

双馈型风电系统变流器控制参数对 振荡模态的影响^{*}

吴汪平, 解 大, 赵祖熠, 鲁玉普, 楚皓翔
(上海交通大学 电子信息与电气工程学院, 上海 200240)

摘 要: 研究双馈型风力发电系统变流器控制参数对振荡模态的影响。在 MATLAB/Simulink 中建立系统详细的小信号模型, 利用特征值分析和相关因子分析, 对机网相互作用振荡模态进行辨识和分类。通过改变变流器控制参数, 研究振荡模态的变化特性。最后, 在 MATLAB/Simulink 上进行仿真验证。研究表明, 优化变流器控制参数, 可有效抑制振荡。

关键词: 风电场; 变流器; 双馈感应发电机; 振荡模态

中图分类号: TM 315 **文献标志码:** A **文章编号:** 1673-6540(2017)07-0098-10

Analysis of Influence of Doubly Fed Wind Power System PI Converter Control Parameter on Oscillation Mode^{*}

WU Wangping, XIE Da, ZHAO Zuyi, LU Yupu, CHU Haoxiang
(School of Electronic Information and Electrical Engineering, Shanghai Jiaotong University,
Shanghai 200240, China)

Abstract: The effects of converter control parameters of DFIG wind generation system on the oscillation modes were studied. A complete small signal model in MATLAB/Simulink was proposed. By using eigenvalue and participation factors analysis, the oscillation modes were discovered and classified. By altering the parameters of converter, the changes of oscillation modes were studied. Finally, simulation was done on the MATLAB/Simulink. The research showed that the oscillation could be suppressed by optimizing the control parameters of converter.

Key words: wind farm; converter; doubly fed induction generator; oscillation mode

0 引 言

研究发现, 风电场与电网之间的相互作用多表现为有功功率的振荡, 与此同时, 大规模风电机组出现脱网事故。上述机网振荡问题已引起国内外学者的关注与研究^[1-2]。振荡可能会加重风电机组中机械部件负担, 进而对其机械部件使用寿命造成影响。

在我国新疆、河北和营口等大型风电场, 就多次出现过因轴系振荡带来的齿轮箱和桨叶破损甚至断裂的现象。如果能对风电机组进行详细分析, 挖掘振荡中诸如振荡频率等详细特征, 采取措施抑制振荡, 将对风电场的安全和稳定运行有重大的意义。

针对机网间振荡问题, 国内外学者展开了很

^{*} 基金项目: 国家自然科学基金项目(51277119)

作者简介: 吴汪平(1991—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统及其自动化。

解 大(1969—), 男, 博士研究生, 副教授, 研究方向为电力系统分析、灵活交流输电设备、新能源。

赵祖熠(1991—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统及其自动化。

鲁玉普(1991—), 男, 硕士研究生, 研究方向为新能源并网技术和风力发电系统机网扭振。

楚皓翔(1990—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统及其自动化。

多研究。文献[3]基于阻尼正弦原子分解的次同步振荡模态辨识方法,辨识出次同步振荡模态。文献[4]研究了双馈风电场抑制系统次同步振荡的机理,对比分析了不同的附加阻尼控制策略。文献[5]分析次同步振荡的规律,研究速度反馈型 PSS 与功率反馈型 PSS 对次同步振荡的影响机制。文献[6]研究了 SVC 接入位置等对次同步振荡的影响机理,并设计了相应的控制策略。文献[7]分析了 STATCOM 附加电压控制抑制电力系统次同步谐振的作用机理。文献[8]研究了转速、串补度、控制器参数对风机串补系统次同步谐振特性的影响。文献[9]研究 STATCOM 抑制 SSR 的机制,提出了一种基于扭振模态互补频率电流补偿的 STATCOM 次同步谐振控制方法。文献[10]分析了次同步控制相互作用的机理,推导出次同步控制相互作用存在的条件。文献[11]研究了异步发电机效应和次同步控制相互作用,分析了串补度和风速变化对次同步控制相互作用的影响。文献[12]分析了风速、串补度和控制器参数对次同步控制相互作用的影响。文献[13]分析了双馈风电场的电力系统低频振荡特性,研究了风电场不同运行工况、接入容量,以及是否参与无功调度对系统低频振荡的影响。文献[14]分析双馈风电机组并网后对电力系统低频振荡特性的影响。以上参考文献只是研究了机网振荡模态的某一种,未考虑多模态之间相互作用的影响。

本文首次将变流器控制与机网振荡的多种模态联系起来,研究控制参数对振荡模态的影响。本文以双馈型风力发电系统单机-无穷大系统为例,搭建了机网统一模型;分析系统的振荡模态,基于相关因子表分析相关的状态变量,利用时域仿真验证模态的存在性;研究控制参数对系统振荡的影响,最后通过时域仿真进行验证。这意味着不用增加额外装置,也不用损失系统部分功率,仅通过控制参数优化,即可达到削弱系统振荡的目的。

1 双馈型风力发电系统的机网统一模型

图 1 为双馈型风力发电系统单机-无穷大系统拓扑结构。风机叶片经过低速轴与齿轮箱相

连,齿轮箱经过高速轴与感应发电机相连。双馈型风电机组定子回路直接与电网相连,转子回路则通过电力电子变流器与电网相连。

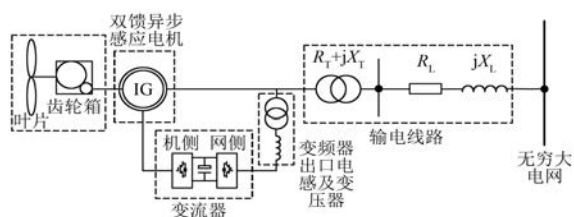


图 1 双馈风力发电系统并网结构图

变流器控制中,在机侧添加转子控制,采用定子功率外环和电流内环控制,控制框图如图 2(a)所示。电网侧的变流器则负责稳定直流电容两端的电压,控制框图如图 2(b)所示。图 2 中, K_{p0} 和 K_{i0} 是转子角速度控制器 PI 参数; K_{p1} 和 K_{i1} 是定子有功功率控制器 PI 参数; K_{p2} 和 K_{i2} 是转子电流交轴分量控制器 PI 参数; K_{p3} 和 K_{i3} 是定子无功功率控制器 PI 参数; K_{p4} 和 K_{i4} 是转子电流直轴分量控制器 PI 参数。对于网侧变流器,其中 K_{p5} 和 K_{i5} 是直流电压控制器 PI 参数; K_{p6} 和 K_{i6} 是网侧电流直轴分量控制器 PI 参数; K_{p7} 和 K_{i7} 是网侧电流交轴分量控制器 PI 参数。

