

柔性直流输电控制与交流系统 次同步交互机理研究

付强, 杜文娟*, 王海风

(新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 北京市 昌平区 102206)

The Mechanism of Sub-synchronous Interactions Between Converter Control of VSC HVDC and Power Systems

FU Qiang, DU Wenjuan*, WANG Haifeng

(State Key Laboratory of Alternate Electric Power Systems with New Energy Resources (North China Electric Power University),
Changping District, Beijing 102206, China)

ABSTRACT: Sub-synchronous control interactions caused by the converter control system of VSC-based HVDC in power systems was studied, and the linearization model of AC/DC hybrid power system, which takes the VSC station as the feedback control loop, was established in this paper. The presented open-loop model theory indicates that the strong sub-synchronization dynamic interaction will happen if the open-loop model of VSC control loop is closed to the open-loop model of AC system. Further, the stability criterion based on the open loop mode theory was proposed, not only can assess the stability margin of the closed-loop system more accurately, but also can predict the model of closed-loop system, it provides an effective computational method for stability evaluation of AC/DC hybrid power system. Finally, the stability criterion was verified by using the modal analysis method and time domain simulation method on the basis of the 3 machines and 9 nodes power system.

KEY WORDS: VSC-based HVDC; sub-synchronous interaction; open-loop modal theory; sub-synchronous oscillation stability mechanism

摘要: 该文针对柔性直流输电控制系统引起的次同步交互进行了研究,建立了直流换流站控制系统作为反馈环节的混联系统线性化模型,分析了与交流系统之间的次同步动态交互过程,揭示了对交流系统次同步振荡的影响机理,提出了适用于分析多机电力系统次同步稳定性的开环模式理论,得出当直流换流站控制子系统的开环模式与交流子系统的开环模式接近时,交直流闭环系统间将可能产生较强的次同步动

态交互而引起交直流混联系统的次同步振荡。进一步地,基于开环模式理论给出了次同步振荡稳定性的判据,不仅能够简单地准确地评估闭环系统的稳定裕量,还能够预测闭环混联系统的次同步振荡模式,为评估柔性直流输电控制系统对次同步振荡的影响提供了有效的方法。最后,以3机9节点电力系统为例,采用模式分析法和时域仿真法验证了上述结论的正确性。

关键词: 柔性直流输电; 次同步交互; 开环模式理论; 次同步振荡稳定性机理

0 引言

近年来,随着可再生能源的大力开发和全球能源互联网的逐步推进^[1-2],柔性直流输电(voltage source converter based HVDC, VSC-HVDC)凭借其控制灵活、能够与弱交流电网互联、不存在换相失败等诸多优势得到了广泛推广^[3-4],成为了构建未来智能电网的关键技术^[5]。

柔性直流输电系统对交流系统的影响主要分为稳态潮流影响和动态交互影响两部分^[6]。前者将柔性直流输电系统当作恒定功率源进行研究。后者则考虑了柔性直流输电系统的动态特性,重点针对柔性直流输电系统与交流系统之间的次同步动态交互进行研究,该动态交互受到柔性直流输电控制性能的影响,采用不同控制方式和控制参数的柔性直流输电系统会对交流系统次同步振荡产生不同影响,其本质是柔性直流输电控制系统与交流系统在次同步频段的交互影响。本文对柔性直流输电控制系统引起的与交流系统的次同步交互进行了研

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFB0900602)。

The National Key Research and Development Program of China (2016YFB0900602).

究,揭示了其对交直流混联电力系统次同步振荡稳定性的影响机理。

目前针对交直流混联电力系统间次同步交互的主要研究方法为频域法,具体包括 Nyquist 判据、阻抗法^[7]和复转矩系数法^[8]。文献[9]采用阻抗法,通过建立换流站交流侧端电压和输出电流之间的传递关系,将采用定直流电压控制的换流站等效为阻抗模型,研究了单个换流站分别接入强(弱)电力系统后换流站控制环节的次同步交互对电力系统稳定性的影响,并建议选择较低的控制带宽以维持系统稳定。文献[10]在考虑直流线路参数的基础上,采用 Nyquist 判据研究了 VSC 分别接入强、弱交流系统后,交直流系统间的动态交互对系统稳定性的影响,得出采用 II 型直流线路参数的稳定性总比采用分布式直流线路参数的稳定性差,并指出不论交流电网的强弱程度,定有功功率控制的换流站接入后交直流混联电力系统总是稳定的。文献[11]采用复转矩系数法,针对弱连接条件下锁相环(phase locked loop, PLL)和外环控制系统间动态交互进行了分析,得出电网强度较小时 PLL 与外环控制间的交互作用对 VSC 系统稳定性影响更为显著。

虽然上述文献采用传统频域法分析了交直流系统间的次同步交互,研究了次同步动态交互对交直流混联系统次同步稳定性的影响,取得了较好的成果,但仍存在以下几个问题:

1) 阻抗法通过判定反馈环节是否呈现“负阻抗”的方式分析反馈子系统对整体系统的影响,但是针对性较差,难以识别哪个电力设备或哪个系统模式提供了“负阻抗”。

2) 复转矩系数法可以通过扫频的方式确定系统中存在稳定性问题的振荡频率,但是可靠性较差,存在判定错误的情况。

3) Nyquist 判据可以准确地判定闭环系统的稳定性,但是计算复杂度高,当系统阶数较高时计算资源开销大。

4) 传统频域法只能应用于单输入单输出系统,从本质上限定了其在复杂多机电力系统中的应用。

为了解决传统频域分析方法遇到的上述问题,文献[12]给出了将两端柔性直流输电系统作为反馈环节进行动态交互分析的一般化建模方法,清晰地阐明了交直流混联电力系统间的动态交互过程,为分析柔性直流输电系统接入对交流系统次同步振荡稳定性的影响提供了新的思路,文献[13]将上述

模型进一步推广,提出了反馈控制系统,为研究任意子系统之间的动态交互奠定了基础。

本文在文献[13]的基础上,针对柔性直流输电控制系统与交流系统的次同步交互机理展开研究,主要工作是:

1) 改变了将柔性直流输电系统整体作为反馈环节的传统建模方式,建立了以直流换流站控制子系统为反馈环节的交直流混联电力系统线性化模型。

2) 提出了开环模式理论,降低了闭环系统稳定性分析的复杂度,避免了传统频域法“单输入单输出”的条件限制,指出了当子系统的开环模式相互接近时,柔性直流输电控制系统会强化次同步交互威胁系统稳定性。

3) 采用开环模式理论分析了柔性直流输电主要控制系统与交流系统之间的次同步交互过程及其稳定性,列出了通用的分析流程,给出了可靠的闭环系统模式预测方法和稳定性判据。

