

大容量风电场柔直并网系统的送/受端 次同步振荡分析与抑制

周彦彤¹, 郝丽丽¹, 王昊昊², 李威², 许剑冰², 张育硕¹, 陈从霜¹

(1. 南京工业大学 电气工程与控制科学学院, 江苏 南京 211816;

2. 南瑞集团有限公司/智能电网保护和运行控制国家重点实验室, 江苏 南京 211106)

摘要:电力系统中风电渗透率不断升高,系统送/受端次同步振荡受到送端风电控制系统参数、送端风电场风速、受端发电机出力及交流线路长度等因素影响。为了通过抑制风电出力不确定性来降低以上因素导致系统出现送/受端次同步振荡的可能性,建立了大容量风电柔直送出、受端含常规机组的试验系统模型。基于特征值分析法对系统送/受端的振荡机理进行了分析,并对次同步振荡的产生原因和影响因素进行分析。最后,依托静止同步补偿器建立了基于 H_∞ 理论的鲁棒控制器用以抑制系统次同步振荡,并在DIGSILENT/PowerFactory仿真平台上搭建算例系统,仿真验证了无论风速为何值时所设计的控制器对送/受端次同步振荡均有较好的抑制效果。

关键词:风电场;柔性直流;次同步振荡;特征值分析;静止同步补偿器; H_∞ 控制;鲁棒控制

中图分类号:TM 614

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.202002012

0 引言

中国能源和负荷分布极不均匀,须通过高压交、直流输电线路将电能输送至负荷中心,交流远距离输电过程中,为了减小线路损耗会加入串联补偿电容,当电网频率与发电机组扭振固有频率互补时,送端同步机组会出现次同步振荡SSO(Sub-Synchronous Oscillation)^[1-2],引起发电机组轴系扭振迅速增大甚至机组轴系损坏^[3]。

因风能清洁、易于大规模集中开发,风力发电在电力系统中占比快速升高。当风电通过交流串补并网运行时^[4],风电机组和电气系统之间会以低于系统同步频率的一个或多个频率显著交换能量,产生SSO,造成电压、电流及输出功率的振荡。随着电力电子技术的进步,柔直输电因其控制快速^[5]、灵活等优点,应用越来越广泛,成为高压直流输电的重要组成部分形式。风电场通过柔直并网时,存在风电机组和柔直换流器控制系统之间相互作用造成的不稳定性问题^[6],有可能产生SSO,造成风电机组失稳。随着风电场容量的不断增大,其经交、直流并网引起的SSO现象日益显著。

系统振荡的机理分析有助于清楚了解SSO的产生和分布,在此基础上,可通过改变电气参数、附加阻尼控制等方法对SSO进行有效抑制。文献[7-8]

探讨了双馈风电场经串补并网引发SSO的机理。文献[9-10]揭示了风速、风机换流器控制参数、输电线路串补度等对SSO的影响,提出了在DFIG转子侧换流器中加入阻尼控制抑制振荡的方法。文献[11]研究了直驱风电场经柔直并网引发SSO的机理,分析了VSC-HVDC受端电网短路比等对振荡阻尼特性的影响。文献[12-13]研究了送端机组与柔直换流器之间SSO的发生机理,但未考虑受端电网SSO的情况。文献[14]通过附加控制器对SSO进行抑制,但未考虑风电出力的不确定性对振荡抑制的影响。风资源的随机性^[15]等将使系统运行状况更为复杂,给电力系统的SSO抑制带来新的问题。文献[16]指出风速、转子转速等不确定参数对SSO的影响较大,在双馈风机的转子侧设计考虑不同风速的最优相位补偿的附加阻尼控制器。文献[17]基于自抗扰理论设计了静止同步补偿器STATCOM(STATIC synchronous COMPensator)附加阻尼控制器,抑制了系统低频振荡。目前,针对风电通过交流串补并网引发SSO现象的研究较风电通过柔直并网相对成熟,对于风电经柔直引发的SSO机理还需进一步研究;另外,已有的SSO研究工作普遍将重心放在送端电网,对受端电网稍有忽视;针对风速变化的随机性,已有的SSO抑制方法普遍只针对一个运行状态设计控制器,无法抑制多种运行状态下的SSO,具有局限性^[14,18]。

为研究上述问题,本文建立大容量风电柔直送出、受端含常规机组的试验系统模型,基于特征值分析法研究了送/受端SSO发生的机理和影响因素。同时,为了应对风电场出力的不确定性,依托STATCOM建立了基于 H_∞ 理论的鲁棒控制器用以抑制SSO。最

收稿日期:2019-07-04;修回日期:2019-12-09

基金项目:智能电网保护和运行控制国家重点实验室资助项目;江苏省“六大人才高峰”项目(XNY-020)

Project supported by the Program of State Key Laboratory of Smart Grid Protection and Control and the “Six Talents Summit” Project in Jiangsu Province(XNY-020)

后在 DIgSILENT / PowerFactory 中搭建测试系统,进行多种运行方式下的仿真实验。

1 数学模型

1.1 风力发电机组模型

1.1.1 风电机三质量块模型

本文将风电机轴系用3个等效质量块模型进行描述:风机叶片、齿轮箱和发电机转子。风电机三质量块模型见附录中图 A1,该模块的标准状态方程如式(1)所示。

$$\begin{cases} \dot{X}_M = A_M X_M + B_M u_M \\ Y_M = C_M X_M + D_M u_M \end{cases} \quad (1)$$

$$X_M = [\Delta\theta_1 \quad \Delta\theta_2 \quad \Delta\theta_3 \quad \Delta\omega_1 \quad \Delta\omega_2 \quad \Delta\omega_3]^T \quad (2)$$

$$Y_M = [\Delta\theta_3 \quad \Delta\omega_3]^T \quad (3)$$

$$u_M = [\Delta T_w \quad \Delta T_e]^T \quad (4)$$

$$B_M = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1/M_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1/M_3 \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$C_M = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$D_M = 0 \quad (7)$$