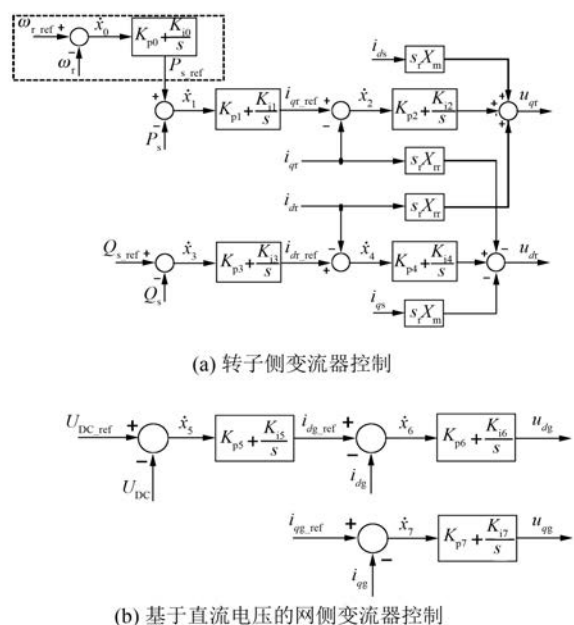


图 2 双馈风电机组变流器控制

在 MATLAB/Simulink 中搭建图 1 所示系统的小信号模型,各个模块的接口连接图如图 3 所示^[15]。

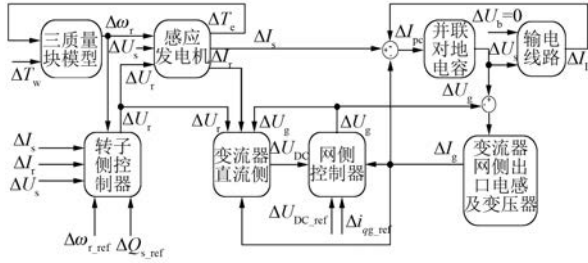


图3 双馈型风电机组连接至电力系统的小信号模型

图3所示的双馈风力发电机组小信号模型由轴系、感应发电机、转子侧控制器、变流器直流侧、网侧控制器、变流器出口电感及变压器、并联补偿电容和输电线路共计8个模块构成。其中：轴系模块以风力转矩 ΔT_w 和发电机电磁转矩 ΔT_e 作为输入变量，以高速轴角速度，即发电机角速度 $\Delta\omega_r$ 为输出变量；感应发电机模块以发电机角速度 $\Delta\omega_r$ 、定子电压 ΔU_s 和转子电压 ΔU_r 作为输入变量，以发电机电磁转矩 ΔT_e 、定子输出电流 ΔI_s 和转子输出电流 ΔI_r 为输出变量；网侧控制器模块以发电机角速度 $\Delta\omega_r$ 、发电机角速度参考值 $\Delta\omega_{r_ref}$ 、定子无功参考值 ΔQ_{s_ref} 、转子输出电流 ΔI_r 、定子输出电流 ΔI_s 和定子电压 ΔU_s 作为输入变量，以转子电压 ΔU_r 为输出变量；变流器直流侧模块以转子电压 ΔU_r 、转子输出电流 ΔI_r 、网侧变流器电压 ΔU_g 和网侧变流器输出电流 ΔI_g 为输入变量，以电容两端直流电压 ΔU_{DC} 为输出变量；网侧控制器模块以直流电压 ΔU_{DC} 、直流电压参考值 ΔU_{DC_ref} 、网侧变流器输出电流参考值 Δi_{qg_ref} 和网侧变流器输出电流 ΔI_g 为输入变量，以网侧变流器电压 ΔU_g 为输出变量；变流器出口电感及变压器模块以定子电压 ΔU_s 和网侧变流器电压 ΔU_g 为输入变量，以网侧变流器输出电流 ΔI_g 为输出

变量；并联补偿电容模块以网侧变流器输出电流 ΔI_g 、线路电流 ΔI_L 、定子输出电流 ΔI_s 为输入变量，以定子电压 ΔU_s 为输出变量；输电线路模块以定子电压 ΔU_s 和电网电压 ΔU_b 为输入变量，以线路电流 ΔI_L 为输出变量。

上述小信号模型对应的状态方程可表示为

$$\Delta \dot{X} = A_{DFIG} \Delta X + B_{DFIG} \Delta u \quad (1)$$

其中状态变量

$$\Delta X =$$

$$[\Delta X_M \Delta X_G \Delta X_{RSR} \Delta X_{DC} \Delta X_{GSI} \Delta X_{RL} \Delta X_{PC} \Delta X_{TL}]^T =$$

$$[\Delta \theta_{turb}, \Delta \theta_{gear}, \Delta \theta_r, \Delta \omega_{turb}, \Delta \omega_{gear}, \Delta \omega_r, \Delta \psi_{qs},$$

$$\Delta \psi_{ds}, \Delta \psi_{qr}, \Delta \psi_{dr}, \Delta x_0, \Delta x_1, \Delta x_2, \Delta x_3, \Delta x_4,$$

$$\Delta U_{DC}, \Delta x_5, \Delta x_6, \Delta x_7, \Delta i_{gx}, \Delta i_{gy}, \Delta u_{pc,x}, \Delta u_{pc,y},$$