1 交直流混联电力系统的线性化模型

如图 1 所示,交直流混联电力系统由一个两端直流系统接入交流系统构成,VSC-1 的输出功率为 $P_1 + jQ_1$, 输出电压为 $V_{cd1} + jV_{cq1}$, 输出电流为 $I_{d1} + jI_{q1}$, 直流侧的电容为 C_1 , 直流电流和直流电压分别为 I_{dc1} 和 V_{dc1} , 交直流耦合节点处的节点电压为 $V_{d1} + jV_{q1}$, 线路电感为 X_{f1} 。考虑到图 1 结构的对称性,以 VSC-1 的研究为例,VSC-2 同理。由图 1 可得:

$$\begin{cases} X_{f1} \frac{dI_{d1}}{dt} = \omega_0 (V_{cd1} - V_{d1}) + \omega_0 X_{f1} I_{q1} \\ X_{f1} \frac{dI_{q1}}{dt} = \omega_0 (V_{cq1} - V_{q1}) - \omega_0 X_{f1} I_{d1} \end{cases} \quad (1)$$

式中: ω_0 是同步频率;下标 d 和 q 分别表示状态变量的 dq 轴分量;下标 0 表示状态变量的稳态值。

图 2 所示为定直流电压和定无功功率的控制框图, $PI_p(s)$ 、 $PI_q(s)$ 分别为换流站有功控制外环和无功控制外环的 PI 控制参数; $PI_{id1}(s)$ 、 $PI_{iq1}(s)$ 分别为

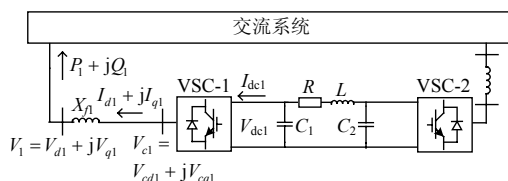


图 1 交直流混联电力系统的示意图

Fig. 1 Diagram of AC/DC hybrid power system

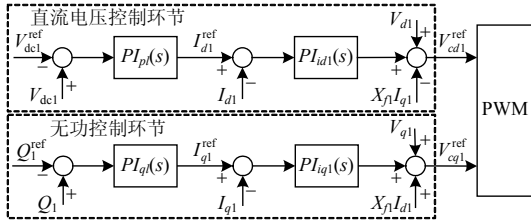


图 2 VSC 的控制框图

Fig. 2 Diagram of VSC control loop

换流站有功控制内环和无功控制内环的 PI 控制参数。对于多电平控制的换流站，其控制器策略与图 2 一致，具有通用性^[3]，忽略拓扑级的动态过程，有 $V_{cd1} = V_{cd1}^{\text{ref}}$ 、 $V_{cq1} = V_{cq1}^{\text{ref}}$ 。考虑到并联高通滤波器在低频段表现出高阻抗特性，串联低通滤波器在低频段的特性可近似为 1，因此本文在建立基频模型时忽略了滤波器的动态特性以简化研究^[4]。结合式(1)和图 2 可得：

$$\begin{cases} \Delta I_{d1} = \frac{\omega_0 PI_{id1}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 PI_{id1}(s)} \Delta I_{d1}^{\text{ref}} \\ \Delta I_{d1}^{\text{ref}} = PI_{p1}(s) \Delta V_{dc1} \end{cases} \quad (2)$$

式中 Δ 表示状态变量的变化量，VSC-1 直流电压的线性化方程可写为

$$C_1 V_{dc10} \frac{d\Delta V_{dc1}}{dt} = I_{dc10} \Delta V_{dc1} + V_{dc10} \Delta I_{dc1} - \Delta P_1 \quad (3)$$

选定 V_1 的电压方向与其 d 轴方向重合，且认为 PLL 是理想的，则有 $V_{q1} = 0$ ， $V_{d1} = V_1$ ，由此可得 VSC-1 输出有功功率的线性化方程为

$$\Delta P_1 = I_{d10} \Delta V_1 + V_{d10} \Delta I_{d1} \quad (4)$$

联立式(2)—(4)，可得 VSC-1 直流电压控制环节的开环传递函数有：

$$\Delta P_1 = D_V(s) \Delta V_1 + D_I(s) \Delta I_{dc1} \quad (5)$$

其中：

$$\begin{cases} D_V(s) = \frac{I_{d10}(sC_1 V_{dc10} - I_{dc10})}{(sC_1 V_{dc10} - I_{dc10}) + \frac{V_{d10} \omega_0 PI_{id1}(s) PI_{p1}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 PI_{id1}(s)}} \\ D_I(s) = \frac{V_{d10} V_{dc10} \frac{\omega_0 PI_{id1}(s) PI_{p1}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 PI_{id1}(s)}}{(sC_1 V_{dc10} - I_{dc10}) + \frac{V_{d10} \omega_0 PI_{id1}(s) PI_{p1}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 PI_{id1}(s)}} \end{cases}$$

由式(5)可知，VSC-1 直流电压控制环节是一个以 ΔP_1 为输出， ΔV_1 和 ΔI_{dc1} 为输入的子系统，其开环状态空间模型可以表示为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_{\text{VSC}} = A_{\text{VSC}} \Delta X_{\text{VSC}} + K_{V1} \Delta I_{dc1} + K_{V2} \Delta V_1 \\ \Delta P_1 = C_V^T \Delta X_{\text{VSC}} + B_{V1} \Delta I_{dc1} + B_{V2} \Delta V_1 \end{cases} \quad (6)$$

式中 ΔX_{VSC} 是 VSC-1 直流电压控制环节的状态变量形成的矢量矩阵。

除式(5)表示的 VSC-1 控制子系统外，剩余交直流混联系统可以当作一个子系统，该子系统的输入信号为 ΔP_1 ，输出信号为 ΔV_1 和 ΔI_{dc1} ，其开环状态空间模型可以表示为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_{\text{SYS}} = A_{\text{SYS}} \Delta X_{\text{SYS}} + K_{P1} \Delta P_1 \\ \Delta I_{dc1} = C_{P1}^T \Delta X_{\text{SYS}} + B_{P1} \Delta P_1 \\ \Delta V_1 = C_{P2}^T \Delta X_{\text{SYS}} + B_{P2} \Delta P_1 \end{cases} \quad (7)$$

式中 ΔX_{SYS} 是除 VSC-1 直流电压控制环节外剩余系统的状态变量形成的矢量矩阵，将其写为式(8)所示的开环传递函数形式：

$$\begin{cases} \Delta I_{dc1} = S_I(s) \Delta P_1 \\ \Delta V_1 = S_V(s) \Delta P_1 \end{cases} \quad (8)$$

其中：

$$\begin{cases} S_I(s) = C_{P1}^T (sI - A_{\text{SYS}})^{-1} K_{P1} + B_{P1} \\ S_V(s) = C_{P2}^T (sI - A_{\text{SYS}})^{-1} K_{P1} + B_{P2} \end{cases}$$