其中, A_M 的表达式见附录中式(A1), M_i 和 D_i 分别为质量块 i 的转动惯量和自阻尼系数, D_{ij} 和 K_{ij} ($j=1, 2, 3$) 分别为质量块 i, j 之间的互阻尼系数和刚度系数; $\Delta\theta_i$ 和 $\Delta\omega_i$ ($i=1, 2, 3$) 分别为质量块 i 的机械旋转角和角速度; ΔT_w 和 ΔT_e 分别为风力转矩和发电机电磁转矩。

1.1.2 双馈风力发电机数学模型

双馈风力发电机的标准状态方程如式(8)所示。

$$\begin{cases} \dot{X}_G = A_G X_G + B_G u_G \\ Y_G = C_G X_G + D_G u_G \end{cases} \quad (8)$$

$$X_G = [\Delta\psi_{qs} \quad \Delta\psi_{ds} \quad \Delta\psi_{qr} \quad \Delta\psi_{dr}]^T \quad (9)$$

$$Y_G = [\Delta i_{qs} \quad \Delta i_{ds} \quad \Delta T'_e]^T \quad (10)$$

$$u_G = [\Delta u_{qs} \quad \Delta u_{ds} \quad \Delta u_{qr} \quad \Delta u_{dr} \quad \Delta\omega_r]^T \quad (11)$$

$$A_G = \begin{bmatrix} \frac{-\omega_b R_s X_{rr}}{D} & -\omega_s \omega_b & \frac{\omega_b R_s X_m}{D} & 0 \\ \omega_s \omega_b & \frac{\omega_b R_s X_{rr}}{D} & 0 & \frac{\omega_b R_s X_m}{D} \\ \frac{\omega_b R_r X_m}{D} & 0 & \frac{-\omega_b R_r X_{ss}}{D} & -s\omega_s \omega_b \\ 0 & \frac{\omega_b R_r X_m}{D} & s\omega_s \omega_b & \frac{-\omega_b R_r X_{ss}}{D} \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$B_G = \begin{bmatrix} \omega_b & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \omega_b & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_b & 0 & \omega_s \omega_b \psi_{dr} \\ 0 & 0 & 0 & \omega_b & -\omega_s \omega_b \psi_{qr} \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$C_G = \begin{bmatrix} \frac{X_{rr}}{D} & 0 & \frac{-X_m}{D} & 0 \\ 0 & \frac{X_{rr}}{D} & 0 & \frac{-X_m}{D} \\ \frac{X_m}{D} \psi_{dr} & \frac{-X_m}{D} \psi_{qr} & \frac{-X_m}{D} \psi_{ds} & \frac{X_m}{D} \psi_{qs} \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$D_G = 0 \quad (15)$$

其中, Δu_{ds} 、 Δu_{qs} 和 Δu_{dr} 、 Δu_{qr} 分别为定子和转子的 d, q 轴电压; Δi_{dr} 、 Δi_{qs} 和 Δi_{qr} 、 Δi_{qs} 分别为定子和转子的 d, q 轴电流; $\Delta\psi_{ds}$ 、 $\Delta\psi_{qs}$ 和 $\Delta\psi_{dr}$ 、 $\Delta\psi_{qr}$ 分别为定子和转子的 d, q 轴磁链; $\Delta\omega_r$ 为 dq 坐标系的空间转速; ω_s 和 ω_b 分别为同步角速度和系统基准频率; s 为转差率; $D = X_s X_r + (X_s + X_r) X_m$, $X_{ss} = X_s + X_m$, $X_{rr} = X_r + X_m$, X_s 、 X_r 和 X_m 分别为定子、转子和励磁绕组电抗; $\Delta T'_e$ 为感应发电机电磁转矩。

1.1.3 双馈风力发电机换流器数学模型

转子侧换流器的标准状态方程如式(16)所示,其控制框图见附录中图 A2。

$$\dot{X}_r = A_r X_r + B_r u_r \quad (16)$$

$$X_r = [\Delta x_1 \quad \Delta x_2 \quad \Delta x_3 \quad \Delta x_4]^T \quad (17)$$

$$u_r = [\Delta u_{dr} \quad \Delta u_{qr} \quad \Delta i_{ds} \quad \Delta i_{qs} \quad \Delta i_{dr} \quad \Delta i_{qr} \quad \Delta P_{r_ref} \quad \Delta Q_{r_ref}]^T \quad (18)$$

$$A_r = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_{i1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{i3} & 0 \end{bmatrix} \quad (19)$$

其中, B_r 的表达式见附录中式(A2); Δx_1 、 Δx_2 、 Δx_3 、 Δx_4 为中间状态变量; K_{i1} 、 K_{i3} 分别为转子侧有功、无功 PI 控制器积分系数; ΔP_{r_ref} 、 ΔQ_{r_ref} 分别为定子有功、无功参考值。

定子侧换流器的标准状态方程如式(20)所示,其控制框图见附录中图 A3。

$$\dot{X}_g = A_g X_g + B_g u_g \quad (20)$$

$$X_g = [\Delta x_5 \quad \Delta x_6 \quad \Delta x_7]^T \quad (21)$$

$$u_g = [\Delta u_{dc_ref} \quad \Delta u_{dc} \quad \Delta i_{dg_ref} \quad \Delta i_{dg} \quad \Delta i_{qg_ref} \quad \Delta i_{qg}]^T \quad (22)$$

$$A_g = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ K_{idg} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (23)$$

$$B_g = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ K_{pdg} & -K_{pdg} & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (24)$$