$$\Delta i_{Lx}, \Delta i_{Ly}, \Delta u_{sc,x}, \Delta u_{sc,y}]^T$$

式中： θ_{turb} 、 θ_{gear} 、 θ_r ——叶片、低速轴和高速轴扭角；

ω_{turb} 、 ω_{gear} 、 ω_r ——各部分转速；

ψ_{qs} 、 ψ_{ds} 、 ψ_{qr} 、 ψ_{dr} ——发电机定转子磁链的 q 轴和 d 轴分量；

x_0 、 x_1 、 x_2 、 x_3 、 x_4 、 x_5 、 x_6 、 x_7 ——变流器控制变量；

U_{DC} ——直流电容电压；

i_{gx} 、 i_{gy} ——网侧变流器输出电流的 x 和 y 轴分量；

$u_{pc,x}$ 、 $u_{pc,y}$ ——变压器出口并补电容电压的 x 和 y 轴分量；

i_{Lx} 、 i_{Ly} 、 $u_{sc,x}$ 、 $u_{sc,y}$ ——输电线路电流和串补电容两端电压的 x 和 y 轴分量。

输入变量：

$$\Delta u = [\Delta T_w \Delta \omega_{r_ref} \Delta Q_{s_ref} \Delta U_{DC_ref} \Delta i_{qg_ref} \Delta U_b]^T$$

对应的状态矩阵

$$A_{DFIG} = \begin{bmatrix} A_M & A_{G_M} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ A_{M_G} & A'_G & A_{GSR_G} & 0 & 0 & 0 & A_{PC_G} & 0 \\ A_{M_GSR} & A_{G_GSR} & A_{GSR} & 0 & 0 & 0 & A_{PC_GSR} & 0 \\ A_{M_DC} & A_{G_DC} & A_{GSR_DC} & A_{DC} & A_{GSI_DC} & A_{RL_DC} & A_{PC_DC} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_{DC_GSI} & A_{GSI} & A_{RL_GSI} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A_{DC_RL} & A_{GSI_RL} & A_{RL} & A_{PC_RL} & 0 \\ 0 & A_{G_PC} & 0 & 0 & 0 & A_{RL_PC} & A_{PC} & A_{TL_PC} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{TL} \end{bmatrix}$$

矩阵 $A_{G_M}(A_{M_G})$ 、 $A_{GSR_G}(A_{G_GSR})$ 、 A_{M_GSR} 、 A_{M_DC} 、 A_{G_DC} 、 $A_{G_PC}(A_{PC_G})$ 、 A_{GSR_DC} 、 A_{GSI_DC} 、 A_{DC_GSI} 、 $A_{RL_DC}(A_{DC_RL})$ 、 $A_{RL_GSI}(A_{GSI_RL})$ 、 A_{RL_PC} 、 A_{PC_RL} 、 A_{PC_GSR} 、 A_{PC_DC} 和 A_{TL_PC} 表示不同模块之间的相互作用关系, A'_G 表示 A_G 受相邻模型影响得到的新矩阵。

2 双馈型风力发电系统小信号模型特征值

该双馈型风电机组连接至电网的小信号模型共有 27 个状态变量, 分别是:

$$\begin{aligned} \Delta X = & [\Delta i_{Lx}, \Delta i_{Ly}, \Delta u_{sc, x}, \Delta u_{sc, y}, \Delta u_{pc, x}, \\ & \Delta u_{pc, y}, \Delta \psi_{qs}, \Delta \psi_{ds}, \Delta \psi_{qr}, \Delta \psi_{dr}, \Delta x_3, \\ & \Delta \theta_{turb}, \Delta \theta_{gear}, \Delta \theta_r, \Delta \omega_{turb}, \Delta \omega_{gear}, \Delta \omega_r, \Delta x_4, \\ & \Delta x_5, \Delta U_{DC}, \Delta x_6, \Delta i_{gx}, \Delta i_{gy}, \\ & \Delta x_7, \Delta x_0, \Delta x_1, \Delta x_2]^T \end{aligned} \quad (2)$$

在 MATLAB/Simulink 搭建小信号模型, 变流器控制参数如表 1 所示。对系统进行特征值分析, 系统所有的振荡模态如表 2 所示。

表 1 双馈型风电机组变流器控制 PI 参数

参数符号	数值	参数符号	数值
K_{p0}	300	K_{i0}	1 100
K_{p1}	0.05	K_{i1}	0.000 4
K_{p2}	5	K_{i2}	6
K_{p3}	0.5	K_{i3}	0.000 2
K_{p4}	5	K_{i4}	5
K_{p5}	1.5	K_{i5}	65
K_{p6}	1	K_{i6}	0.05
K_{p7}	0.83	K_{i7}	20

表 2 列出的所有 27 个特征值中: 有 9 对共轭的情况出现, 即产生 9 种振荡模态; 其余 9 个特征值虚部均为零, 表现为非振荡模态, 仅对其他 9 个振荡模态进行详细分析。为了确定与各振荡模态相关度较高的状态变量, 计算 9 个振荡模态关于各状态变量的相关因子, 如表 3 所示。对各个振荡模态影响较大的相关因子在表 3 中加黑标出。

表 2 双馈型风电机组连接至电力系统的小信号模型特征值

编号	特征值	模态 频率/ Hz	阻尼 比	编号	特征值	模态 频率/ Hz	阻尼 比
$\lambda_{1,2}$	$-1\ 715.5 \pm 2.68 \times 10^8 i$	4.26×10^7	0	$\lambda_{17,18}$	$-11.72 \pm 12.08 i$	1.92	0.696 3
$\lambda_{3,4}$	$-3\ 189.3 \pm 1.35 \times 10^8 i$	2.15×10^7	0	$\lambda_{19,20}$	$-0.319 \pm 3.177 i$	0.51	0.1
λ_5	-942.2	0	1	λ_{21}	-2.74	0	1
$\lambda_{6,7}$	$-23.63 \pm 498 i$	79.25	0.047 4	λ_{22}	-1.20	0	1
$\lambda_{8,9}$	$-51.17 \pm 285.1 i$	45.37	0.176 7	λ_{23}	-1.00	0	1
$\lambda_{10,11}$	$-16.75 \pm 147 i$	23.40	0.113 2	λ_{24}	-0.053 8	0	1
λ_{12}	-139.8	0	1	λ_{25}	-0.008	0	1
$\lambda_{13,14}$	$-1.477 \pm 77.97 i$	12.41	0.018 9	λ_{26}	-0.000 3	0	1
$\lambda_{15,16}$	$-8.91 \pm 27.45 i$	4.37	0.308 7	λ_{27}	-1.825×10^{-14}	0	1

