

4-16-2021

Theory of subsynchronous oscillation for the wind farm connected system with the VSCHVDC and RLC branch

Xunwen SU

Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China ; School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China

Yuming PEI

School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China

Hanqing CUI

School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China

Dongni ZHANG

School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China

Xianzhong XU

School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China

Follow this and additional works at: <https://jepst.researchcommons.org/journal>

Recommended Citation

SU, Xunwen; PEI, Yuming; CUI, Hanqing; ZHANG, Dongni; and XU, Xianzhong (2021) "Theory of subsynchronous oscillation for the wind farm connected system with the VSCHVDC and RLC branch," *Journal of Electric Power Science and Technology*. Vol. 36: Iss. 1, Article 18.

DOI: 10.19781/j.issn.16739140.2021.01.018

Available at: <https://jepst.researchcommons.org/journal/vol36/iss1/18>

This Article is brought to you for free and open access by Journal of Electric Power Science and Technology. It has been accepted for inclusion in Journal of Electric Power Science and Technology by an authorized editor of Journal of Electric Power Science and Technology.

含串补输电和 VSC-HVDC 输电的风电场 并网系统次同步振荡机理研究

苏勋文^{1,2}, 裴禹铭², 崔含晴², 张冬妮², 徐宪忠²

(1. 东北电力大学现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室, 吉林 吉林 132012;
2. 黑龙江科技大学电气与控制工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150022)

摘要:针对交一直互联系统的次同步振荡问题, 利用复转矩系数法研究含串联电容线路的风电场经 VSC-HVDC 系统并网的次同步振荡机理。首先, 利用小信号模型推导了转速变化对发电机电磁转矩的变化量; 然后基于直流输电的控制参数、控制策略、直流线路长度等方面来研究系统次同步振荡影响因素, 利用测试信号法得到系统阻尼特性; 最后, 利用 PSCAD/EMTDC 仿真软件进行时域仿真验证。研究表明, 比例系数越大, 时间常数越小, 系统越容易发生次同步振荡; 在抵御系统次同步振荡能力方面, 直流输电送端采用定交流电压控制方式要强于定无功功率控制方式; 直流线路越长, 为系统提供正阻尼越大, 直流电压波动越小。

关键词: VSC-HVDC 系统; 小信号模型; 测试信号法; 次同步振荡; 阻尼特性

DOI:10.19781/j.issn.1673-9140.2021.01.018 中图分类号: TM744 文章编号: 1673-9140(2021)01-0160-09

Theory of sub-synchronous oscillation for the wind farm connected system with the VSC-HVDC and RLC branch

SU Xunwen^{1,2}, PEI Yuming², CUI Hanqing², ZHANG Dongni², XU Xianzhong²

(1. Key Laboratory of Modern Power System Simulation and Control & Renewable Energy Technology, Ministry of Education, Northeast Electric Power University, Jilin 132012, China; 2. School of Electrical and Control Engineering, Heilongjiang University of Science and Technology, Harbin 150022, China)

Abstract: To deal with the sub-synchronous oscillation in the AC-DC interconnecting system, the complex torque coefficient analysis based on the damping characteristic is utilized to investigate the mechanism of the Sub-synchronous Oscillation in this paper. Firstly, a small signal model is built to derive the relationship between the variation of angular speed and the electromagnetic torque. Then, the impacts of the PI control parameters, VSC control strategy and DC line length on the oscillations are investigated, and the testing signal methodology is utilized to obtain the system damping characteristics. Finally, the analytical results are verified by the simulations performed in PSCAD/EMTDC. It can be concluded that SSOs are much easier to be triggered when the high proportional coefficient and low time constant are employed. The AC voltage control strategy at the sending end of VSC has the better SSO damping performance than the reactive power control strategy. Moreover, the damping performance could be improved by long DC

收稿日期: 2020-05-31; 修回日期: 2020-09-29

基金项目: 国家自然科学基金(51677057); 博士后研究人员落户黑龙江科研启动项目(LBH-Q15125); 现代电力系统仿真控制与绿色电能新技术教育部重点实验室项目(MPSS2019-05)

通信作者: 苏勋文(1976-), 男, 博士后, 副教授, 从事风电场等值建模、风电场次同步振荡分析研究; E-mail: suxunwen@163.com

transmission lines, which mitigates the DC voltage fluctuation in the HVDC system.

Key words: VSC-HVDC system; small signal model; testing signal methodology; SSO; damping characteristic

为提高新能源的输送容量以及系统的稳定性,针对大规模风电接入电网,尤其对于远距离电能传输系统,通常采用串联电容补偿技术和高压直流输电(high voltage direct current, HVDC)技术^[1-2]。而不恰当的系统参数以及控制策略配置极易引发系统次同步振荡(sub-synchronous oscillation, SSO),SSO 成为了威胁风电并网运行系统稳定性的重要因素^[3-5]。

串补引发的风电场 SSO 机理可以分为系统参数不匹配的感应发电机效应和由控制器引起的控制交互作用 2 大类^[6-7]。随着 HVDC 技术的发展,风电场经 HVDC 并网次同步振荡问题开始引起广泛关注。HVDC 不仅可以实现区域互联,还能实现海上风电场与电网远距离互联^[8-9]。文献[9-10]采用特征值法分别对双馈风电场和直驱风电场经 VSC-HVDC 并网出现的次同步振荡现象展开研究,但针对机-网多运行方式以及多变流器情形下此方法极易产生“维数灾”问题。文献[11]针对复转矩系数法进行双馈风电场 SSO 分析的问题,指出复转矩系数法从火电机组推广到风电系统上仍然需要深入研究。文献[12]采用转矩法从电磁转矩角度分析双馈风电场经柔直并网的次同步振荡问题。文献[13]提出一种基于频率特性的交直流系统次同步振荡分析方法,这有利于系统次同步振荡风险初筛。文献[14]利用开环谐振理论,通过分析开环子系统的稳定性,这是一种近似估计,其定量分析还有待进一步研究。综上所述,目前对风电场 SSO 问题的研究仍停留在只在含串补或者含 HVDC 的单一情形下,而没有针对含串补和 HVDC 的交直流互联情形进行探究。此外,特征值法在复杂系统中容易引起“维数灾”问题,扫频法和开环谐振理论可能存在精度不高等问题,复转矩系数法则很好地避免了上述 2 类方法的缺陷。