其中, Δx_5 、 Δx_6 、 Δx_7 为中间状态变量; K_{pdg} 、 K_{idg} 分别为定子侧有功、无功 PI 控制器比例系数和积分系数; Δu_{dc} 、 Δu_{dc_ref} 分别为换流器直流环节两端电压和电压参考值; Δi_{dg} 、 Δi_{qg} 分别为定子侧电流 d, q 轴上的分量;

Δi_{dg_ref} 、 Δi_{qg_ref} 分别为定子侧电流参考值在 d 、 q 轴上的分量。

1.2 柔性直流系统模型

VSC-HVDC 系统结构图见附录中图 A4, 系统由换流站和直流线路构成。其中, 电压源换流器是核心部件; 换流变压器是换流器与交流电网之间交换能量的纽带; 交流滤波器和串联电抗器用来抑制电压源换流器产生的高频谐波; 直流电容器为换流器提供电压支撑并抑制直流电压波动。

VSC-HVDC 系统的标准状态方程如式(25)所示。

$$\dot{X}_L = A_L X_L + B_L u_L \quad (25)$$

$$X_L = [x_1 \quad x_2 \quad x_3]^T \quad (26)$$

$$x_1 = [\Delta i_{sd1} \quad \Delta i_{sq1} \quad \Delta u_{dc1} \quad \Delta \theta_{PLL} \quad \Delta u_{cd1} \quad \Delta u_{cq1} \quad \Delta Z \quad \Delta z_1 \quad \Delta z_2 \quad \Delta z_3 \quad \Delta z_4] \quad (27)$$

$$x_2 = i_{dc} \quad (28)$$

$$x_3 = [\Delta i_{sd2} \quad \Delta i_{sq2} \quad \Delta u_{dc2} \quad \Delta \delta_{PLL} \quad \Delta u_{cd2} \quad \Delta u_{cq2} \quad \Delta Z_1 \quad \Delta z_5 \quad \Delta z_6 \quad \Delta z_7 \quad \Delta z_8] \quad (29)$$

$$u_L = [\Delta P'_1 \quad \Delta Q'_1 \quad \Delta u'_{dc2} \quad \Delta Q'_2]^T \quad (30)$$

其中, A_L 为 23×23 阶方阵; B_L 为 23×4 阶矩阵; Δi_{sd1} 、 Δi_{sq1} 和 Δu_{cd1} 、 Δu_{cq1} 分别为逆变站 d 、 q 轴交流电流和交流电压; Δi_{sd2} 、 Δi_{sq2} 和 Δu_{cd2} 、 Δu_{cq2} 分别为整流站 d 、 q 轴交流电流和交流电压; Δu_{dc1} 和 Δu_{dc2} 分别为逆变站和整流站出口直流电压; $\Delta \theta_{PLL}$ 和 $\Delta \delta_{PLL}$ 分别为锁相环的初相位和初相角; i_{dc} 为直流电流; $\Delta P'_1$ 和 $\Delta Q'_1$ 分别为逆变站输入有功和无功功率; $\Delta u'_{dc2}$ 和 $\Delta Q'_2$ 分别为整流站输入直流电压和无功功率; ΔZ 和 ΔZ_1 分别为逆变站和整流站交流系统出口电压 q 轴分量与交流系统出口电压的比值; Δz_1 和 Δz_2 分别为逆变站有功和无功功率的偏差; Δz_3 和 Δz_4 分别为逆变站 d 轴和 q 轴交流电流的偏差; Δz_5 和 Δz_6 分别为整流站直流电压和无功功率的偏差; Δz_7 和 Δz_8 分别为整流站 d 轴和 q 轴交流电流的偏差。

1.3 同步发电机六质量块模型

机组轴系由 6 个质量块组成, 分别为高压缸 (HP)、中压缸 (IP)、2 个低压缸 (LPA 和 LPB)、发电机 (GEN) 和励磁机 (EXC) 模块, 如图 1 所示。图中, J_i ($i=1, 2, \dots, 6$) 为质量块 i 的惯性时间常数; D'_i ($i=1, 2, \dots, 6$) 为质量块 i 的自阻尼系数; $K'_{i,i+1}$ 和 $D'_{i,i+1}$ ($i=1, 2, \dots, 5$) 分别相邻 2 个质量块之间的扭转弹性系数和互阻尼系数。

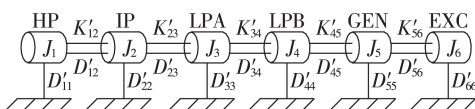


图1 轴系六质量块模型

Fig.1 Six-mass model of shaft

2 基于 H_∞ 鲁棒控制理论的 STATCOM

2.1 STATCOM

STATCOM 等效电路图见附录中图 A3。STATCOM 的标准状态方程如式(31)所示。

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} \dot{i}_{sdq} \\ \dot{i}_{cdq} \end{bmatrix} = A_G \begin{bmatrix} i_{sdq} \\ i_{cdq} \end{bmatrix} + B_G u_{dq} \\ y = C_G \begin{bmatrix} i_{sdq} \\ i_{cdq} \end{bmatrix} + D_G u_{dq} \end{cases} \quad (31)$$

$$A_G = \begin{bmatrix} TA_{11}T^{-1} - T\dot{T}^{-1} & TA_{12}T^{-1} \\ TA_{21}T^{-1} & TA_{22}T^{-1} - T\dot{T}^{-1} \end{bmatrix} \quad (32)$$

$$B_G = \begin{bmatrix} TB_1T^{-1} \\ TB_2T^{-1} \end{bmatrix} \quad (33)$$

$$C_G = \frac{1}{C} \begin{bmatrix} 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (34)$$

$$D_G = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (35)$$

$$u_{dq} = \begin{bmatrix} u_{cd} - u_{sd} \\ u_{cq} - u_{sq} \end{bmatrix} \quad (36)$$

