG Di¹, CHENG Haozhong¹, MA Zifeng², FANG Sidun¹, XU Guodong¹,
GUAN Shengchao¹, SUN Quancai¹

(1. Key Laboratory of Control of Power Transmission and Conversion of Ministry of Education, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. School of Chemical Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract: Among the common technologies for improving the LVRT (Low Voltage Ride Through) ability, the control strategy method is complex and unreliable, while the Crowbar circuit method suffers for the difficult resistance selection, control failure and impossible reactive-power support. The LVRT technology standards at home and abroad are summarized and the current research status of main LVRT technologies is analyzed. The characteristics of energy storage technology, as well as its topology and features in the applications of LVRT technology, are discussed. The development trend of LVRT technology based on energy storage technology is analyzed and prospected.

Key words: LVRT; energy storage; wind power; super capacitor; flywheel; superconductive magnetic energy storage; electric batteries; control