该文采用复转矩系数法,针对含串联电容补偿线路和 VSC-HVDC 的风电场并网系统进行次同步振荡机理分析。首先,利用小信号模型推导了转速

变化对发电机电磁转矩的变化量。然后,通过改变 HVDC 换流器送端控制参数,控制策略以及直流输电电缆线路长度等因素,得到不同影响因素下的系统阻尼特性曲线。最后,利用 PSCAD 时域仿真曲线验证其有效性。研究表明,串联电容线路和 VSC-HVDC 换流器之间会产生交互作用,这一交互作用会对风电场定子电流产生影响,引起发电机电磁转矩变化,最终影响系统阻尼特性。

1 VSC-HVDC 系统控制策略建模

1.1 系统模型

该文建立待研究系统如图 1 所示,包含双馈风电场、VSC-HVDC、送端等值电网、受端等值电网、RLC 串补线路 5 个部分。双馈电机转子侧变流器 RSC 采用功率控制,电网侧变流器 GSC 采用电压控制。VSC-HVDC 由 2 个工况互补的换流器 VSC 1、VSC 2 组成^[15],VSC 1 和 VSC 2 之间由直流电缆线路连接,受端 VSC 2 与一个 110 kV 等值电网串联。

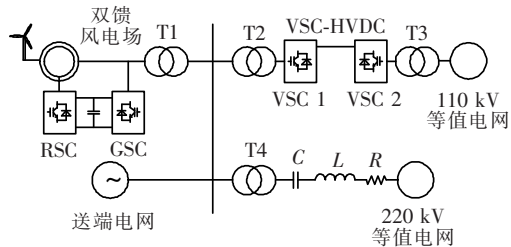


图 1 风电场经 VSC-HVDC 并网系统

Figure 1 Wind farm connected VSC-HVDC system

1.2 VSC-HVDC 控制系统建模

图 2 为 VSC-HVDC 交直流互联部分示意图,换流器 VSC 的导通与关断一般采用 PWM 技术来控制,换流器侧电压 u_c 可表示为

$$u_c = \frac{mU_{dc}}{\sqrt{2}} \angle \theta \quad (1)$$

通过调节换流器 VSC 的调制比 m 和移相角度 θ 即可实现 VSC 的控制。常用的控制策略如图 3 所示。

实际系统中,为了保证直流电压稳定以及有功

功率的稳定输出和交换平衡,一般在 VSC 一侧采用定直流电压控制,而另一侧 VSC 采用定有功功率控制。该文送端采用定 P - Q 控制方式,受端采用定 u_s - U_{dc} 控制方式。

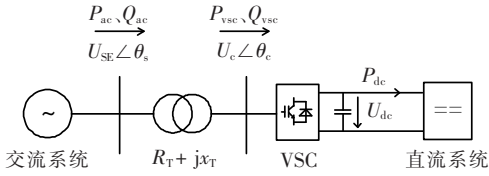


图 2 VSC-HVDC 交直流互联部分

Figure 2 AC-DC connection part on VSC-HVDC

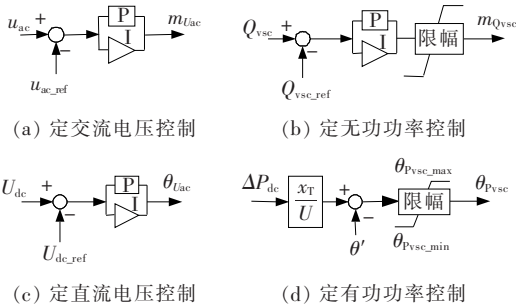


图 3 VSC-HVDC 控制策略

Figure 3 VSC-HVDC control strategies

2 基于 CTC 的次同步振荡机理分析

图 4 所示为待研究系统的小信号模型,假定系统参考方向基于发电机惯例,发电机定转子电流均从机端流出,且 q 轴超前 d 轴 90° 。VSC-HVDC 受端采用定直流电压控制,故受端可等效为一个直流电源^[12]。

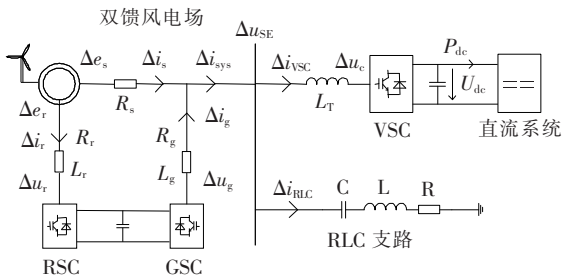


图 4 系统小信号模型

Figure 4 Small-signal model system

图 4 中, R_s 、 L_s 为发电机定子电阻和自感; R_r 、 L_r 为发电转子电阻和自感; L_m 为发电机定转子间互感; R_g 、 L_g 为发电机电网侧换流器 GSC 参数;

R_T 、 L_T 为 HVDC 换流变压器参数; R 、 L 、 C 分别为串补线路参数。

稳态情况下,忽略电阻参数的影响,双馈风机磁链方程如式(3)所示,电压方程如式(4)所示。

$$\begin{cases} \psi_{sd} = -L_s i_{sd} - L_m i_{rd}, \psi_{sq} = -L_s i_{sq} - L_m i_{rq} \\ \psi_{rd} = -L_m i_{sd} - L_r i_{rd}, \psi_{rq} = -L_m i_{sq} - L_r i_{rq} \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} u_{sd} = -\frac{d\psi_{sd}}{dt} - \omega_s \psi_{sq}, u_{sq} = -\frac{d\psi_{sq}}{dt} + \omega_s \psi_{sd} \\ u_{rd} = -\frac{d\psi_{rd}}{dt} - s_n \omega_s \psi_{rq}, u_{rq} = -\frac{d\psi_{rq}}{dt} + s_n \omega_s \psi_{rd} \end{cases} \quad (3)$$