其中, i_{sdq} 和 i_{cdq} 分别为电源和 STATCOM 补偿电流; T 为 Park 变换矩阵; $A_{11} = -(L_2R_1 + L_3R_1 + L_2L_3)I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, $A_{12} = (L_3R_2 - L_2R_3)I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, $A_{21} = (L_3R_1 - L_1R_3)I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, $A_{22} = (L_1R_2 + L_1R_3 + L_3R_2)I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, $B_1 = -L_3I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, $B_2 = (-L_1 + L_3)I/(L_1L_2 + L_1L_3 + L_2L_3)$, L_1 — L_3 分别为电源等效电抗、连接电抗和负载等效电抗, R_1 — R_3 分别为电源等效电阻、连接电阻和负载等效电阻, I 为三相回路电流; C 为 STATCOM 逆变桥直流侧电容; u_{sd} 、 u_{sq} 和 u_{cd} 、 u_{cq} 分别为 d 、 q 轴电源电压和逆变器等效输出电压。

得到 STATCOM 的状态空间实现为:

$$G_G = \begin{bmatrix} A_G & B_G \\ C_G & D_G \end{bmatrix} \quad (37)$$

2.2 H_∞ 鲁棒控制理论

当系统含有不确定性参数和外部扰动时, 可以采用混合灵敏度优化, 如图 2 所示。图中, r 为参考输入信号, 取值为 0; ω 为外部扰动; $K(s)$ 为控制器的传递函数; $G(s)$ 为被控对象; z_1 、 z_2 、 z_3 为衡量系统性能的输出; $W_s(s)$ 、 $W_T(s)$ 、 $W_R(s)$ 为待定的输出权函数; y' 为测量输出。

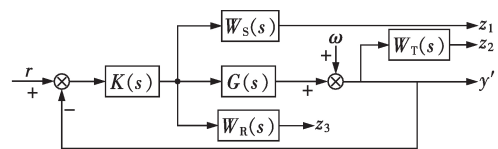


图2 H_∞ 鲁棒控制图

Fig.2 Diagram of H_∞ robust control

设 r 到 z_1 、 z_2 、 z_3 的传递函数为 $T_{z\omega}(s)$, 具体如下:

$$T_{zo}(s) = \begin{bmatrix} W_s(s) & S(s) \\ W_T(s) & T(s) \\ W_R(s) & R(s) \end{bmatrix} \quad (38)$$

其中, $S(s) = (1 + G(s)K(s))^{-1}$ 为灵敏度函数; $T(s) = G(s)K(s)(1 + G(s)K(s))^{-1}$ 为补灵敏度函数; $R(s) = K(s)(1 + G(s)K(s))^{-1}$ 为输入灵敏度函数。

$T_{zo}(s)$ 的 H_∞ 范数可以用来衡量系统的鲁棒性能, 给定一个上界 γ , 则闭环系统鲁棒稳定性的条件为 $\|T_{zo}(s)\|_\infty \leq \gamma$ 。设计适用于随机变化风速的加权函数, 并进一步优化控制器 $K(s)$, 使 $\|T_{zo}(s)\|_\infty$ 最小。

2.3 基于 H_∞ 鲁棒控制理论的 STATCOM 设计

为了抑制 SSO, 基于 H_∞ 鲁棒控制理论设计如图 3 所示的 STATCOM 控制器。图中, $\Delta\omega$ 和 Δu 分别为风力发电机转速和输出信号电压; u_{dc} 和 u_{ac} 分别为 STATCOM 的直流和交流电压; i_{d_ref} 和 i_{q_ref} 分别为 d 、 q 轴电流的参考值; δ 和 m 为调制信号。本文选取风机振荡时的瞬时转速与稳态时的额定转速之差 $\Delta\omega$ 作为 H_∞ 控制器的输入信号, 经过 H_∞ 控制器得到抑制振荡需要的控制信号 Δu , 将该信号与 u_{dc} 、 u_{ac} 叠加, 通过 PI 控制得到输出电流分量, 并经过脉宽调制 (PWM) 输出。

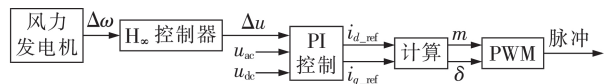


图3 控制器结构图

Fig.3 Structure diagram of controller

3 算例分析

本文在 DIgSILENT/PowerFactory 上建立了大容量风电场经柔直并入主网的仿真系统, 为便于算例分析, 将送端含 80 台风机 (单机容量 $5 \text{ MV} \cdot \text{A}$) 的大容量风电场通过静态等值简化为“1 台风力机+1 台发电机”。为研究受端电网的运行特性, 在受端无穷大电网侧并联 2 台汽轮发电机组 G_1 、 G_2 , 如图 4 所示。送端风电场总容量为 $400 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 额定频率为 50 Hz 。风电场的切入、切出风速分别为 3 m/s 和 25 m/s , 设系统初始状态下风电场风速为 6 m/s 。受端发电机 G_1 直接接入系统, G_2 通过交流线路 l_1 (长度为 1 km) 接入系统, G_1 、 G_2 额定容量均为 $892.40 \text{ MV} \cdot \text{A}$, 有功