系统共存在电气谐振、SSR、SSO、SSCI 和低频振荡五种振荡模态, 各种振荡模态详细信息如表 4 所示。

3 双馈型风力发电系统机网振荡模态的物理模型验证

针对搭建的小信号模型, 采用电压波动、功率波动等小扰动方式激发振荡, 使用 Simulink 的 FFT 分析工具, 验证与上述分析对应的全部机网相互作用模态, 如图 4 所示。

(1) 电气谐振模态。 $\lambda_{8,9}$ 对应的振荡模态主要受网侧变流器输出电抗作用, 分析流经网侧变流器输出电抗 L_g 的电流波形, 得到其对应频谱特性如图 4(a) 所示。网侧变流器输出电流中, 在基频附近含有大量的 45 Hz 左右的谐波成分, 这与 $\lambda_{8,9}$ 对应的 45.37 Hz 的振荡频率相吻合。

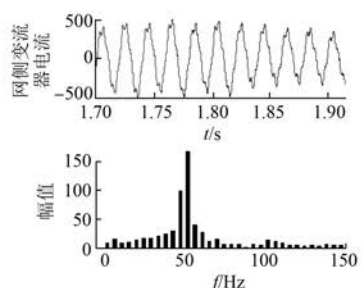
(2) 次同步谐振。 $\lambda_{6,7}$ 和 $\lambda_{10,11}$ 对应的振荡模态与输电线路电流和串补电容的端电压有很强的

表 3 双馈型风电机组相关因子表

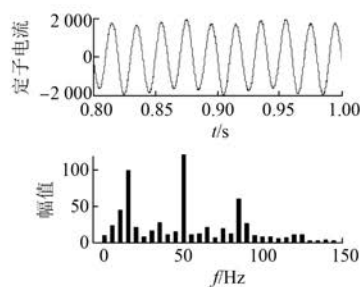
	$\lambda_{1,2}$	$\lambda_{3,4}$	$\lambda_{6,7}$	$\lambda_{8,9}$	$\lambda_{10,11}$	$\lambda_{13,14}$	$\lambda_{15,16}$	$\lambda_{17,18}$	$\lambda_{19,20}$
Δi_{Lx}	0	0.013 4	0.210 6	0.000 8	0.190 2	0.003 0	0.009 8	0.023 0	0.001 2
Δi_{Ly}	0.003 4	0	0.241 5	0.000 7	0.160 9	0.002 0	0.016 9	0.015 1	0.001 0
$\Delta u_{sc,x}$	0	0	0.252 1	0.005 0	0.230 2	0.001 4	0.007 7	0.006 7	0.000 4
$\Delta u_{sc,y}$	0	0	0.260 5	0.005 5	0.249 8	0.001 8	0.004 6	0.008 9	0.000 5
$\Delta u_{pc,x}$	0	0.500 0	0	0	0	0	0	0	0
$\Delta u_{pc,y}$	0.500 0	0	0	0	0	0	0	0	0
$\Delta \psi_{qs}$	0.152 9	0	0.017 5	0.176 7	0.087 5	0.002 2	0.014 3	0.031 2	0.001 9
$\Delta \psi_{ds}$	0	0.603 2	0.038 5	0.166 1	0.045 5	0.001 2	0.002 3	0.014 0	0.000 5
$\Delta \psi_{qr}$	0.339 3	0	0.003 2	0.015 5	0.032 0	0.001 3	0.011 7	0.031 0	0.001 5
$\Delta \psi_{dr}$	0	0.133 9	0.016 0	0.041 4	0.041 2	0.001 4	0.007 6	0.024 4	0.001 2
Δx_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
$\Delta \theta_{turb}$	0	0	0	0	0	0.000 2	0.000 8	0.029 3	0.500 5
$\Delta \theta_{gear}$	0	0	0	0	0.000 5	0.449 9	0.029 8	0.123 7	0.004 4
$\Delta \theta_r$	0	0	0	0.000 1	0.001 6	0.056 4	0.019 6	0.460 1	0.249 4
$\Delta \omega_{turb}$	0	0	0	0	0	0.000 2	0.000 8	0.029 3	0.500 5
$\Delta \omega_{gear}$	0	0	0	0	0.000 5	0.449 9	0.029 9	0.125 1	0.004 4
$\Delta \omega_r$	0	0	0.001 0	0.008 7	0.037 2	0.057 5	0.197 5	1.056 0	0.020 1
Δx_4	0	0	0	0.000 1	0.000 2	0.000 7	0.000 5	0.011 1	0.007 9
Δx_5	0	0	0	0.008 4	0.006 2	0	0.705 4	0.200 6	0.000 9
ΔU_{DC}	0	0	0.000 4	0.055 4	0.021 2	0.001 5	0.716 7	0.156 7	0.000 9
Δx_6	0	0	0	0	0	0	0.001 4	0.000 6	0
Δi_{gx}	0	0.017 3	0.010 2	0.383 3	0.043 2	0.000 8	0.003 4	0.012 4	0.000 4
Δi_{gy}	0.004 4	0	0.004 2	0.423 3	0.052 2	0.000 5	0.080 8	0.045 7	0.001 0
Δx_7	0	0	0	0.004 8	0.002 3	0.000 1	0.096 2	0.158 4	0.097 3
Δx_0	0	0	0	0.000 1	0.000 9	0.000 8	0.026 5	0.321 1	0.213 7
Δx_1	0	0	0	0	0	0	0.000 1	0.000 7	0.000 8
Δx_2	0	0	0	0.000 2	0.000 4	0	0.000 7	0.001 3	0.001 2