式中 s_n 为转差率; ω_s 为发电机同步转速; ψ_s 、 ψ_r 为定、转子磁链; u_s 、 u_r 、 i_s 、 i_r 为定、转子端电压和电流; 下标 d 、 q 分别表示经过 Park 变换后各变量的 d 轴分量和 q 轴分量。在后续推导中若变量前加上符号 Δ , 则为对应变量的小信号分量; 若变量下标加上符号 0, 则表示对应变量的稳态分量。

对稳态转子转速 ω_{r0} 施加一个微小正弦扰动 $\Delta\omega_r$, 则转子转速 ω_r 为

$$\omega_r = \omega_{r0} + \zeta_r \cos(2\pi k f_h t + \varphi_k) \quad (4)$$

式中 ω_{r0} 为稳态转子转速; ζ_r 为扰动幅值; f_h 为频变步长。转子所转过的角 δ_r 为

$$\delta_r = \int \omega_r dt = \delta_{r0} + \Delta\delta_r \quad (5)$$

将式(3)在稳定工作点处线性化,且 $\cos\Delta\delta_r \approx 1$, $\sin\Delta\delta_r \approx \Delta\delta_r$, 则有

$$\begin{cases} \Delta\psi_{sd} = -L_m i_{rq0} \Delta\delta_r; \Delta\psi_{sq} = L_m i_{rd0} \Delta\delta_r \\ \Delta\psi_{rd} = L_m i_{sq0} \Delta\delta_r; \Delta\psi_{rq} = -L_m i_{sd0} \Delta\delta_r \end{cases} \quad (6)$$

联立式(3)、(6), 经过 Laplace 变换后, 可得

$$\Delta\omega_r = s \Delta\delta_r \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta e_{sd}(s) \\ \Delta e_{sq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sL_m i_{rq0} - \omega_s L_m i_{rd0} \\ -sL_m i_{rd0} - \omega_s L_m i_{rq0} \end{bmatrix} \Delta\delta_r(s) \quad (8)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta e_{rd}(s) \\ \Delta e_{rq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} sL_m i_{sq0} + s_n \omega_s L_m i_{sd0} \\ -sL_m i_{sd0} + s_n \omega_s L_m i_{sq0} \end{bmatrix} \Delta\delta_r(s) \quad (9)$$

$$\text{令 } h_{esd}(s) = sL_m i_{rq0} - \omega_s L_m i_{rd0};$$

$$h_{esq}(s) = -sL_m i_{rd0} - \omega_s L_m i_{rq0};$$

$$h_{erd}(s) = sL_m i_{sq0} + s_n \omega_s L_m i_{sd0};$$

$$h_{erq}(s) = -sL_m i_{sd0} + s_n \omega_s L_m i_{sq0}。$$

图 4 所示系统各节点列写 KCL 方程, 各支路列写 KVL 方程, 有

$$\begin{bmatrix} \Delta e_{rd}(s) \\ \Delta e_{rq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_r + sL_r & -s_n\omega_s L_r \\ s_n\omega_s L_r & R_r + sL_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{rd}(s) \\ \Delta i_{rq}(s) \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta e_{sd}(s) \\ \Delta e_{sq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & \\ & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{sd}(s) \\ \Delta i_{sq}(s) \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{gd}(s) \\ \Delta u_{gq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_g + sL_g & -\omega_s L_g \\ \omega_s L_g & R_g + sL_g \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{gd}(s) \\ \Delta i_{gq}(s) \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{SEd}(s) \\ \Delta u_{SEq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_T + sL_T & -\omega_s L_T \\ \omega_s L_T & R_T + sL_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{VSCd}(s) \\ \Delta i_{VSCq}(s) \end{bmatrix} \quad (13)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{SEd}(s) \\ \Delta u_{SEq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R + sL + \frac{1}{s^2 + 1} \frac{1}{sC} & -\omega_s L + \frac{1}{\omega_s C} \\ \omega_s L - \frac{1}{\omega_s C} & R + sL + \frac{1}{s^2 + 1} \frac{1}{sC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{RLCd}(s) \\ \Delta i_{RLCq}(s) \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{sysd}(s) \\ \Delta i_{sysq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta i_{sd}(s) \\ \Delta i_{sq}(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta i_{gd}(s) \\ \Delta i_{gq}(s) \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{sysd}(s) \\ \Delta i_{sysq}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta i_{VSCd}(s) \\ \Delta i_{VSCq}(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta i_{RLCd}(s) \\ \Delta i_{RLCq}(s) \end{bmatrix} \quad (16)$$

式中 e_s, e_r 为发电机定、转子 dq 轴电动势; u_c, i_{VSC} 分别表示 HVDC 换流器端电压和换流器交流侧电流; i_{RLC} 为串补线路电流。

双馈风机变流器采用双闭环控制策略,由于外环时间常数远大于内环时间常数,故忽略外环 PI 参数引起的稳定性影响^[16]。GSC 和 RSC 内环均采用电流解耦控制,变流器端伏安关系分别为

$$\begin{cases} \Delta u_{gd} = -(k_{pigd} + (sT_{iigd})^{-1}) \Delta i_{gd} - \omega_s L_g \Delta i_{gq} \\ \Delta u_{gq} = -(k_{pigq} + (sT_{iigq})^{-1}) \Delta i_{gq} + \omega_s L_g \Delta i_{gd} \end{cases} \quad (17)$$

$$\begin{cases} \Delta u_{rd} = -(k_{pird} + (sT_{iird})^{-1}) \Delta i_{rd} \\ \Delta u_{rq} = -(k_{pirq} + (sT_{iirq})^{-1}) \Delta i_{rq} \end{cases} \quad (18)$$