联立式(6)、(7)的开环状态空间模型，可得式(9)所示的闭环状态空间模型。

$$\frac{d}{dt} \Delta X = A \Delta X \quad (9)$$

其中：

$$\begin{cases} \Delta X = [\Delta X_{\text{VSC}}^T \quad \Delta X_{\text{SYS}}^T]^T \\ A = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \\ A_{11} = \frac{(K_{V1} B_{P1} + K_{V2} B_{P2}) C_V^T}{1 - (B_{V1} B_{P1} + B_{V2} B_{P2})} + A_{\text{VSC}} \\ A_{12} = \frac{(K_{V1} B_{P1} + K_{V2} B_{P2})(B_{V1} C_{P1}^T + B_{V2} C_{P2}^T)}{1 - (B_{V1} B_{P1} + B_{V2} B_{P2})} + K_{V1} C_{P1}^T + K_{V2} C_{P2}^T \\ A_{21} = \frac{K_{P1} C_V^T}{1 - (B_{V1} B_{P1} + B_{V2} B_{P2})} \\ A_{22} = \frac{K_{P1}(B_{V1} C_{P1}^T + B_{V2} C_{P2}^T)}{1 - (B_{V1} B_{P1} + B_{V2} B_{P2})} + A_{\text{SYS}} \end{cases}$$

至此，构成了由式(5)为反馈环节，式(8)为前馈环节的互联闭环系统。联立式(5)和(8)所示的开环传递函数，可得式(9)对应的闭环传递函数框图如图 3

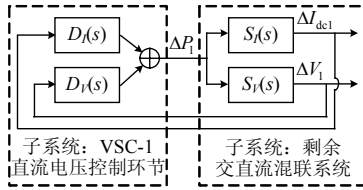


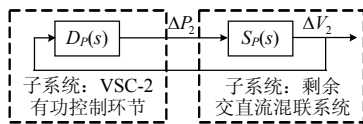
图3 交直流互联子系统的传递函数框图

Fig. 3 Transfer function of AC/DC interconnected subsystem

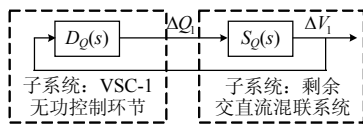
所示。

图3中的闭环系统由两个开环子系统构成，其中一个是以 ΔP_1 为输出， ΔV_1 和 ΔI_{dc1} 为输入的VSC-1控制子系统；另一个是以 ΔV_1 和 ΔI_{dc1} 为输出， ΔP_1 为输入的剩余交直流混联子系统。柔性直流输电控制系统引起的次同步交互对交流系统稳定性的影响，本质就是图3中子系统间的动态过程 ΔP_1 对前馈环节的影响，所以针对 ΔP_1 的分析是解决交直流混联系统次同步稳定性机理问题的关键。

上述推导以定直流电压控制环节为例进行了展示，同理，也可针对定有功功率控制和定无功功率控制环节建立上述模型，详细过程见附录A。最终也可形成如图4所示的闭环互联系统，其中 $D_P(s)$ 、 $D_Q(s)$ 分别代表VSC-2的有功控制环节和VSC-1的无功控制环节， $S_P(s)$ 、 $S_Q(s)$ 分别代除对应VSC的控制环节外，剩余交直流混联子系统的传递函数。



(a) 有功控制环节构成的互联子系统



(b) 无功控制环节构成的互联子系统

图4 其他控制环节构成的交直流互联子系统

Fig. 4 Transfer function of AC/DC interconnected subsystem with other control loops

2 开环模式理论

当图3中 $\Delta P_1=0$ ，则表示交直流混联系统处于开环状态，子系统之间没有动态交互。此时，交直流混联系统的开环模式包括了换流站控制子系统的开环模式 λ_{vj} (矩阵 A_{VSC} 的特征值)和剩余交直流混联子系统的开环模式 λ_{si} (矩阵 A_{SYS} 的特征值)。当

图3中 $\Delta P_1 \neq 0$ ，则表示交直流混联系统处于闭环状态，子系统之间产生了动态交互过程。此时，通过计算式(9)中矩阵 A 的特征值得得交直流混联系统的闭环模式包含有 $\hat{\lambda}_{vj}$ (与开环模式 λ_{vj} 对应)和 $\hat{\lambda}_{si}$ (与开环模式 λ_{si} 对应)。则柔性直流输电控制系统引起的次同步交互过程 ΔP_1 对VSC-1控制子系统的影响可以表示为 $\Delta \lambda_{vj} = \hat{\lambda}_{vj} - \lambda_{vj}$ ，对剩余交直流混联子系统的影响可以表示为 $\Delta \lambda_{si} = \hat{\lambda}_{si} - \lambda_{si}$ 。一般来讲，换流站控制子系统与剩余交直流混联子系统之间的动态交互 ΔP_1 是较小的，所以有 $\Delta \lambda_{vj} \approx 0$ 和 $\Delta \lambda_{si} \approx 0$ ，也就是柔性直流输电控制系统引起的次同步交互过程对系统的影响较小。但是在特殊情况下，柔性直流输电控制系统引起的次同步交互 ΔP_1 会加剧，进而威胁到系统稳定性，具体说明如下：

当VSC-1控制子系统的开环模式 λ_{vj} 与剩余交直流混联子系统的开环模式 λ_{si} 接近时，即 $\lambda_{vj} \approx \lambda_{si}$ 。考虑到 λ_{vj} 是 $D_I(s)$ 和(或) $D_V(s)$ 的极点， $\Delta \lambda_{si}$ 是 $S_I(s)$ 和(或) $S_V(s)$ 的极点，则对于闭环系统，有 $|D_I(\lambda_{vj})| = \infty$ 和(或) $|D_V(\lambda_{vj})| = \infty$ ，因此 $|D_I(\lambda_{si})|$ 和(或) $|D_V(\lambda_{si})|$ 的数值将非常大，此时子系统间的次同步动态交互过程 ΔP_1 也将变得很大，即反馈环节对前馈环节的影响将会增大，进而对闭环系统的次同步振荡稳定性造成冲击，很可能导致系统失稳。显然，上述分析过程是描述性的，为了能够定量地评估动态过程 ΔP_1 对交直流混联系统稳定性的影响，对图3系统求取闭环特征值得：

$$D_V(s)S_V(s) + D_I(s)S_I(s) = 1 \quad (7)$$

提出对应的特征值部分，式(7)简化为

$$\begin{cases} \frac{d_V(s)}{s - \lambda_{vj}} \frac{s_V(s)}{s - \lambda_{si}} + \frac{d_I(s)}{s - \lambda_{vj}} \frac{s_I(s)}{s - \lambda_{si}} = 1 \\ d_V(s)s_V(s) + d_I(s)s_I(s) = (s - \lambda_{vj})(s - \lambda_{si}) \end{cases} \quad (8)$$

考虑到 $\lambda_{vj} \approx \lambda_{si}$ ，式(8)可化为

$$d_V(\hat{\lambda}_{vj})s_V(\hat{\lambda}_{vj}) + d_I(\hat{\lambda}_{vj})s_I(\hat{\lambda}_{vj}) \approx (\hat{\lambda}_{vj} - \lambda_{vj})^2 \quad (9)$$