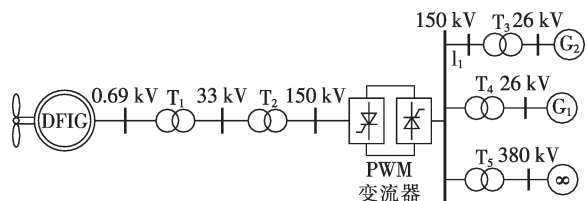


图4 算例系统图

Fig.4 Diagram of case system

功率为 803.16 MW , 无功功率为 388.99 Mvar 。

3.1 模态分析

用特征值分析方法计算得到系统初始状态下的 10 个振荡模式, 如表 1 所示。

表1 系统特征根

Table 1 Eigenvalues of system

模态	特征值	振荡频率 / Hz	阻尼比
1	$-2.31 \pm j21.02$	3.35	0.1093
2	$-0.52 \pm j8.96$	1.43	0.0575
3	$10.08 \pm j211.79$	33.71	-0.0475
4	$-4.13 \pm j0.90$	0.14	0.9787
5	$-1.34 \pm j13.43$	2.14	0.0994
6	$-0.28 \pm j98.11$	15.61	0.0029
7	$-0.39 \pm j298.17$	47.46	0.0013
8	$-0.56 \pm j159.57$	25.40	0.0035
9	$-0.14 \pm j200.97$	31.99	0.0007
10	$-0.03 \pm j126.79$	20.18	0.0003

模态 1、3、6—10 容易引发 SSO。其中, 模态 1 (3.35 Hz) 为风电机组轴系的固有振荡频率; 模态 3 (33.71 Hz) 主要受制于风机与柔直输电线路, 风机并网时, 柔直输电线路的 PWM 换流器给风机引入负阻尼引发该模态的 SSO, 由于风机轴系自然扭振频率相对较低, 而直流输电线路对较低的扭振频率更容易产生负阻尼作用, 这进一步加剧了模态 3 的弱阻尼程度^[19-20]。另外, 如果风机内部换流器的参数不合理, 同样可能成为 SSO 的激发源。模态 6—10 对应于轴系各质量块之间的扭振模式, 振荡频率分别为 15.61 、 47.46 、 25.40 、 31.99 、 20.18 Hz , 与发电机轴系自然扭振频率相对应。

模态 2、4、5 为其他振荡模式。其中, 模态 2 (1.43 Hz) 是由感应发电机中磁通量引起的振荡; 模态 4 (0.14 Hz) 是由柔直输电线路主导的振荡模式, 属于低频振荡; 模态 5 (2.14 Hz) 对应于将整个轴系作为一个刚体时, 发电机整体轴系相对于电力系统的振荡模式, 属于低频振荡。

3.2 SSO 影响因素分析

3.2.1 风电控制系统参数对 SSO 的影响

初始状态下风电场转子侧有功、无功内环积分系数取 0.0128 , 内环比例系数取 0.0496 , 外环比例系数取 4 , 外环积分系数取 0.1000 , 将这 4 个参数放大 10 倍, 进行振荡影响分析。增大风机控制系统参数对 SSO 的影响见附录中表 A1。其中, 增大有功、无功内环积分, 振荡减缓; 增大有功、无功内环比例, 振荡加剧; 增大有功、无功外环比例和积分, 无明显变化。另外, 增大这 4 组参数对受端都无明显影响。

3.2.2 系统运行工况对 SSO 的影响

在系统初始状态的基础上, 分别从风电场风速、受端发电机出力、受端交流线路 l_1 的长度这 3 个方面改变系统运行工况, 对 SSO 的影响见附录中表 A2。

(1)送端风电场风速变化对SSO的影响。

将初始风速增大到12 m/s,系统其余运行状态保持不变。送端与初始运行状态相比,振荡频率略微增加,但阻尼比增大,振荡衰减速度加快;受端频率无改变,阻尼比无明显变化。

(2)受端发电机 G_1 、 G_2 出力变化对SSO的影响。

将受端发电机 G_1 、 G_2 出力均降低为初始状态的70%,系统其他运行状态保持不变。送端与初始运行状态相比无明显变化;受端与初始运行状态相比振荡频率无变化,但阻尼比明显减小,稳定性降低。

(3)受端交流线路 l_1 的长度对SSO的影响。

将受端交流线路 l_1 的长度由初始状态的1 km增大到10 km,系统其他运行状态保持不变。送端与初始状态相比无明显变化;受端与初始状态相比振荡模式无改变,模态8和9的阻尼比有些许增大。

3.3 SSO抑制

由3.1节分析可知,系统送端的SSO较受端严重,利用本文第2节所提基于 H_∞ 鲁棒控制理论的SSO抑制方法,在送端风电场处设置STATCOM。根据2.2节理论,本文将 $W_s(s)$ 设置为高通滤波器,以计及模型参数的不确定性;将 $W_r(s)$ 设置为低通滤波器,以计及扰动的不确定性,确保低通和高通滤波器的截止频率不交叉;设置 $W_R(s)$ 为较小的常数。 H_∞ 控制器的设计应使闭环系统具有一定的鲁棒性和抗干扰能力,设 $\gamma=1$,则 $\|T_{zw}(s)\|_\infty \leq 1$ 。选取:

$$W_s(s) = \frac{s(s+125)}{3s+2} \quad (39)$$

$$W_r(s) = \frac{12}{s+0.45} \quad (40)$$

$$W_R(s) = 1 \quad (41)$$

按照上述方法选取加权函数后,选取并优化 $K(s)$,使得 $\|T_{zw}(s)\|_\infty$ 最小,则有:

$$K(s) = (-7.08 \times 10^8 s^7 - 2.3 \times 10^{10} s^6 - 6.25 \times 10^{13} s^5 - 1.36 \times 10^{16} s^4 - 5.23 \times 10^{19} s^3 - 1.82 \times 10^{22} s^2 + 2.5 \times 10^{24} s + 4.2 \times 10^{24}) / (s^8 + 1.002 \times 10^8 s^7 + 1.21 \times 10^9 s^6 + 4.84 \times 10^{11} s^5 + 2.36 \times 10^{14} s^4 + 1.23 \times 10^{16} s^3 + 2 \times 10^{19} s^2 + 2 \times 10^{21} s + 3.2 \times 10^{21}) \quad (42)$$