式中 $k_{pir}, T_{iir}, k_{pig}, T_{iig}$ 分别为 RSC 和 GSC 的电流内环的比例参数和时间常数。

VSC-HVDC 的控制策略如图 3(b)、(d)所示,考虑无功功率增量变化

$$\Delta Q_{VSC} = \frac{3}{2} (\Delta u_{SEd} i_{VSCq0} + \Delta i_{VSCq} u_{SEd0})$$

略去二阶微元项,可得

$$\begin{cases} \Delta u_{cd} = \frac{3U_{dc} \cos\theta'}{2\sqrt{2}} PI_{Q_{VSC}} (\Delta u_{SEd} i_{VSCq0} + \Delta i_{VSCq} u_{SEd0}) \\ \Delta u_{cq} = \frac{3U_{dc} \sin\theta'}{2\sqrt{2}} PI_{Q_{VSC}} (\Delta u_{SEd} i_{VSCq0} + \Delta i_{VSCq} u_{SEd0}) \end{cases} \quad (19)$$

式中 $PI_{Q_{VSC}}$ 包含比例参数和时间常数; ΔQ_{VSC} 为送端交流侧无功功率变化量; $\theta' = \theta + P_{dc} x_T (U_{SEd0})^{-1}$, 其中 $P_{dc} x_T (U_{SEd0})^{-1}$ 为有功功率引起的电压横分量。

发电机电磁转矩 T_e 在稳定点处线性化^[17],有

$$\Delta T_e = n_p L_m (\Delta i_{sd} i_{rq0} + \Delta i_{rq} i_{sd0} - \Delta i_{sq} i_{rd0} - \Delta i_{rd} i_{sq0}) \quad (20)$$

联立式(9)~(10)、(18),消去中间变量得到转子电流 Δi_r 随角速度变化关系 $H_{ir}(s)$;联立式(11)~(17)、(19),消去中间变量得到定子电流 Δi_s 随角速度变化关系 $H_{is}(s)$,即得

$$H(s) = \frac{\Delta T_e}{\Delta \omega_r} = n_p L_m [i_{rq0} H_{isd}(s) + \Delta i_{rq} i_{sd0} H_{irq}(s) - i_{rd0} H_{isq}(s) - i_{sq0} H_{ird}(s)] \quad (21)$$

令 $s = j\omega = j2\pi f$,将其代入公式(24),有

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta \omega_r} = H(j2\pi f) = \text{Re}H(f) + j\text{Im}H(f) \quad (22)$$

$\text{Re}H(f)$ 即为系统电气阻尼系数 D_e ,且当 D_e 为 0 时,系统呈现不稳定趋势^[18,19]。电气阻尼系数 D_e 受 PI 参数、控制策略、线路长度等多种因素影响。

由于实际系统庞大,节点众多,往往很难利用解析法求得这一传递函数,故时域下通常采用基于频率响应和模态辨识理论的测试信号法来获取系统的阻尼特性^[18]。文献[19]给出了基于时域条件的复转矩系数法—测试信号法的具体实现方法,并建议扰动幅值取 0.05 p. u.。

3 算例分析

在 PSCAD 中搭建图 1 所示系统,双馈风机容量为 5 MW,风速 12 m/s,运行在同步工况下。利用文献[19]所提供的方法在时域条件下从 HVDC 换流器参数、控制策略以及直流线路长度等方面分析了含串补输电和 VSC-HVDC 输电的双馈风电场并网系统次同步振荡机理。

$$H_{isd}(s) = -\frac{(b_{12}|Z_v| + v_{12}|Z_b|)h_{esq}(s)}{s|Z_b||Z_v|} + \frac{(b_{11}|Z_v| + v_{22}|Z_b| - |Z_b||Z_v|(PI_{igd} + sL_g)^{-1})h_{esd}(s)}{s|Z_b||Z_v|}$$

$$H_{isq}(s) = \frac{(b_{12}|Z_v| - v_{21}|Z_b|)h_{esd}(s)}{s|Z_b||Z_v|} + \frac{(b_{11}|Z_v| + v_{11}|Z_b| - |Z_b||Z_v|(PI_{iqg} + sL_g)^{-1})h_{esq}(s)}{s|Z_b||Z_v|}$$

其中 $b_{11} = sL + \frac{1}{s^2 + 1} \frac{1}{sC}$, $b_{12} = \omega_s L - \frac{1}{\omega_s C}$

$$|Z_b| = b_{11}^2 + b_{22}^2, |Z_v| = v_{11}v_{22} - v_{12}v_{21}$$

$$v_{11} = \frac{sL_T}{1 - k_d i_{VSCq0}}, v_{12} = \frac{-\omega_s L_T + k_d u_{SEd0}}{1 - k_d i_{VSCq0}}$$

$$v_{21} = \frac{(sk_q - \omega_s k_d)L_T i_{VSCq0}}{1 - k_d i_{VSCq0}} + \frac{\omega_s L_T}{1 - k_d i_{VSCq0}}$$

$$v_{22} = -\frac{(sk_d + \omega_s k_q)L_T i_{VSCq0}}{1 - k_d i_{VSCq0}} + \frac{sL_T + k_q u_{SEd0}}{1 - k_d i_{VSCq0}}$$

$$k_d = \frac{3U_{dc} \cos\theta'}{2\sqrt{2}} PI_{Qvsc}, k_q = \frac{3U_{dc} \sin\theta'}{2\sqrt{2}} PI_{Qvsc}$$