在特征值 λ_{vj} 的附近，即 $\hat{\lambda}_{vj} \rightarrow \lambda_{vj}$ ，有：

$$\begin{cases} (\hat{\lambda}_{vj} - \lambda_{vj})^2 \approx d_V(\lambda_{vj})s_V(\lambda_{vj}) + d_I(\lambda_{vj})s_I(\lambda_{vj}) \\ \hat{\lambda}_{vj} - \lambda_{vj} = \pm \sqrt{d_V(\lambda_{vj})s_V(\lambda_{vj}) + d_I(\lambda_{vj})s_I(\lambda_{vj})} \end{cases} \quad (10)$$

对于开环传递函数 $D_I(s)D_V(s)$ 和 $S_I(s)S_V(s)$ ，可表示为

$$\begin{cases} D_V(s) = \frac{R_{dv}}{s - \lambda_{vj}} + \sum_{k=1}^{k_d} \frac{R_{dvk_d}}{s - \lambda_{vk_d}} \\ D_I(s) = \frac{R_{di}}{s - \lambda_{vj}} + \sum_{k=1}^{k_d} \frac{R_{dik_d}}{s - \lambda_{vk_d}} \\ S_V(s) = \frac{R_{sv}}{s - \lambda_{si}} + \sum_{k=1}^{k_s} \frac{R_{svk_s}}{s - \lambda_{sk_s}} \\ S_I(s) = \frac{R_{si}}{s - \lambda_{si}} + \sum_{k=1}^{k_s} \frac{R_{sik_s}}{s - \lambda_{sk_s}} \end{cases} \quad (11)$$

式中: λ_{vj} 和 λ_{vk_d} 是式(6)中特征矩阵 A_{VSC} 的开环特征模式; R_{dv} 、 R_{di} 和 R_{dvk_d} 、 R_{dik_d} 分别是其对应的残差; λ_{si} 和 λ_{sk_s} 是式(7)中特征矩阵 A_{SYS} 的开环特征模式; R_{sv} 、 R_{si} 和 R_{svk_s} 、 R_{sik_s} 分别是其对应的残差。由式(8)和(11)可得:

$$d_V(\lambda_{vj})s_V(\lambda_{vj}) + d_I(\lambda_{vj})s_I(\lambda_{vj}) = R_{dv}R_{sv} + R_{di}R_{si} \quad (12)$$

因此, 式(10)可变为

$$\hat{\lambda}_{vj} \approx \lambda_{vj} \pm \sqrt{R_{dv}R_{sv} + R_{di}R_{si}} \quad (13)$$

类似地, 可得闭环模式 $\hat{\lambda}_{si}$ 为

$$\hat{\lambda}_{si} \approx \lambda_{si} \pm \sqrt{R_{dv}R_{sv} + R_{di}R_{si}} \quad (14)$$

结合式(13)、(14), 可依据开环子系统的模式及其残差定量计算柔性直流输电控制系统引起的次同步交互对子系统开环模式的影响, 并可预测交直流混联系统的闭环模式, 其中 $R_{ij} = \sqrt{R_{dv}R_{sv} + R_{di}R_{si}}$ 称为开环模式残差。

通过式(10)—(14), 不仅论证了在开环子系统模式接近的情况下, 系统的稳定性将由于模式排斥而大大降低, 而且可以通过开环模式及其残差预测闭环系统的模式, 量化地评估子系统间动态交互过程对系统稳定性的影响。进一步地, 在子系统开环稳定前提下, 对强交互系统的闭环稳定判据为

$$|\text{Real}(R_{ki})| < |\text{Real}(\min(\lambda_{vj}, \lambda_{si}))|, \quad \lambda_{vj} \approx \lambda_{si} \quad (15)$$

综上, 通过开环模式理论的分析, 发现了子系统在开环模式接近的情况下将产生较强的动态交互过程, 并可以利用式(13)、(14)进行闭环模式预测和稳定性的评估。具体地分析流程如下:

1) 将直流系统当作恒定功率源注入, 分别计算此时子系统的开环模式 λ_{vj} 和 λ_{si} ;

2) 比较子系统间的模式是否存在 $\lambda_{vj} \approx \lambda_{si}$, 如存在则计算其开环模式残差, 并预测闭环模式 $\hat{\lambda}_{vj}$ 和 $\hat{\lambda}_{si}$;

3) 使用式(15)判定系统的稳定性;

4) 如果系统不满足稳定性判据, 则应调整控制器参数, 使得 λ_{vj} 远离 λ_{si} , 消除柔性直流输电控制系统引起的强次同步交互过程。

3 算例

3.1 系统介绍

如图 5 所示是基于 3 机 9 节点模型的交直流混联电力系统, 发电机模型采用文献[14]中的参数, 在附录表 A1 中给出, 增加了与交流线路并行的两端直流系统。其中直流系统的 VSC-1 采用定直流电压和定无功功率控制方式, VSC-2 采用定有功功率和定无功功率控制方式, 其控制参数^[15-16]在附录表 A2 中给出。

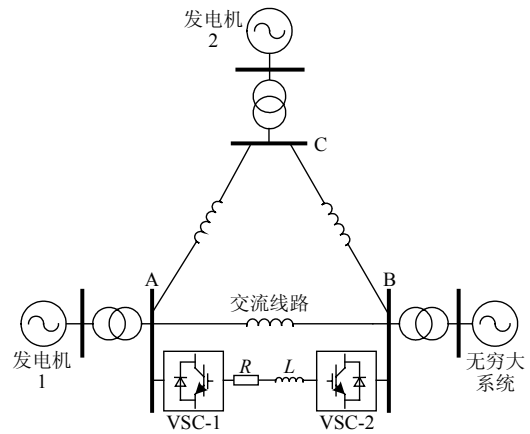


图 5 基于 3 机 9 节点模型的交直流混联电力系统

Fig. 5 AC/DC hybrid power system based on 3 machines and 9 nodes model

3.2 VSC 外环控制引起的次同步交互及其对电力系统稳定性的影响

3.2.1 定直流电压外环

按照开环模式理论的分析流程, 首先将 VSC-1 和 VSC-2 等效为恒定功率源注入, 分别利用式(6)和式(7)求得换流站控制子系统和剩余混联子系统的开环模式, 如表 1 中第 1 列所示。

其次, 利用参与性分析得出与模式相关的主要环节, 如表 1 中第 2 列所示。可以发现定直流电压外环的开环模式 λ_{v1} 与发电机 1 低压缸环节的开环模式 λ_{s4} 距离较近, 存在 $\lambda_{v1} \approx \lambda_{s4}$, 如图 6 中“○”所示, 说明闭环交直流混联系统存在强交互的风险。然后, 求得开环子系统对应的残差为 $R_{14} = 0.61 + j2.58$, 采用式(15)进一步量化地评估闭环系统稳定, 则有:

表 1 交直流混联系统中的振荡模式
Tab. 1 Modes of the AC/DC hybrid system

| 子系统 | 开环模式 | 与模式相关的环节 | 闭环模式 |
|-----|-----------------------------------|---------------|---|
| 剩余 | $\lambda_{s1} = -0.19 + j236.03$ | 发电机 1 高压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s1} = -0.19 + j236.03$ |
| | $\lambda_{s2} = -0.31 + j186.79$ | 发电机 1 中压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s2} = -0.31 + j186.79$ |
| | $\lambda_{s3} = -0.52 + j160.8$ | 发电机 1 低压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s3} = -0.53 + j160.8$ |
| | $\lambda_{s4} = -0.49 + j98.72$ | 发电机 1 低压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s4} = 0.13 + j98.73$ |
| 交直流 | $\lambda_{s5} = -0.15 + j126.02$ | 发电机 1 励磁环节 | $\hat{\lambda}_{s5} = -0.16 + j126.04$ |
| 混联 | $\lambda_{s6} = -0.11 + j204.19$ | 发电机 2 高压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s6} = -0.11 + j204.19$ |
| 子系统 | $\lambda_{s7} = -0.08 + j183.08$ | 发电机 2 中压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s7} = -0.08 + j183.08$ |
| | $\lambda_{s8} = -0.4 + j159.01$ | 发电机 2 低压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s8} = -0.40 + j157.01$ |
| | $\lambda_{s9} = -0.64 + j91.56$ | 发电机 2 低压缸环节 | $\hat{\lambda}_{s9} = -0.63 + j91.56$ |
| | $\lambda_{s10} = -0.95 + j125.57$ | 发电机 2 励磁环节 | $\hat{\lambda}_{s10} = -0.95 + j125.57$ |
| 换流站 | $\lambda_{v1} = -5.23 + j98.69$ | VSC-1 定直流电压外环 | $\hat{\lambda}_{v1} = -5.72 + j98.35$ |
| | $\lambda_{v2} = -10.2$ | VSC-1 定无功功率外环 | $\hat{\lambda}_{v2} = -10.2$ |
| | $\lambda_{v3} = -81.2$ | VSC-2 定有功功率外环 | $\hat{\lambda}_{v3} = -81.2$ |
| | $\lambda_{v4} = -9.8$ | VSC-2 定无功功率外环 | $\hat{\lambda}_{v4} = -9.8$ |

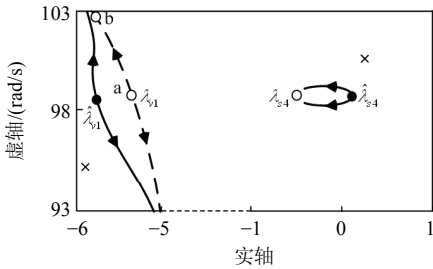


图 6 开闭环模式的移动轨迹
Fig. 6 Trajectories of open-loop and closed-loop modes

$|\text{Real}(R_{14})| = 0.61 > |\text{Real}(\lambda_{s4})| = 0.49$

由上述判定结果可知，预测出的模式变化量已经超出了开环模式的实部，如图 6 中“×”所示，闭环混联系统不满足稳定判据。实际系统的闭环模式如表 1 中第 3 列所示，可见只有距离较近的开环模式 λ_{s4} 和 λ_{v1} 之间发生了强交互并导致了闭环系统失稳，如图 6 中“●”所示。与开环模式相比，其余闭环模式基本未发生明显变化，这也验证了强交互发生的条件是两个开环模式接近。通过对比图 6 中预测闭环模式和实际闭环模式之间的位置关系，可以发现预测的闭环模式能够较好的反应实际闭环模式的大概位置，进一步验证了式(15)的准确性，可以为系统的稳定性分析提供参考。

最后，为了消除上述强交互现象，恢复闭环系统的稳定性，需通过调节 VSC-1 外环控制参数使得 λ_{v1} 远离 λ_{s4} 。如图 6 所示，当调节 VSC-1 的外环积分系数 K_{i_p} 从 1.19 到 1.38 后，换流站子系统的开环模式 λ_{v1} 由点 a 沿虚线移动至点 b，对应的闭环模

式 $\hat{\lambda}_{v1}$ 也沿实线向同一方向移动，并最终有 $\hat{\lambda}_{v1} \approx \lambda_{v1}$ 。与此同时，发电机的闭环轴系模式 $\hat{\lambda}_{s4}$ 沿实线向左半平面移动，并最终有 $\hat{\lambda}_{s4} \approx \lambda_{s4}$ ，系统恢复稳定。同理，也可以调节 K_{i_p} 从 1.19 到 0.98，使得 λ_{v1} 沿虚线向下远离 λ_{s4} ，其对应的移动轨迹也在图 6 中呈现。

针对上述分析过程，采用模式参与性分析法和时域仿真分析法进行了验证。如图 7(a)所示，为换流站控制子系统对应模式 $\hat{\lambda}_{v1}$ 的参与性分析结果，可以发现当系统参数位于图 6 中 a 点时，发电机轴系和换流站的状态变量均在 $\hat{\lambda}_{v1}$ 中有较明显的参与性，证明了当开环模式 λ_{v1} 与 λ_{s4} 接近，子系统间动态交互将增强，相互影响将加剧。当系统参数位于图 6 中 b 点时， $\hat{\lambda}_{v1}$ 中的参与性主要是换流站控制子系统的状态变量，证明了当开环模式 λ_{v1} 与 λ_{s4} 较远，子系统间的动态交互将降低，相互影响将减弱。同理，针对图 7(b)中 $\hat{\lambda}_{s4}$ 的参与性分析结果也可得出一致的结论。