表 4 双馈型风电机组连接至无穷大电网的各种振荡模式

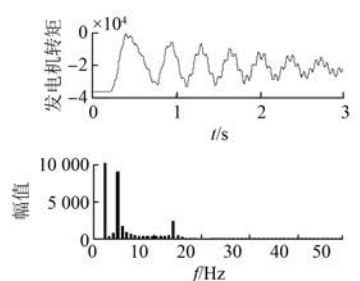
编号	振荡模式	特征值	模态频率/Hz	阻尼比
$\lambda_{1,2}$	电气谐振	$-1\ 715.5 \pm 2.68 \times 10^8 i$	4.26×10^7	0
$\lambda_{3,4}$	电气谐振	$-3\ 189.3 \pm 1.35 \times 10^8 i$	2.15×10^7	0
$\lambda_{8,9}$	电气谐振	$-51.17 \pm 285.1 i$	45.37	0.176 7
$\lambda_{6,7}$	SSR	$-23.63 \pm 498 i$	79.25	0.047 4
$\lambda_{10,11}$	SSR	$-16.75 \pm 147 i$	23.40	0.113 2
$\lambda_{13,14}$	SSO	$-1.477 \pm 77.97 i$	12.41	0.018 9
$\lambda_{17,18}$	SSO	$-11.72 \pm 12.08 i$	1.92	0.696 3
$\lambda_{15,16}$	SSCI	$-8.91 \pm 27.45 i$	4.37	0.308 7
$\lambda_{19,20}$	低频振荡	$-0.319 \pm 3.177 i$	0.51	0.1



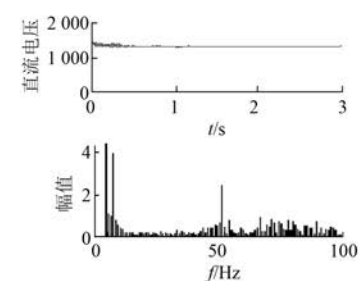
(a) 网侧变流器输出电流及其频谱分析



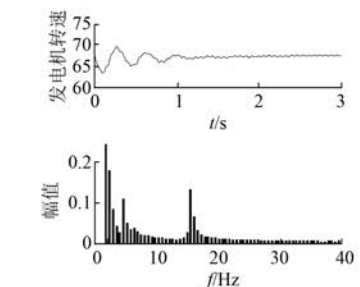
(b) 定子输出电流及其频谱分析



(c) 发电机转矩及其频谱分析



(d) 直流支撑电容两端电压及其频谱分析



(e) 发电机转速及其频谱分析

图4 时域仿真波形及其频谱分析

作用,考虑时域模型中的输电线路电流和定子输出电流对应的谐波成分。由于输电线路上的电流谐波成分较小,对定子输出电流进行频谱分析,如图4(b)所示。定子输出电流除50 Hz基频成分外,还含有20 Hz和80 Hz谐波成分,这与 $\lambda_{10,11}$ 和 $\lambda_{6,7}$ 两种振荡模态分别对应的23.40 Hz和79.25 Hz的次同步谐振频率和超同步谐振频率相吻合。

(3) 次同步振荡。 $\lambda_{13,14}$ 和 $\lambda_{17,18}$ 对应的振荡模态受齿轮箱的扭转角和转速以及发电机的转子扭转角和转速影响较大。分析发电机和低速轴转矩,对应的转矩波形和频谱分析如图4(c)所示。发电机转矩含有2.5 Hz和14 Hz附近的谐波成分,这与 $\lambda_{17,18}$ 和 $\lambda_{13,14}$ 两种振荡模态分别对应的1.92 Hz和12.41 Hz的轴系振荡频率相吻合。

(4) 次同步控制相互作用模态。 $\lambda_{15,16}$ 对应的振荡模态受网侧变频器影响较大,其中直流电容电压调整相关变量 Δx_5 和直流侧电容电压 ΔU_{DC} 相关因子均超过0.7,分析直流电容两端电压,对应的电压波形和频谱特性如图4(d)所示。变流器中的直流支撑电容两端电压除了与系统频率相关的50 Hz谐波外,还含有约4 Hz的谐波成分,这和 $\lambda_{15,16}$ 对应的与次同步控制相关的4.37 Hz的振荡频率相吻合。

(5) 低频振荡模态。 $\lambda_{19,20}$ 对应的振荡模态受机械轴系影响较大,分析发电机转速的频谱特性如图4(e)所示。发电机转速中含有显著的低频谐波成分,主要集中在0.5 Hz附近,这与 $\lambda_{19,20}$ 对应的0.51 Hz的低频振荡频率相吻合。此外,由图4(e)还可以看出,本次小干扰还同时在发电机转速中激发出2.5 Hz和14 Hz附近的谐波成分,这与 $\lambda_{17,18}$ 和 $\lambda_{13,14}$ 两种振荡模态对应的1.92 Hz和12.41 Hz的轴系振荡频率相吻合。

4 各个振荡模态的最佳PI参数选取

分析表3可知,与变流器控制PI参数紧密相关的有SSO、SSCI和低频振荡三种振荡模态。忽略对系统各振荡模态均无影响的PI参数,仅分析对系统振荡模态有影响的PI参数的变化趋势。

为了研究 K_{p0} 的变化对系统各个振荡模态的影响,保持其他变量不变, K_{p0} 以30的步长从30变化到3 000,得到系统各种振荡模态下所对应的

特征值的实部和阻尼比的变化,如图 5 所示。其中横轴为特征值对应的实部,纵轴为对应的阻尼比,箭头表示随 K_{p0} 的增大特征值的变化趋势,不受该参数影响的特征值没有给出。