串补线路与 VSC-HVDC 换流器之间会产生交互作用影响发电机定子侧电流变化量随转速的变化

3.1 HVDC 换流器控制参数影响

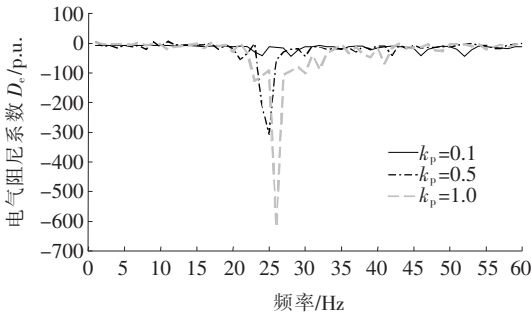
忽略系统电阻分量,仅考虑 HVDC 换流器比例系数 k_{pQvsc} 和时间常数 T_{iQvsc} 的影响,得到发电机定、转子 dq 轴电流变化量随转子转速小扰动变化的传递函数分别为

$$H_{ird}(s) = \frac{(sL_r - PI_{irq})h_{erd}(s) + s_n \omega_s L_r h_{erq}(s)}{s(sL_r - PI_{ird})(sL_r - PI_{irq}) + ss_n^2 \omega_s^2 L_r^2}$$

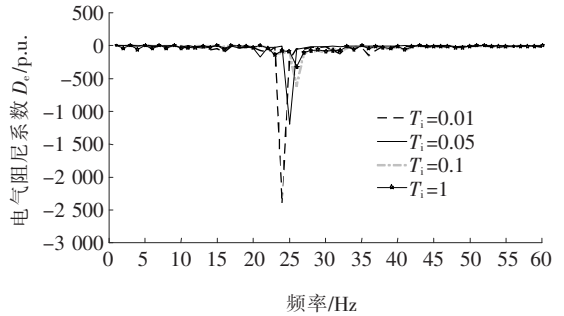
$$H_{irq}(s) = \frac{s_n \omega_s L_r h_{erd}(s) + (sL_r - PI_{ird})h_{erq}(s)}{s(sL_r - PI_{ird})(sL_r - PI_{irq}) + ss_n^2 \omega_s^2 L_r^2}$$

关系,而转子侧电流变化量不受此影响。因此,在后续研究中,仅讨论定子电流变化量随转速变化关系 $H_{isd}(s)$ 、 $H_{isq}(s)$,而转子电流变化量随转速变化关系 $H_{ird}(s)$ 、 $H_{irq}(s)$ 在该文所研究的几种情况下保持不变。

调节各控制参数,系统阻尼特性如图 5 所示,系统振荡频率处于 24~26 Hz 之间,该区间内电气阻尼系数 D_e 出现突变,系统呈现负阻尼特性。增大比例系数 k_{pQvsc} ,阻尼特性尖点向负半轴方向移动;而逐渐增大时间常数 T_{iQvsc} ,阻尼特性逐渐向正半轴方向移动。综上, k_{pQvsc} 越高、 T_{iQvsc} 越低,系统越不稳定。



(a) 比例参数 k_p 的影响



(b) 时间常数 T_i 的影响

图 5 控制参数对阻尼特性的影响

Figure 5 Effects of PI controller parameter

3.2 HVDC 控制策略影响

VSC-HVDC 的控制策略有如下 4 种方式:方式 1(定 $P-Q$,定 u_s-U_{dc})、方式 2(定 $P-Q$,定 $Q-U_{dc}$)、方式 3(定 $P-u_s$,定 $Q-U_{dc}$)、方式 4(定 $P-u_s$,定 u_s-U_{dc})。

结合图 3,VSC-HVDC 送端采用定 $P-Q$ 控制

策略下小信号方程,如式(22)所示。若采用定 $P-u_s$ 控制策略时,式(22)可改写为如下形式:

$$\begin{cases} \Delta u_{cd} = \frac{U_{dc}}{\sqrt{2}} \Delta u_{SEd} \left(k_{pU_{avsc}} + \frac{1}{sT_{iU_{avsc}}} \right) \cos\left(\theta + \frac{P_{dc}x_T}{U_{SEd0}}\right) \\ \Delta u_{cq} = \frac{U_{dc}}{\sqrt{2}} \Delta u_{SEq} \left(k_{pU_{avsc}} + \frac{1}{sT_{iU_{avsc}}} \right) \sin\left(\theta + \frac{P_{dc}x_T}{U_{SEd0}}\right) \end{cases}$$

同理可得,送端采用定 $P-u_s$ 控制策略时电磁转矩对转速的传递函数 $H(s)$ 。定子侧和电网侧送端换流器 VSC1 控制策略不同,对变化的变量用

$$H_{isd}(s) = -\frac{(b_{12}|\tilde{Z}_v| + \tilde{v}_{12}|Z_b|)h_{esq}(s)}{s|Z_b||\tilde{Z}_v|} + \frac{(b_{11}|\tilde{Z}_v| + \tilde{v}_{22}|Z_b| - |Z_b||\tilde{Z}_v|(PI_{igd} + sL_g)^{-1})h_{esd}(s)}{s|Z_b||\tilde{Z}_v|}$$

$$H_{isq}(s) = \frac{(b_{12}|\tilde{Z}_v| - \tilde{v}_{21}|Z_b|)h_{esd}(s)}{s|Z_b||\tilde{Z}_v|} + \frac{(b_{11}|\tilde{Z}_v| + \tilde{v}_{11}|Z_b| - |Z_b||\tilde{Z}_v|(PI_{iqg} + sL_g)^{-1})h_{esq}(s)}{s|Z_b||\tilde{Z}_v|}$$