为验证所提方法的有效性,当风速为3~25 m/s时,将经典PID和基于 H_∞ 鲁棒控制理论的STATCOM对SSO的抑制效果进行比较,结果如图5、6所示(图中轴系扭矩为标么值),可得如下结论。

(1)没有采用抑制措施时,系统送端风电场、受端机组轴系均发生了明显的SSO,尤其是送端,风速越低则振荡越严重。

(2)采用经典的PID控制器抑制SSO时(参数在风场风速 $v=10$ m/s下优化得到),系统送端的振

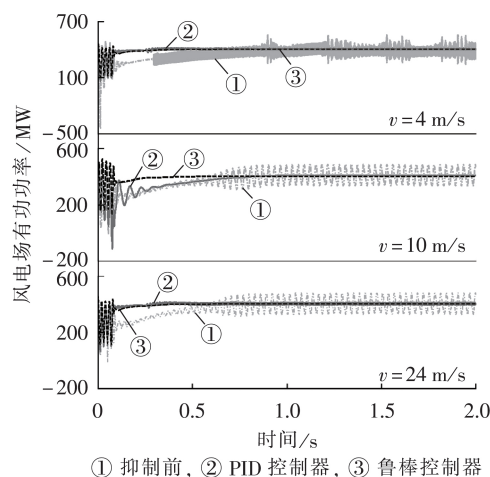


图5 风速分别为4、10和24 m/s下风电场有功功率SSO抑制图

Fig.5 Suppression diagrams of active power SSO in wind farms with wind speeds of 4, 10 and 24 m/s

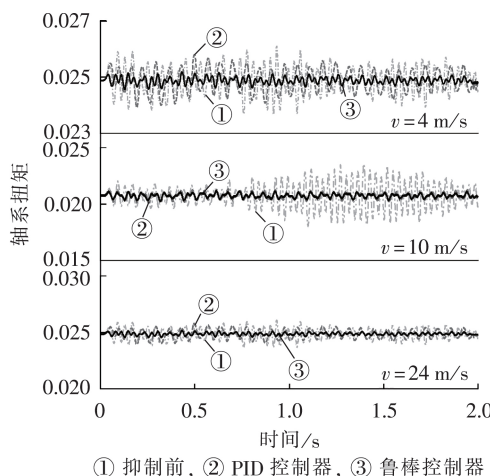


图6 风速分别为4、10和24 m/s下受端发电机轴系扭矩SSO抑制图

Fig.6 Suppression diagram of shaft torque SSO at receiving end generator system with wind speeds of 4, 10 and 24 m/s

荡得到了抑制,且受端的振荡也有被抑制的趋势,可见控制器加在送端处有利于系统的稳定。当 $v=10$ m/s时,系统送端振荡得到很好的抑制,但是当 $v=4$ m/s和 $v=24$ m/s时,振荡抑制效果没有 $v=10$ m/s时的效果好。可见,当风速过大或过小时,PID控制器对SSO的抑制效果变差。

(3)3种风速下鲁棒控制器均能使送端SSO很快衰减至平稳,对受端的抑制效果也好于PID控制器。当 $v=10$ m/s时,鲁棒控制器可抑制送、受端振荡,且其对送端振荡抑制的响应速度比PID控制器快了约500 ms,振荡衰减程度快了约300 ms。当 $v=4$ m/s和 $v=24$ m/s时,鲁棒控制器能很好地同时对送、受端的SSO进行有效抑制。

综上,鲁棒控制器能够更好地抑制系统送、受端振荡,对风速变化的适应性也更强,无论风速为何值,鲁棒控制器在响应速度、振荡衰减程度和对送、受端的影响方面都有较好的效果,能更加有效地应对系统不确定因素的影响。

4 结论

本文围绕大容量风电柔直送出、受端含常规机组的系统研究送/受端SSO的产生机理及抑制方法,得到如下结论。

(1)送/受端均有SSO振荡现象产生。送端振荡受制于风机与柔直输电线路,受端振荡来源于发电机轴系各质量块之间的扭振。

(2)增大风电场转子侧有功、无功内环积分,减小内环比例,增大送端风电场风速和增大受端2台发电机出力有利于系统的稳定;增大受端交流线路 l_1 的长度,送端稳定性无明显变化,但受端阻尼比有些许增大,系统稳定性有些许提升。