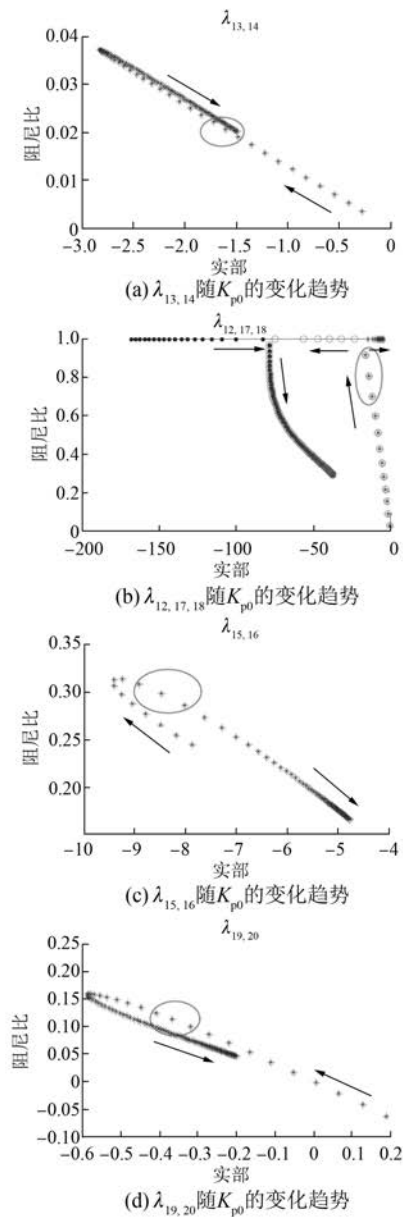


图 5 各振荡模式随 K_{p0} 的变化趋势

由图 5(a) 可见,在 K_{p0} 变化的过程中, $\lambda_{13,14}$ 对应的振荡模式的特征值实部始终为负,且其绝对值随 K_{p0} 的增大先变大后变小,相应的阻尼比也有同样的变化趋势,在 K_{p0} 为 960~990 时,阻尼比达到最大值 0.037 2。因此,考虑该振荡模式的变化特性, K_{p0} 的最佳范围为 960~990。

由图 5(b) 可见,在 K_{p0} 变化的过程中, $\lambda_{12,17,18}$ 对应的振荡模式的特征值实部始终为负,且该振荡模式经历了先衰减消失后又出现且振荡加剧的现象。在 K_{p0} 从 30 增大至 360 的过程中, λ_{12} 对应的是非振荡模式,且特征值绝对值逐渐减小, $\lambda_{17,18}$ 对应的振荡模式,特征值实部绝对值和阻尼比均逐渐增大;当 K_{p0} 达到 390 时, $\lambda_{17,18}$ 对应的振荡模式变为两个非振荡模式; K_{p0} 从 390 增大至 540 的过程中, λ_{17} 对应的特征值实部绝对值逐渐增大,而 λ_{18} 对应的特征值实部绝对值逐渐减小;当 K_{p0} 达到 570 时, λ_{12} 和 λ_{17} 这两个非振荡模式合为一新的振荡模式,且随着 K_{p0} 的继续增大,新的振荡模式的特征值实部绝对值和阻尼比均不断减小,而 λ_{18} 对应的特征值实部绝对值仍旧不断减小。因此,考虑到 $\lambda_{12,17,18}$ 对应的振荡模式的变化特性, K_{p0} 的最佳范围为 330~360。

由图 5(c) 可见,在 K_{p0} 变化的过程中, $\lambda_{15,16}$ 对应的振荡模式的特征值实部始终为负,且其绝对值随 K_{p0} 的增大先增大后减小,相应的阻尼比也有同样的变化趋势,在 K_{p0} 为 210~330 时,阻尼比达到最大值 0.313 8。因此,考虑该振荡模式的变化特性, K_{p0} 的最佳范围为 210~330。

由图 5(d) 可见,在 K_{p0} 变化的过程中, $\lambda_{19,20}$ 对应的振荡模式的特征值实部先为正后为负,从 K_{p0} 大于 150 之后,特征值实部始终为负,且其绝对值随 K_{p0} 的增大先变大后变小,相应的阻尼比也有同样的变化趋势,在 K_{p0} 为 480~720 时,阻尼比达到最大值 0.159 5。因此,考虑该振荡模式的变化特性, K_{p0} 的最佳范围为 480~720。

考虑各个振荡模式的阻尼比变化特性,系统最佳 K_{p0} 如表 5 所示。可得系统最佳的 K_{p0} 范围为 300~360,相应的各个振荡模式运行范围如图 5 中椭圆虚线所示。

K_{i0} 、 K_{p1} 、 K_{p3} 、 K_{p4} 、 K_{p5} 、 K_{p6} 、 K_{p7} 对系统振荡模式的研究过程与 K_{p0} 一样。

根据上述不同 PI 参数对各个振荡模式的影响,选取最佳 PI 参数,如表 6 所示。利用表 6 给出的 PI 参数对双馈型风电机组振荡模式进行分析,各种振荡模式详细信息如表 7 所示。

表 5 K_{p0} 的改变对各个振荡模式阻尼比的影响

振荡模态	SSO		SSCI	低频振荡
特征值	$\lambda_{13,14}$	$\lambda_{17,18}$	$\lambda_{15,16}$	$\lambda_{19,20}$
最大阻尼比	0.037 2	0.913 7	0.313 8	0.159 5
最大阻尼比对应的 K_{p0}	960~990	300~360	210~330	480~720
考虑各模态的最佳 K_{p0}	300~360			
最佳 K_{p0} 各模态阻尼比	0.022 1	0.913 7	0.308 7	0.124 5

表 6 双馈型风电机组变流器控制最佳 PI 参数

参数符号	数值	参数符号	数值
K_{p0}	300~360 (最佳 300)	K_{i0}	110~550 (最佳 110)
K_{p1}	0.05~0.06 (最佳 0.05)	K_{i1}	0.000 4
K_{p2}	5	K_{i2}	6
K_{p3}	0.58~0.62 (最佳 0.6)	K_{i3}	0.000 2
K_{p4}	2~2.4 (最佳 2.2)	K_{i4}	5
K_{p5}	3.12~3.42 (最佳 3.3)	K_{i5}	20.8~28.6 (最佳 24)
K_{p6}	0.93~1.395 (最佳 1.2)	K_{i6}	0.05
K_{p7}	0.83~1.245 (最佳 1)	K_{i7}	20