其中

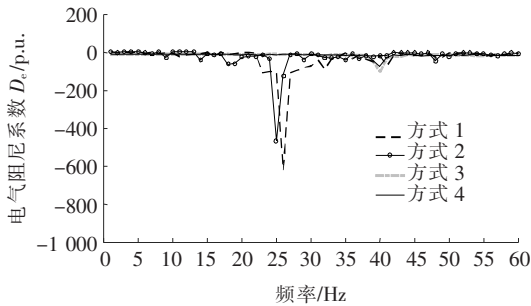
$$\tilde{v}_{11} = \frac{sL_T}{1 - \tilde{k}_d}, \tilde{v}_{12} = \frac{-\omega_s L_T}{1 - \tilde{k}_d}$$

$$\tilde{v}_{21} = \frac{\omega_s L_T}{1 - \tilde{k}_q}, \tilde{v}_{22} = \frac{sL_T}{1 - \tilde{k}_q}$$

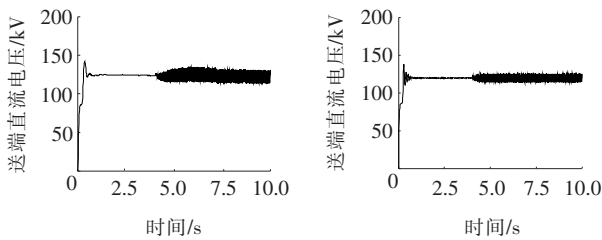
$$|\tilde{Z}_v| = \tilde{v}_{11}\tilde{v}_{22} - \tilde{v}_{12}\tilde{v}_{21}$$

$$\tilde{k}_d = \frac{U_{dc} \cos\theta'}{\sqrt{2}} PI_{uvsc}, \tilde{k}_q = \frac{U_{dc} \sin\theta'}{\sqrt{2}} PI_{uvsc}$$

不同控制策略的系统阻尼特性曲线如图 6(a)所示,

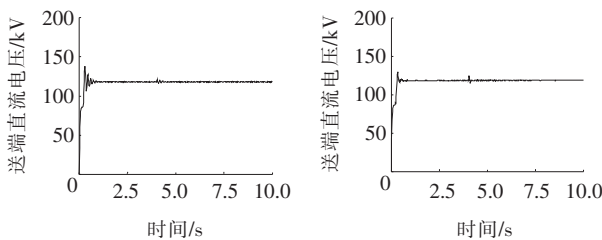


(a) 控制策略对阻尼特性的影响



(b) 方式 1

(c) 方式 2



(d) 方式 3

(e) 方式 4

图 6 控制策略对阻尼特性的影响

Figure 6 Effects of control methods

“~”符号与 3.1 节中对应参数做区别处理,可得定子侧电流变化量随转速扰动的传递函数电流变化量:

当 HVDC 送端采用定 $P-Q$ 控制策略时,系统在 24~26 Hz 区间内呈现较明显的负阻尼特性,而定 $P-u_s$ 控制策略下阻尼特性相对平缓,仅在 40 Hz 附近呈现微小负阻尼。

VSC-HVDC 在定 $P-Q$ 控制策略下,直流电压 U_{dc} 产生了较为明显的持续性波动;而在定 $P-u_s$ 控制策略下,系统发生小幅波动且能快速回到初始运行状态。受端控制策略影响主要体现在系统初期特性,受端采用定 u_s 控制策略时系统能快速进入稳态,定 Q 控制策略下则会经过一段时间的振荡最终进入稳态。因此,送端系统的控制策略是影响系统稳定性的直接因素。

3.3 HVDC 线路长度影响

直流线路采用长度为 l km 单位长度电阻为 r Ω/km 的电缆线路输电,其功率增量方程^[20]为

$$\Delta P_{dc} = \frac{2U_{dc} \Delta U_{dc}}{rl} - \frac{U_{dc}^2 \Delta u_{SEd}}{rl}$$

VSC-HVDC 工作在方式一下,忽略直流电源扰动量。将上述方程代入公式(22),忽略高阶微元项得:

$$\begin{cases} \Delta u_{cd} = \frac{U_{dc}}{\sqrt{2}} PI_{Qvsc} \left(\frac{3}{2} i_{vscq0} \cos\theta' - Q_{vsc} \frac{U_{dc}^2 x_T}{rl} \sin\theta' \right) \\ \Delta u_{SEd} + \left(\frac{3u_{SEd0} U_{dc}}{2\sqrt{2}} PI_{Qvsc} \cos\theta' \right) \Delta i_{vscq} \\ \Delta u_{cq} = \frac{U_{dc}}{\sqrt{2}} PI_{Qvsc} \left(\frac{3}{2} i_{vscq0} \sin\theta' + Q_{vsc} \frac{U_{dc}^2 x_T}{rl} \cos\theta' \right) \\ \Delta u_{SEd} + \left(\frac{3u_{SEd0} U_{dc}}{2\sqrt{2}} PI_{Qvsc} \sin\theta' \right) \Delta i_{vscq} \end{cases}$$

进而可得传递函数 $H(s)$ 。考虑线路长度影响时定子侧电流变化量随转速扰动的传递函数为

$$H_{isd}(s) = -\frac{(b_{12}|\bar{Z}_v| + \bar{v}_{12}|Z_b|)h_{esq}(s)}{s|Z_b||\bar{Z}_v|} + \frac{(b_{11}|\bar{Z}_v| + \bar{v}_{22}|Z_b| - |Z_b||\bar{Z}_v|(PI_{igd} + sL_g)^{-1})h_{esd}(s)}{s|Z_b||\bar{Z}_v|}$$

$$H_{isq}(s) = \frac{(b_{12}|\bar{Z}_v| - \bar{v}_{21}|Z_b|)h_{esd}(s)}{s|Z_b||\bar{Z}_v|} + \frac{(b_{11}|\bar{Z}_v| + \bar{v}_{11}|Z_b| - |Z_b||\bar{Z}_v|(PI_{igq} + sL_g)^{-1})h_{esq}(s)}{s|Z_b||\bar{Z}_v|}$$