(3)本文所设计的鲁棒控制器对风速变化的适应性强,在响应速度、振荡衰减程度和对送、受端的影响都有较好的效果,能更加有效地应对系统不确定因素的影响。

本文研究过程中对风电场进行了较为粗略的等值,没有研究风场内部机组之间的相互作用及控制。同时,风电场的控制模式和运行状况设置较为单一,需要进一步研究实际工况对系统振荡特性的影响。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 肖湘宁,罗超,廖坤玉. 新能源电力系统次同步振荡问题研究综述[J]. 电工技术学报,2017,32(6):85-97.
XIAO Xiangning, LUO Chao, LIAO Kunyu. Review of the research on sub-synchronous oscillation issues in electric power system with renewable energy sources[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(6): 85-97.
- [2] 谢小荣,王路平,贺静波,等. 电力系统次同步谐振/振荡的形态分析[J]. 电网技术,2017,41(4):1043-1049.
XIE Xiaorong, WANG Luping, HE Jingbo, et al. Analysis of sub-synchronous resonance/oscillation types in power systems[J]. Power System Technology, 2017, 41(4): 1043-1049.
- [3] 刘超,蒋东翔,谢小荣,等. 次同步振荡引起的发电机组轴系疲劳损伤[J]. 电力系统自动化,2010,34(15):19-22.
LIU Chao, JIANG Dongxiang, XIE Xiaorong, et al. Fatigue damage of turbine generator shafting caused by sub-synchronous oscillation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(15): 19-22.
- [4] 高本锋,姚磊. 模糊自抗扰附加阻尼控制抑制光火打捆经串补送出的次同步振荡[J]. 电力自动化设备,2018,38(7):121-127.
GAO Benfeng, YAO Lei. Supplementary damping control of SSO based on fuzzy active disturbance rejection control for photovoltaic-thermal-bundled system by series compensation[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(7): 121-127.
- [5] 徐坤,赵成勇,高本锋. VSC-HVDC的次同步阻尼特性研究[J]. 电力系统保护与控制,2012,40(2):1-5.
XU Kun, ZHAO Chengyong, GAO Benfeng. Study on sub-synchronous damping characteristic of VSC-HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2012, 40(2): 1-5.
- [6] 杨金刚,袁志昌,李顺昕,等. 经柔性直流输电并网的大型风电场频率控制策略[J]. 电力自动化设备,2019,39(6):109-114.
YANG Jingang, YUAN Zhichang, LI Shunxin, et al. Frequency control strategy for large-scale wind farm grid-connection through VSC-HVDC[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(6): 109-114.
- [7] 董晓亮,谢小荣,杨煜,等. 双馈风机串补输电系统次同步谐振影响因素及稳定区域分析[J]. 电网技术,2015,39(1):189-193.
DONG Xiaoliang, XIE Xiaorong, YANG Yu, et al. Impacting factors and stable area analysis of sub-synchronous resonance in DFIG based wind farms connected to series-compensated power system[J]. Power System Technology, 2015, 39(1): 189-193.
- [8] 栗然,卢云,刘会兰,等. 双馈风电场经串补并网引起次同步振荡机理分析[J]. 电网技术,2013,37(11):3073-3079.
LI Ran, LU Yun, LIU Huilan, et al. Mechanism analysis on sub-synchronous oscillation caused by grid-integration of doubly fed wind power generation system via series compensation[J]. Power System Technology, 2013, 37(11): 3073-3079.
- [9] 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.
- [10] 李辉,陈耀君,赵斌,等. 双馈风电场控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.
LI Hui, CHEN Yaojun, ZHAO Bin, et al. Analysis and control strategies for depressing system sub-synchronous oscillation of DFIG-based wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(7): 1613-1620.
- [11] 陈宝平,林涛,陈汝斯,等. 直驱风电场经VSC-HVDC并网系统的多频段振荡特性分析[J]. 电工技术学报,2018,33(增刊1):176-184.
CHEN Baoping, LIN Tao, CHEN Rusi, et al. Characteristics of multi-band oscillation for direct drive wind farm interfaced with VSC-HVDC system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2018, 33(Supplement 1): 176-184.
- [12] 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 sub-synchronous oscillation caused by HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2003, 23(10): 6-10.
- [13] 孙焜,姚伟,文劲宇. 双馈风电场经柔直并网系统次同步振荡机理及特性分析[J]. 中国电机工程学报,2018,38(22):6520-6533.
SUN Kun, YAO Wei, WEN Jinyu. Mechanism and characteristics analysis of sub-synchronous oscillation caused by DFIG-based wind farm integrated into grid through VSC-HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(22): 6520-6533.
- [14] 边晓燕,丁场,买坤,等. 海上风电场经VSC-HVDC并网的次同步振荡与抑制[J]. 电力系统自动化,2018,42(17):25-39.
BIAN Xiaoyan, DING Yang, MAI Kun, et al. Sub-synchronous oscillation caused by grid-connection of offshore wind farm through VSC-HVDC and its mitigation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(17): 25-39.

- [15] 马静,高翔,李益楠,等.考虑风速随机特征的多工况电力系统稳定性分析[J].电力自动化设备,2016,36(8):30-36.
MA Jing,GAO Xiang,LI Yinan,et al. Stability analysis considering time-varying wind speed for power system with multiple operating conditions[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(8):30-36.
- [16] 杨湘.含双馈风电场的电力系统次同步振荡研究[D].南京:东南大学,2016.
YANG Xiang. Research on sub-synchronous oscillation in power system with DFIG-based wind farms[D]. Nanjing:South-east University,2016.
- [17] 马燕峰,刘会强,俞人楠.风电场中STATCOM抑制系统功率振荡[J].电力自动化设备,2018,38(2):67-73.
MA Yanfeng,LIU Huiqiang,YU Rennan. Power oscillation suppression based on STATCOM in wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(2):67-73.
- [18] 高本峰,李忍,杨大业,等.双馈风电机组次同步振荡阻尼特性与抑制策略[J].电力自动化设备,2015,35(12):11-20.
GAO Benfeng,LI Ren,YANG Daye,et al. Damping characteristics and countermeasure of DFIG sub-synchronous oscillation[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(12):11-20.
- [19] 黄北军.高压直流输电系统的次同步振荡分析与控制[D].

成都:西南交通大学,2008.

HUANG Beijun. Analysis and control of sub-synchronous oscillation in high voltage direct current transmission system [D]. Chengdu:Southwest Jiaotong University,2008.

- [20] 宋少帅.双馈风力发电机次同步轴系扭振作用研究[D].北京:华北电力大学,2015.

SONG Shaoshuai. Sub-synchronous oscillation torsional interaction mechanism analysis of doubly-fed with generator[D]. Beijing:North China Electric Power University,2015.