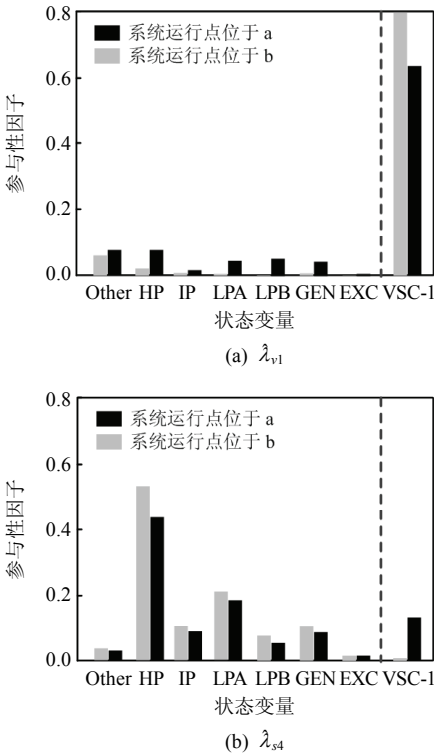


图 7 参与性分析结果
Fig. 7 Results of participation analysis

图 5 所示系统的时域仿真结果如图 8 所示，系统在 0.1s 时于点 A 处发生 20% 的负荷损失，持续 0.1s 后恢复。

3.2.2 定功率外环

如表 1 所示，定有功功率外环和定无功功率外

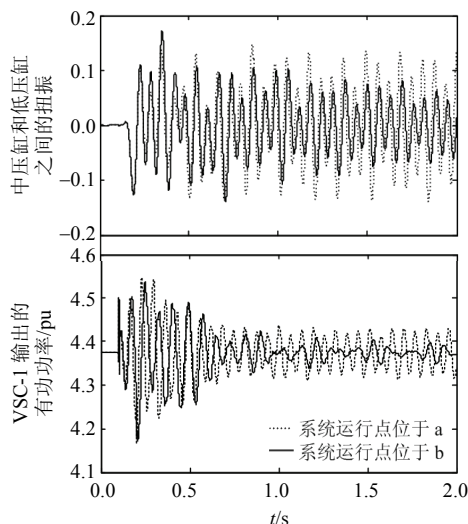


图 8 非线性仿真结果

Fig. 8 Results of non-linear simulation

环的控制模式均为实数, 不存在 $\lambda_{vj} \approx \lambda_{si} (j=2,3,4)$ 所以定功率控制外环不会与发电机轴系之间产生强动态交互过程而导致闭环系统失稳。为证明上述分析过程, 改变 VSC-2 的定有功控制外环的 PI 积分系数从 0.05pu 到 0.3pu, 可得其开环和闭环根轨迹如图 9(a)所示, 开环模式与闭环模式的移动轨迹全部重合, 而且随着参数的变化, 交流系统的闭环模式 $\hat{\lambda}_{s4}$ 不会发生移动, 说明定有功外环的开环模式与发电机轴系模式距离较远, 不会产生强交互过程。类似地, 无功功率外环也有同样的结果, 调节其 PI 积分系数从 0.05pu 到 0.3pu, 其根轨迹如图 9(b)

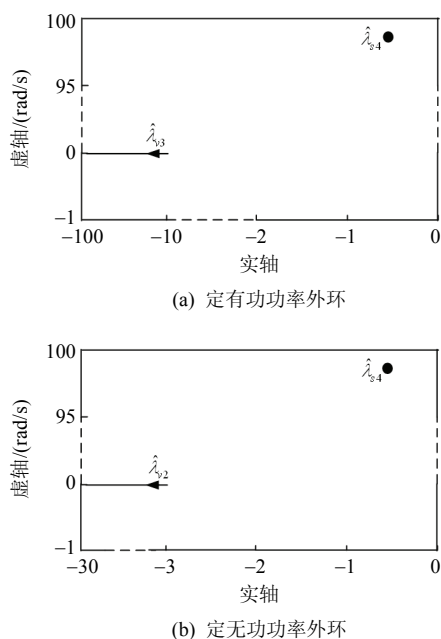


图 9 开闭环模式的移动轨迹

Fig. 9 Trajectories of open-loop and closed-loop modes

所示。

3.3 VSC 内环控制引起的次同步交互及其稳定性

调节换流站有功电流内环的 PI 积分系数从 0.1pu 到 0.03pu, 可得其开环模式的移动轨迹如图 10 中虚线所示, 对应的闭环系统模式轨迹如图 10 中实线所示。可得当积分系数为 0.07 时, 换流站有功内环的开环模式与交流系统的开环模式接近, 此时的开环残差为 $R_{s4} = 0.98 + j1.05$, 采用式(15)进一步量化地评估闭环系统稳定, 有:

$$|\text{Real}(R_{s4})| = 0.98 > |\text{Real}(\lambda_{s4})| = 0.49$$

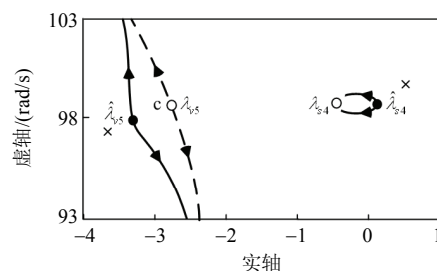


图 10 开闭环模式移动轨迹

Fig. 10 Trajectories of open-loop and closed-loop modes

所以闭环系统将失稳, 与实际闭环系统失稳的结果一致, 证明了 VSC 有功内环确实可以与交流系统间产生强动态交互过程, 验证了所提出判据的有效性。

如图 11(b)所示, 为换流站控制子系统对应模式

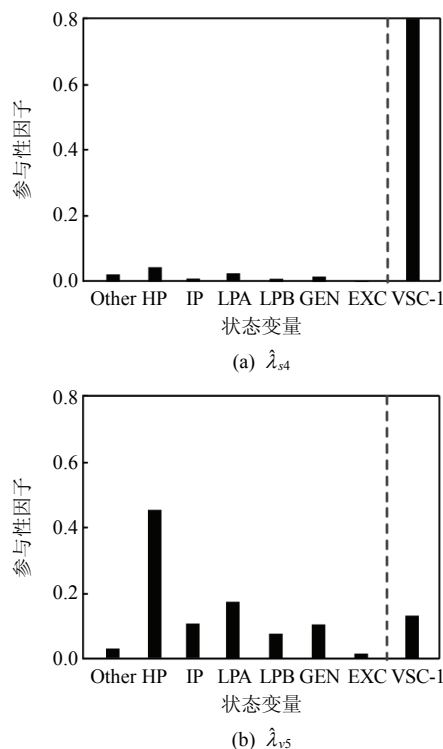


图 11 参与性分析结果

Fig. 11 Results of participation analysis

$\hat{\lambda}_{v5}$ 的参与性分析结果, 可以发现当系统参数位于图 10 中 c 点时, 发电机轴系和换流站的状态变量均在 $\hat{\lambda}_{v5}$ 中有较明显的参与性, 证明了当开环模式 λ_{v5} 与 λ_{s4} 接近, 子系统间动态交互将增强, 相互影响将加剧。同理, 针对图 11(a) 中 $\hat{\lambda}_{s4}$ 的参与性分析结果也可得出一致的结论。

图 12 中针对系统位于 c 点的运行情况进行了仿真, 0.1s 时点 A 处发生 20% 的负荷损失, 持续 0.1s 后恢复。证实了强动态交互过程确实会引起系统失稳。结合图 10—12 的分析结果, 再次证明了开环模式理论的正确性以及针对强交互过程预测流程和解决方法的有效性。类似地, 定无功功率内环也会与交流系统轴系发生强动态交互, 内在机理及其分析过程与定有功功率内环一致, 本文不再赘述。

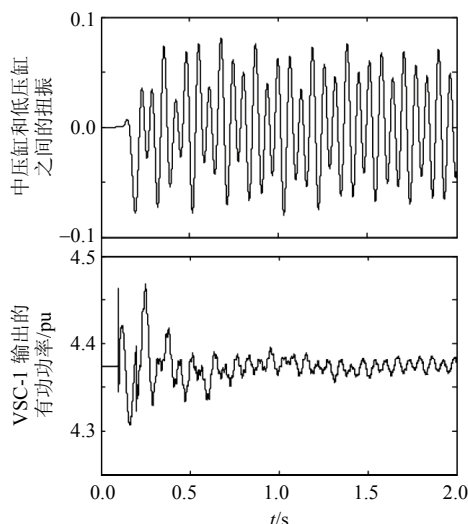


图 12 非线性仿真结果

Fig. 12 Results of non-linear simulation

4 结语

本文对柔性直流输电控制系统引起的与交流系统次同步交互及对交直流混联电力系统次同步振荡稳定性的影响机理进行了研究, 主要有以下结论:

1) 建立了柔性直流输电换流站控制子系统作为反馈环节的交直流混联系统线性化模型, 可以清晰地分析柔性直流输电控制系统引起的与交流系统次同步交互。

2) 提出了开环模式理论, 避免了传统频域法“单输入单输出”的条件限制, 给出了基于开环子系统指标的稳定性判据, 为交直流混联电力系统的稳定性评估提供了有效的计算方法。

3) 当换流站控制子系统的开环模式与发电机轴系的开环模式接近时, 柔性直流输电控制系统会强化次同步交互, 恶化系统次同步振荡性能, 但是定功率外环不会强化交互。

随着研究的不断深入, 未来拟进一步研究控制器参数对系统间动态交互及其稳定性的影响规律, 并将开环模式分析理论推广至多端交直流混联系统中, 为解决目前多端交直流混联系统的稳定性分析机理提供借鉴。

参考文献

- [1] 陈霞, 林卫星, 孙海顺, 等. 基于多端直流输电的风电并网技术[J]. 电工技术学报, 2011, 26(7): 60-67.
Chen Xia, Lin Weixing, Sun Haishun, et al. LCC-MTDC technology for wind farms integration[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2011, 26(7): 60-67(in Chinese).
- [2] 邱晓燕, 沙熠, 宁雪姣, 等. 大规模风电接入的智能电网多类型柔性负荷分级优化调度[J]. 高电压技术, 2016, 42(7): 2084-2091.
Qiu Xiaoyan, Sha Yi, Ning Xuejiao, et al. Hierarchical optimization of multi-type flexible load in smart grid with large-scale wind generation[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(7): 2084-2091(in Chinese).
- [3] 徐政, 屠卿瑞, 管敏渊, 等. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2014.
Xu Zheng, Tu Qingrui, Guan Minyuan, et al. Flexible HVDC system[M]. Beijing: China Machine Press, 2014(in Chinese).
- [4] 汤广福. 基于电压源换流器的高压直流输电系统技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2010.
Tang Guangfu. HVDC system based on voltage source converter[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2010(in Chinese).
- [5] 王成山, 罗凤章, 张天宇, 等. 城市电网智能化关键技术[J]. 高电压技术, 2016, 42(7): 2017-2027.
Wang Chengshan, Luo Fengzhang, Zhang Tianyu, et al. Review on key technologies of smart urban power network[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(7): 2017-2027(in Chinese).
- [6] 汤蕾, 沈沉. 大规模风电接入对电力系统暂态稳定性影响机理研究[J]. 电力科学与技术学报, 2014, 29(4): 25-33.
Tang Lei, Shen Chen. The impact of large-scale wind generation on power system transient stability[J]. Journal of Electric Power Science and Technology, 2014, 29(4): 25-33(in Chinese).
- [7] 徐政, 裘鹏, 黄莹, 等. 采用时域仿真的高压直流输电直流回路谐振特性分析[J]. 高电压技术, 2010, 36(1):

- 44-53.
- Xu Zheng, Qiu Peng, Huang Ying, et al. HVDC system DC loop resonance analysis using time domain simulation[J]. High Voltage Engineering, 2010, 36(1): 44-53(in Chinese).
- [8] 郝巍, 李兴源, 金小明, 等. 多馈入直流系统中逆变站滤波器投切对谐波电流的影响[J]. 电网技术, 2006, 30(19): 48-52.
- Hao Wei, Li Xingyuan, Jin Xiaoming, et al. Impacts of switching AC filters of inverter stations on harmonic currents in multi-infeed HVDC system[J]. Power System Technology, 2006, 30(19): 48-52(in Chinese).
- [9] 张鹏. 交直流系统次同步振荡建模与机理分析[D]. 北京: 华北电力大学, 2014.
- Zhang Peng. Study on the modeling and mechanism analysis of subsynchronous oscillation in AC/DC power systems[D]. Beijing: North China Electric Power University, 2014(in Chinese).
- [10] 杨洁, 刘开培, 余俞, 等. 交流电网互联的双端柔性直流输电系统小信号建模[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(9): 2177-2184.
- Yang Jie, Liu Kaipei, Yu Yu, et al. Small signal modeling for VSC-HVDC used in AC grid interconnection[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(9): 2177-2184(in Chinese).
- [11] Middlebrook R D. Input filter considerations in design and application of switching regulators[C]//Proceedings of IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Chicago, USA: IEEE, 1976.
- [12] Canay I M. A novel approach to the torsional interaction and electrical damping of the synchronous machine Part I: theory[J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1982, PAS-101(10): 3630-3638.
- [13] Harnefors L, Bongiorno M, Lundberg S. Input-admittance calculation and shaping for controlled voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2007, 54(6): 3323-3334.
- [14] Song Yujiao, 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.
- [15] Zhou Pian, Yuan Xiaoming, Hu Jiabing, et al. Stability of DC-link voltage as affected by phase locked loop in VSC when attached to weak grid[C]//Proceedings of 2014 IEEE PES General Meeting[Conference & Exposition. National Harbor, MD, USA: IEEE, 2014: 1-5.
- [16] Zhang Lidong, Harnefors L, Nee H P. Modeling and control of VSC-HVDC links connected to island systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(2): 783-793.
- [17] Bidadfar A, Nee H P, Zhang Lidong, et al. Power system stability analysis using feedback control system modeling including HVDC transmission links[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 31(1): 116-124.
- [18] 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.
- Cheng Shijie, Cao Yijia, Jiang Quanyuan. Theory and method of subsynchronous oscillation in power system[M]. Beijing: Science Press, 2009(in Chinese).
- [19] Huang Yunhui, Yuan Xiaoming, Hu Jiabing, et al. DC-bus voltage control stability affected by AC-bus voltage control in VSCs connected to weak AC grids[J]. IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics, 2016, 4(2): 445-458.
- [20] Kalcon G O, Adam G P, Anaya-Lara O, et al. Small-signal stability analysis of multi-terminal VSC-based DC transmission systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(4): 1818-1830.