其中

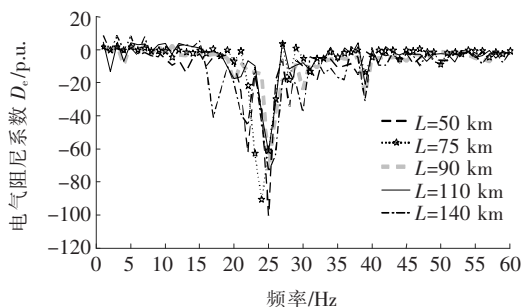
$$\bar{v}_{11} = \frac{sL_T}{1 - k_d i_{VSCq0} + mk_q}, \bar{v}_{12} = \frac{-\omega_s L_T + k_d u_{SEd0}}{1 - k_d i_{VSCq0} + mk_q}$$

$$\bar{v}_{21} = \frac{smk_d L_T + (1 + mk_q)\omega_s L_T + (sk_q - \omega_s k_d)L_T i_{VSCq0}}{1 - k_d i_{VSCq0} + mk_q}$$

$$\bar{v}_{22} = \frac{(1 + mk_q)sL_T - \omega_s mk_d L_T + (k_q + mk_d^2 + mk_q^2)u_{SEd0}}{1 - k_d i_{VSCq0} + mk_q} \frac{(sk_d + \omega_s k_q)L_T i_{VSCq0}}{1 - k_d i_{VSCq0} + mk_q}$$

$$|\bar{Z}_v| = \bar{v}_{11}\bar{v}_{22} - \bar{v}_{12}\bar{v}_{21}, m = Q_{vsc} \frac{U_{dc}^2 x_T}{rl}$$

改变线路长度得到系统阻尼曲线如图 7(a)所示，



(a) 直流线路长度对阻尼特性的影响

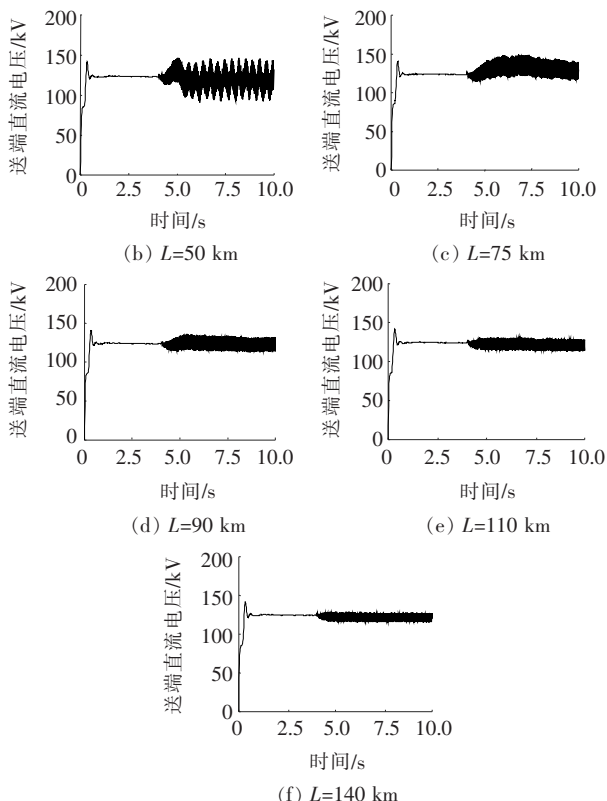


图 7 直流线路长度对阻尼特性的影响

Figure 7 Effects of DC line length

不同长度时 HVDC 送端直流电压时域仿真图如图 7(b)~(f)所示。系统在 2 s 时到达稳态,4 s 时投入 RLC 线路。系统在 24~26 Hz 区间内呈现负阻尼特性,随着线路不断增长,阻尼特性尖点不断向正方向移动。根据图 7(b)~(f)分析,随着线路的不断增长,直流电压波动呈现减弱趋势,但依旧处于波动状态。综上所述,直流线路越长,为系统提供的正阻尼越大,直流电压波动越小。

4 结语

该文从阻尼特性的角度来研究含串补线路的风电场经直流输电并网系统的次同步振荡的机理。在时域仿真条件下,利用测试信号法得到系统的阻尼特性曲线。得到如下结论。

1)串补线路与 HVDC 的交互作用会影响发电机定子电流变化量,进而影响系统阻尼特性。因此,不匹配的系统参数、控制参数以及控制策略可能会诱发系统次同步振荡。

2)VSC-HVDC 控制器参数与线路参数均会对系统阻尼特性产生影响。控制器比例系数 k_p 越高,时间常数 T_i 越小,系统呈现负阻尼特性,容易引发次同步振荡问题。直流线路越长,线路直流电压波动越小,系统引发次同步振荡可能性越低。

3)HVDC 送端采用定交流电压控制策略时直流系统为发电机所提供的正阻尼更大,故抵御系统次同步振荡的能力要强于定无功功率控制策略。

参考文献:

- [1] 叶逢春,张涛,张迪,等.基于数值等效建模的双馈风电场次同步振荡研究[J].电网与清洁能源,2019,35(4):1-7.
YE Fengchun, ZHANG Tao, ZHANG Di, et al. Research on subsynchronous oscillation of DFIG-based wind farm based on numerical equivalent modeling[J]. Power System and Clean Energy, 2019, 35(4): 1-7.
- [2] 方力,潘学萍,鞠平. SVC对双馈风电场次同步振荡影响及抑制策略[J].广东电力,2019,32(3):52-58.
FANG Li, PAN Xueping, JU Ping. Impact of SVC on sub-synchronous oscillation of DFIG-based wind farm and suppression strategy[J]. Guangdong Electric Power, 2019, 32(3): 52-58.
- [3] 齐方方,王海云,王维庆.含风电的VSC-HVDC并网系统暂态特性分析[J].高压电器,2019,55(6):212-217+224.
QI Fangfang, WANG Haiyun, WANG Weiqing. Analysis on transient characteristics of VSC-HVDC grid connected system with wind power[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(6): 212-217+224.
- [4] 薛安成,吴雨,王子哲,等.次同步扰动下的双馈风机系统多频率响应分析[J].电网技术,2018,42(6):1804-1810.
XUE Ancheng, WU Yu, WANG Zizhe, et al. Analysis of frequency response of DFIG system under subsynchronous disturbance[J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 1804-1810.
- [5] 邓王博,王海云,常喜强,等.大规模双馈风电场次同步振荡的成因分析[J].高压电器,2019,55(9):215-221.
DENG Wangbo, WANG Haiyun, CHANG Xiqiang, et al. Cause analysis on subsynchronous oscillation in large-scale doubly-fed wind farm[J]. High Voltage Apparatus, 2019, 55(9): 215-221.
- [6] 董晓亮,田旭,张勇,等.沽源风电场串补输电系统次同步谐振典型事件及影响因素分析[J].高电压技术,2017,43(1):321-328.
DONG Xiaoliang, TIAN Xu, ZHANG Yong, et al. Practical SSR incidence and influencing factor analysis of DFIG-based series-compensated transmission system in Guyuan farms[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(1): 321-328.
- [7] 张健,李天慧,马刚,等.基于智能负载的光伏并网电压和频率稳定方法研究[J].智慧电力,2020,48(10):52-57.
ZHANG Jian, LI Tianhui, MA Gang, et al. Voltage and frequency stabilization method for grid-connected photovoltaic system based on smart load[J]. Smart Power, 2020, 48(10): 52-57.
- [8] SHU Yinbiao, TANG Guangfu, PANG Hui. Study on Yu-e back-to-back VSC-HVDC system[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2020, 6(1): 64-71.
- [9] 边晓燕,丁杨,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. Subsynchronous 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.
- [10] 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(S1):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(S1): 176-184.
- [11] 王一珺,杜文娟,陈晨,等.基于复转矩系数法研究并网双馈风电场引发电力系统次同步振荡问题综述[J].发电技术,2018,39(3):195-203.
WANG Yijun, DU Wenjuan, CHEN Chen, et al. A review of investigations on sub-synchronous oscillation in power system caused by DFIG wind farms based on the complex torque coefficients method[J]. Power Generation Technology, 2018, 39(3): 195-203.
- [12] 宋斯珩,赵书强.基于转矩法的双馈风电场经柔直并网系统次同步振荡分析[J].电网技术,2020,44(2):630-636.
SONG Siheng, ZHAO Shuqiang. Analysis of sub-synchronous oscillation of DFIG-based wind farm integrat-

- ed to grid through VSC-HVDC system based on torque method[J]. *Power System Technology*, 2020, 44(2): 630-636.
- [13] 张海川, 刘天琪, 曾雪洋. 风电场交直流并网系统的储能和柔性直流联合调频控制策略[J]. *电测与仪表*, 2019, 56(24): 13-20.
- ZHANG Haichuan, LIU Tianqi, ZENG Xueyang. Energy storage and VSCHVDC combined frequency regulation control strategy for wind farm AC/DC grid-connected system[J]. *Electrical Measurement & Instrumentation*, 2019, 56(24): 13-20.
- [14] 甄自竞, 杜文娟, 王海风. 近似强模式谐振下高压直流输电系统引起的次同步振荡仿真研究[J]. *中国电机工程学报*, 2019, 39(7): 1976-1985.
- ZHEN Zijing, DU Wenjuan, WANG Haifeng. The simulation study on SSOs caused by the HVDC under the condition of near strong modal resonance[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2019, 39(7): 1976-1985.
- [15] 胡洁, 邹念佐, 杨萌, 等. 基于 Parareal 算法的 VSC-HVDC 电磁暂态计算方法[J]. *电力科学与技术学报*, 2020, 35(2): 107-112.
- HU Jie, ZOU Nianzuo, YANG Meng, et al. Electromagnetic transient calculation method of VSC-HVDC based on Parareal algorithms[J]. *Journal of Electric Power Science and Technology*, 2020, 35(2): 107-112.
- [16] 杨博闻, 占颖, 谢小荣, 等. 双馈风电场接入串补输电系统引发次同步谐振的研究模型[J]. *电力系统保护与控制*, 2020, 48(8): 120-126.
- YANG Bowen, ZHAN Ying, XIE Xiaorong, et al. A study model for subsynchronous resonance in DFIG based wind farms connected to a series-compensated power system[J]. *Power System Protection and Control*, 2020, 48(8): 120-126.
- [17] 徐经民, 徐在德, 童超. 基于模糊下垂控制的 VSC-HVDC 交直流系统潮流计算方法[J]. *电力系统保护与控制*, 2019, 47(20): 50-57.
- XU Jingmin, XU Zaide, TONG Chao. Power flow algorithm for VSC-HVDC AC/DC system based on fuzzy drop control[J]. *Power System Protection and Control*, 2019, 47(20): 50-57.
- [18] 郭抒颖, 韩民晓, 黄永宁, 等. 基于 Prony 辨识的 VSC-HVDC 附加次同步阻尼控制器研究[J]. *电工电能新技术*, 2019, 38(4): 39-46.
- GUO Shuying, HAN Minxiao, HUANG Yongning, et al. VSC-HVDC additional sub-synchronous damping controller design based on Prony identification[J]. *Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy*, 2019, 38(4): 39-46.
- [19] 李佳琪, 文俊, 于世游, 等. HVDC 引发次同步振荡的复转矩系数法分析[J]. *华北电力大学学报: 自然科学版*, 2019, 46(3): 42-49.
- LI Jiaqi, WEN Jun, YU Shiyu, et al. Complex torque coefficient approach to analyzing the HVDC-caused sub-synchronous oscillation[J]. *Journal of North China Electric Power University: Natural Science Edition*, 2019, 46(3): 42-49.
- [20] Song Y J, Breitholtz C. Nyquist stability analysis of an AC-grid connected VSC-HVDC system using a distributed parameter DC-cable model[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2016, 31(2): 898-907.