表 7 双馈型风电机组变流器控制最佳 PI 参数对应的各种振荡模式

编号	振荡模式	特征值	模式频率/Hz	阻尼比
$\lambda_{1,2}$	电气谐振	$-388.4 \pm 2.21 \times 10^8 i$	3.51×10^7	0
$\lambda_{3,4}$	电气谐振	$-3 187.4 \pm 1.35 \times 10^8 i$	2.15×10^7	0
$\lambda_{8,9}$	电气谐振	$-23.56 \pm 270 i$	42.97	0.086 9
$\lambda_{6,7}$	SSR	$-22.38 \pm 499 i$	79.42	0.044 8
$\lambda_{10,11}$	SSR	$-13.49 \pm 140 i$	22.26	0.096 0
$\lambda_{13,14}$	SSO	$-1.60 \pm 78.25 i$	12.45	0.020 5
$\lambda_{17,18}$	SSO	$-63.77 \pm 12.22 i$	1.95	0.982 1
$\lambda_{19,20}$	低频振荡	$-1.421 8 \pm 3.50 i$	0.56	0.376 0

表 7 表明,系统共出现 8 种振荡模式,与表 2 相比, $\lambda_{15,16}$ 对应的 SSCI 振荡模式消失了。这说明,通过合理的变流器控制 PI 参数调节可以起到减弱甚至消除 SSCI 振荡模式。另外, $\lambda_{13,14}$ 对应的阻尼比由 0.018 9 增大为 0.020 5, $\lambda_{17,18}$ 对应的阻尼比由 0.696 3 增大为 0.982 1, $\lambda_{19,20}$ 对应的阻尼比由 0.1 增大为 0.376 0,因此,可通过优化变流器控制 PI 参数增大次同步振荡模式和低频振荡模式对应的阻尼比,起到减弱轴系振荡和低频振荡的目的。

5 针对最佳 PI 参数的物理模型验证

上述小信号模型表明,通过对变流器控制 PI 参数进行优化,可以消除系统次同步控制相互作用,减弱系统次同步振荡和低频振荡。为了验证该小信号模型的仿真结果,通过 MATLAB/Simulink 搭建时域模型进行仿真验证。

图 6 为变流器控制参数优化前后直流电容两端电压波形及其 FFT 分析。图 6(a) 表明,在原始变流器控制参数作用下,直流电压中含有 4.5 Hz 左右的谐波成分,该谐波成分与小信号模型中的 SSCI 振荡模式相对应。图 6(b) 的 FFT 分析结果表明,通过变流器控制参数的优化,该谐波成分被消除,这表明通过变流器控制参数的优化,可以达到削弱甚至消除 SSCI 振荡模式的效果。

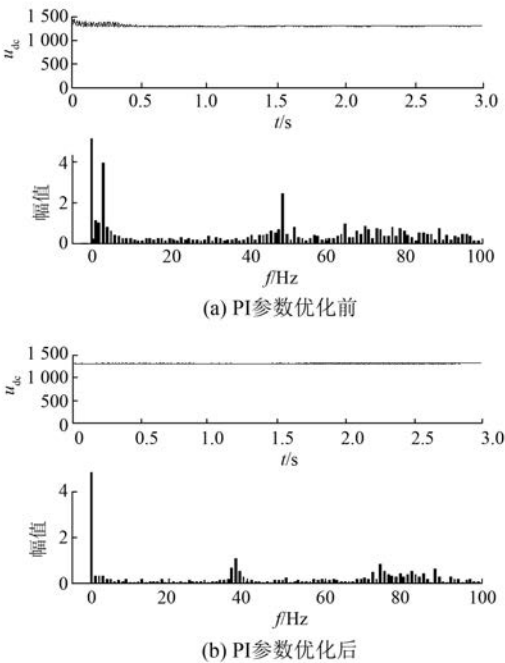


图 6 直流电压波形及 FFT 分析

图 7 为变流器控制参数优化前后发电机转矩波形及其 FFT 分析。图 7(a) 表明,在原始变流器控制参数作用下,发电机转矩波形中含有 3 Hz 和 14 Hz 左右的谐波成分。这两种谐波成分与小信号模型中的 SSO 模态相对应。图 7(b) 的 FFT 分析结果表明,通过变流器控制参数的优化,这两种谐波对应的幅值均有所下降,发电机转矩的振荡幅度也有所减弱。这表明通过变流器控制参数的优化,可以达到削弱 SSO 的效果。

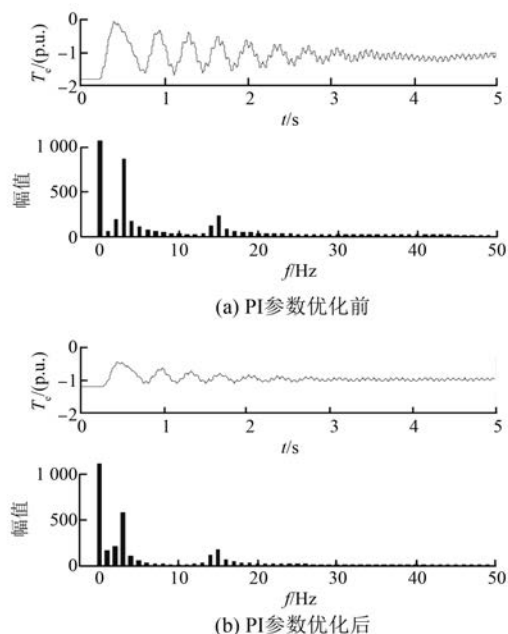


图 7 发电机转矩波形及 FFT 分析

图 8 为变流器控制参数优化前后发电机转速波形及其 FFT 分析。图 8(a) 表明,在原始变流器控制参数作用下,发电机转速波形中含有 0.5 Hz、3 Hz 和 14 Hz 左右的谐波成分,其中 0.5 Hz 谐波成分与小信号模型中的低频振荡模态相对应,后两种谐波成分与小信号模型中的 SSO 模态相对应。图 8(b) 中的 FFT 分析结果表明,通过变流器控制参数的优化,这三种谐波对应的幅值均有所下降,发电机转矩的振荡模型也有所减弱。这表明通过变流器控制参数的优化,可以达到削弱低频振荡和 SSO 的效果。