作者简介:



周彦彤

周彦彤(1994—),女,江苏盐城人,硕士研究生,研究方向为风电并网引发次同步振荡(E-mail:171275008@qq.com);

郝丽丽(1979—),女,河北昌黎人,副教授,博士,通信作者,研究方向为电力系统安全稳定分析与控制(E-mail:lili_hao@163.com);

王昊昊(1979—),男,江苏响水人,高级工程师,博士,研究方向为电力系统安全稳定分析与控制(E-mail:wanghaohao@sgepri.sgcc.com.cn)。

(编辑 李莉)

Analysis and suppression of SSO at sending/receiving end in VSC-HVDC system connected large-capacity wind farms

ZHOU Yantong¹,HAO Lili¹,WANG Haohao²,LI Wei²,XU Jianbing²,ZHANG Yushuo¹,CHEN Congshuang¹

(1. College of Electrical Engineering and Control Science,Nanjing Tech University,Nanjing 211816,China;

2. NARI Group Corporation / State Key Laboratory of Smart Grid Protection and Control,Nanjing 211106,China)

Abstract: The wind power penetration rate in power system is increasing. SSO (Sub-Synchronous Oscillation) at sending / receiving end in the system is affected by the parameters of wind power control system, the wind speed of wind farm at sending end, the output of generator and the length of AC line at receiving end. In order to suppress the uncertainty of wind power output to reduce the possibility of SSO at sending / receiving end caused by the above factors, a test system model with large-capacity wind farms connected to grid by VSC-HVDC (Voltage Source Converter based High Voltage Direct Current) at sending end and conventional units integrated into receiving end is established. Based on the eigenvalue analysis method, the oscillation mechanism of both the sending and receiving ends of the system is analyzed, and the causes and influences of SSO are analyzed. At last, a robust controller of STATCOM (STATic synchronous COMPensator) based on H_∞ theory is established to suppress SSO, and the test system is built with DiGSILENT / PowerFactory. Simulative results verify that the designed controller has good suppression effect on the SSO at both the sending and receiving ends of the system under different wind speeds.

Key words: wind farms; VSC-HVDC; SSO; eigenvalue analysis; STATCOM; H_∞ control; robust control

附录

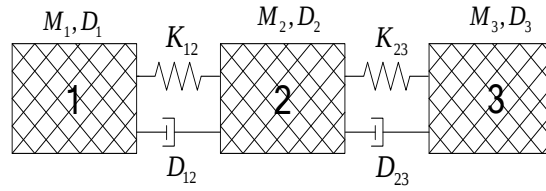


图 A1 风电机三质量块模型

Fig.A1 Three-mass shaft model of wind turbine

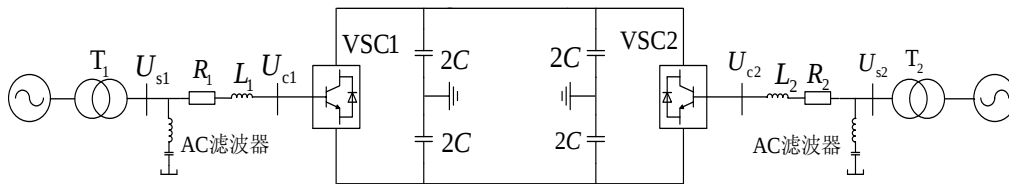


图 A2 VSC-HVDC 系统结构图

Fig.A2 Structure diagram of VSC-HVDC system

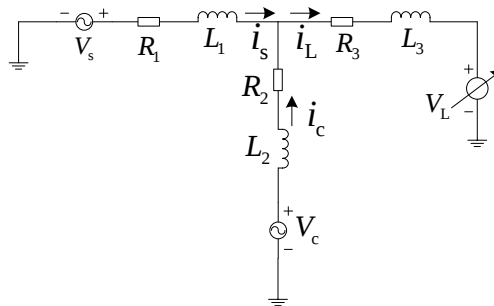


图 A3 STATCOM 等效电路图

Fig.A3 Equivalent circuit of STATCOM

表 A1 增大风机控制系统参数对 SSO 的影响

Table A1 Influence of increasing parameters of wind farm control system on SSO

影响因素	对送端系统影响	对受端系统影响
P、Q 内环积分	振荡减缓	
P、Q 内环比例	振荡加剧	
P、Q 外环比例	无明显变化	对受端系统轴系扭矩无影响
P、Q 外环积分	无明显变化	

表 A2 系统运行工况对 SSO 的影响

Table A2 Influence of system operation condition on SSO

模态 序号	振荡频率/Hz				阻尼比			
	初始状态	风速增大 到 12 m/s	受端发电机 G ₁ 、G ₂ 出力 降低为 70%	受端交流 母线 I ₁ 增大 到 10 km	初始状态	风速增大 到 12 m/s	受端发电机 G ₁ 、G ₂ 出力 降低为 70%	受端交流 母线 I ₁ 增大 到 10 km
1	3.35	3.34	3.35	3.34	0.109 3	0.111 2	0.109 2	0.109 3
3	33.71	37.86	33.71	33.71	-0.047 5	0.010 2	-0.047 5	-0.047 5
6	15.61	15.61	15.61	15.61	0.002 9	0.002 9	0.001 7	0.002 9
7	47.46	47.46	47.46	47.46	0.001 3	0.001 3	0.000 6	0.001 3
8	25.40	25.40	25.40	25.40	0.003 5	0.003 5	0.001 1	0.003 6
9	31.99	31.96	31.99	31.98	0.000 7	0.000 6	0.000 5	0.000 8
10	20.18	20.18	20.18	20.18	0.000 3	0.000 3	0.000 1	0.000 3