6 结 语

双馈型风力发电的机网统一系统,可通过合理控制参数,改变振荡组态阻尼比的大小,可实现对振荡的抑制作用。本文主要完成以下工作:

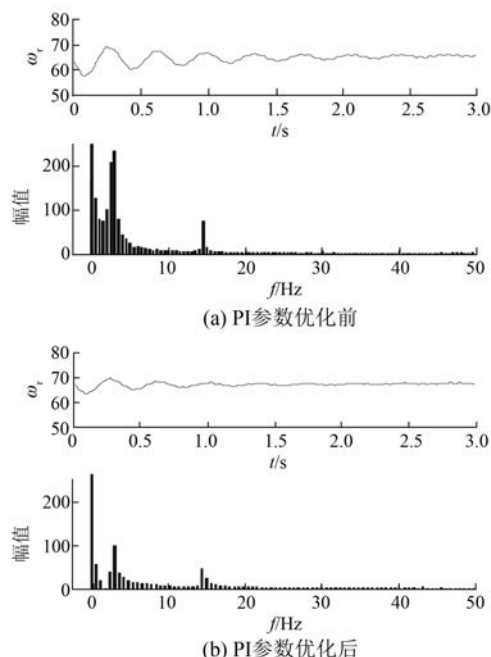


图 8 发电机转速波形及 FFT 分析

(1) 建立了双馈型风力发电系统的机网统一模型,分析出系统所有的特征值。

(2) 建立相关因子表,分析了与振荡模态对应的状态变量,通过时域仿真验证全部模态的存在性。

(3) 研究了变流器控制参数变化对阻尼比的影响,寻找出全功率情况下的一组控制参数,通过理论分析和时域结合的方式研究控制参数对振荡模态的影响。

本文分析论证了双馈型风力发电系统变流器控制参数对系统的振荡模态具有抑制作用,对风电场的安全和稳定运行有重大的意义。

【参考文献】

- [1] 何世恩,董新洲.大规模风电机组脱网原因分析及对策[J].电力系统保护与控制,2012,40(1):131-137.
- [2] 孙华东,张振宇,林伟芳,等.2011 年西北电网风机脱网事故分析及启示[J].电网技术,2012,36(10):76-80.
- [3] 董飞飞,刘涤尘,廖清芬,等.基于阻尼正弦原子分解的次同步振荡模态辨识[J].中国电机工程学报,2013,33(19):119-125.
- [4] 李辉,陈耀君,赵斌,等.双馈风电场抑制系统次同步振荡分析及控制策略[J].中国电机工程学报,

- 2015, 35(7): 1613-1620.
- [5] 吴熙, 蒋平, 胡弢. 电力系统稳定器对次同步振荡的影响及其机制研究[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(22): 56-63.
- [6] 赵欣, 高山, 张宁宇. SVC 接入位置对次同步振荡的影响机理与 SVC 控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(25): 107-114.
- [7] 王冠青, 孙海顺, 朱鑫要, 等. STATCOM 附加电压控制抑制次同步谐振的理论和仿真[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(11): 33-38.
- [8] 董晓亮, 谢小荣, 韩英铎, 等. 基于定转子转矩分析法的双馈风机次同步谐振机理研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(19): 4861-4869.
- [9] 李志鹏, 谢小荣. 应用静止同步补偿器抑制次同步谐振的模式互补电流控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(34): 22-27.
- [10] 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.
- [11] 陈婧华. 双馈风电场经串补并网引起的次同步振荡分析与抑制[D]. 北京: 华北电力大学, 2015.
- [12] SURIYAARACHCHI D H R, ANNAKKAGE 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.
- [13] 李辉, 陈宏文, 杨超, 等. 含双馈风电场的电力系统低频振荡模态分析[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(28): 17-24.
- [14] 杨黎晖, 马西奎. 双馈风电机组对电力系统低频振荡特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(10): 19-25.
- [15] 王瑞琳. 风力发电机与电网之间扭振相互作用的研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2012.

收稿日期: 2016 -11 -21

(上接第 85 页)

少, 以及试验能力和适用性强、转矩控制精度高和动态响应快等优点, 能提供宽范围、各种特性的模拟负载, 满足不同转速、不同容量(功率)试品等功率加载需求, 同时降低建造费用和试验设备转换时间。

【参考文献】

- [1] 变频器供电三相笼形感应电动机试验方法: GB/T 22670—2008[S].
- [2] 李凤. 异步电动机直接转矩控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 1994.
- [3] 陈钊. 矿用高压交流变频电传动负载特性试验装置设计[J]. 电机与控制应用, 2015, 42(4): 75-79.
- [4] 董肇君. 系统工程与运筹学[M]. 北京: 国防工业出版社, 2003.
- [5] 龚仲华. 变频器从原理到完全应用[M]. 北京: 人民邮电出版社, 2009.
- [6] 许实章. 交流电机的绕组理论[M]. 北京: 机械工业出版社, 1985.
- [7] 张选正, 史步海. 变频器故障诊断与维修[M]. 北京: 电子工业出版社, 2008.
- [8] 吴忠智, 吴加林. 变频器应用手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2002.
- [9] 王仁祥. 通用变频器选型与维修技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2004.
- [10] 李发海, 朱东起. 电机学[M]. 北京: 科学出版社, 2001.
- [11] 蔡方耀. 电动机应用计算指南[M]. 北京: 中国计划出版社, 1998.
- [12] 傅丰礼, 唐孝镐. 异步电动机设计手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.
- [13] 王树. 变频调速系统设计与应用[M]. 北京: 机械工业出版社, 2005.
- [14] 周扬中, 胡育文. 交流电动机直接转矩控制[M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.
- [15] SOUSA G C D, ERRERA D R. A high performance dynamometer for drive systems testing [C] // The 23rd International Conference on Industrial Electronics, Control and Instrumentation, 1997: 500-504.
- [16] COLLINS E R. A programmable dynamometer for testing rotating machinery using a three-phase induction machine [J]. IEEE Tran on Energy Conversion, 1994, 9(3): 521-527.

收稿日期: 2016 -12 -30