附录 A

1) 定有功功率控制。

VSC-2 采用定有功功率控制, 则有:

$$\begin{cases} \Delta I_{d2} = \frac{\omega_0 P_{I_{d2}}(s)}{X_{f2}s + \omega_0 P_{I_{d2}}(s)} \Delta I_{d2}^{\text{ref}} \\ \Delta I_{d2}^{\text{ref}} = P_{I_{p2}}(s) \Delta P_2 \end{cases} \quad (\text{A1})$$

由式(A1)可得:

$$\Delta I_{d2} = H_0(s) \Delta P_2 = \frac{\omega_0 P_{I_{d2}}(s) P_{I_{p2}}(s)}{X_{f2}s + \omega_0 P_{I_{d2}}(s)} \Delta P_2 \quad (\text{A2})$$

由式(4)可得:

$$\Delta P_2 = D_P(s) \Delta V_2 = \frac{I_{d20}}{1 - V_{d20} H_0(s)} \Delta V_2 \quad (\text{A3})$$

剩余交直流混联系统的状态空间矩阵为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta \mathbf{X}_{\text{SYSP}} = \mathbf{A}_{\text{SYSP}} \Delta \mathbf{X}_{\text{SYSP}} + \mathbf{K}_{P1P} \Delta P_2 \\ \Delta V_2 = \mathbf{C}_{P2P}^T \Delta \mathbf{X}_{\text{SYSP}} + B_{P2P} \Delta P_2 \end{cases} \quad (\text{A4})$$

式中 $\Delta \mathbf{X}_{\text{SYSP}}$ 是剩余交直流混联子系统的状态变量矩阵, 由式(A4)可得其传递函数为

$$\Delta V_2 = S_P(s) \Delta P_2 \quad (\text{A5})$$

式中 $S_P(s) = \mathbf{C}_{P2P}^T (s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{\text{SYSP}})^{-1} \mathbf{K}_{P1P} + B_{P2P}$ 。

由式(A3)、(A5)可形成如图 4(a)所示的闭环传递函数框图。

2) 定无功功率控制。

对于 VSC-1 的无功控制外环, 有:

$$\begin{cases} \Delta I_{q1}^{\text{ref}} = P_{I_{q1}}(s) \Delta Q_1 \\ \Delta I_{q1} = \frac{\omega_0 P_{I_{q1}}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 P_{I_{q1}}(s)} \Delta I_{q1}^{\text{ref}} \end{cases} \quad (\text{A6})$$

由式(A6)可得:

$$\Delta I_{q1} = H_q(s)\Delta Q_1 = \frac{\omega_0 PI_{iq1}(s)PI_{q1}(s)}{X_{f1}s + \omega_0 PI_{iq1}(s)}\Delta Q_1 \tag{A7}$$

考虑到:

$$\Delta Q_1 = -I_{q10}\Delta V_1 - V_{d10}\Delta I_{q1} \tag{A8}$$

联立式(A7)、(A8)有:

$$\Delta Q_1 = D_Q(s)\Delta V_1 = \frac{-I_{q10}}{1 + V_{d10}H_q(s)}\Delta V_1 \tag{A9}$$

剩余交直流混联系统的状态空间矩阵为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}\Delta X_{SYSQ} = A_{SYSQ}\Delta X_{SYSQ} + K_{P1Q}\Delta Q_1 \\ \Delta V_1 = C_{P2Q}^T\Delta X_{SYSQ} + B_{P2Q}\Delta Q_1 \end{cases} \tag{A10}$$

式中 ΔX_{SYSQ} 是剩余交直流混联子系统的状态变量矩阵, 由式(A10)可得其传递函数为

$$\Delta V_1 = S_Q(s)\Delta Q_1 \tag{A11}$$

式中 $S_Q(s) = C_{P2Q}^T(sI - A_{SYSQ})^{-1}K_{P1Q} + B_{P2Q}$ 。

由式(A9)和(A11)可形成如图 4(b)所示的闭环传递函数框图。

表 A1 发电机 1 的轴系参数

Tab. A1 Shaft parameters of generator-1

| 质量块 | 惯性时间常数 1/s | 轴段 | 弹性系数 1/(pu/rad) |
|----------|------------|---------|-----------------|
| 高压缸(HP) | 0.1858 | — | — |
| 中压缸(IP) | 0.3112 | HP-IP | 7.277 |
| 低压缸(LPA) | 1.7173 | IP-LPA | 13.168 |
| 低压缸(LPB) | 1.7684 | LPA-LPB | 19.618 |
| 发电机(GEN) | 1.7370 | LPB-GEN | 26.713 |
| 励磁机(EXC) | 0.0684 | GEN-EXC | 1.064 |

表 A2 交直流系统及 VSC 控制参数

Tab. A2 Parameters of AC/DC power system and VSC-1 control loop

| 参数 | 数值 |
|----------------------|----------|
| VSC 额定功率/MW | 200 |
| VSC 额定直流电压/kV | ±150 |
| 额定交流电压/kV | 150 |
| 标准频率/Hz | 50 |
| 换流站直流侧电容/pu | 5.65 |
| 直流线路电阻/pu | 0.05 |
| 交流线路电阻/pu | 0.005 |
| 交流线路电抗/pu | 0.1 |
| 直流电压控制外环的比例、积分系数/pu | 0.2,1.19 |
| 定有功功率外环控制的比例、积分系数/pu | 0.5,0.3 |
| 定无功功率外环控制的比例、积分系数/pu | 2.0,13 |
| 电流内环控制的比例、积分系数/pu | 1,0.23 |



付强

收稿日期: 2017-07-28。

作者简介:

付强(1993), 男, 博士研究生, 主要研究方向为新能源电力系统分析与控制, 1197348393@qq.com;

*通讯作者: 杜文娟(1979), 女, 教授, 主要研究方向为电力系统稳定性分析与控制, ddwenjuan@qq.com;

王海风(1961), 男, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为电力系统稳定性分析与控制, hfwang60@qq.com。

(责任编辑 李泽荣)

The Mechanism of Sub-synchronous Interactions Between Converter Control of VSC HVDC and Power Systems

FU Qiang, DU Wenjuan*, WANG Haifeng
(North China Electric Power University)

KEY WORDS: VSC-based HVDC; sub-synchronous interaction; open-loop modal theory; sub-synchronous oscillation stability mechanism

The stability of power system with VSC-HVDC is the focus of many researchers because of its importance. However, the mechanism of sub-synchronous oscillation has not been revealed. This paper concentrates on the interactions between the converter control of VSC HVDC and power systems, analyzes the mechanism of sub-synchronous oscillation, and gives some suggestions for adjusting parameters of VSC control finally.

Firstly, sub-synchronous control interactions caused by the converter control system of VSC-based HVDC in power systems is studied and the linearization model is established as shown in (1) and (2).

$$\Delta P_1 = D_V(s)\Delta V_1 + D_I(s)\Delta I_{dc1} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Delta I_{dc1} = S_I(s)\Delta P_1 \\ \Delta V_1 = S_V(s)\Delta P_1 \end{cases} \quad (2)$$

Eq. (1) is the sub-system linearization model of VSC control as the feedback control loop. Eq. (2) is the linearization model of residual subsystem excludes the VSC control. The closed-loop linearization model of AC/DC hybrid power system can be obtained by combining (1) and (2). The completed model is shown in Fig. 1.

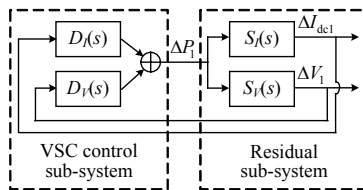


Fig. 1 Transfer function of closed loop interconnected system

From Fig. 1 it can be seen that the interaction between VSC control sub-system and residual sub-system is ΔP_1 and ΔV_1 , ΔI_{dc1} , and then, the impact of above interaction on stability of hybrid power system is as follows.

When the open-loop mode λ_v of VSC control sub-system is close to the open-loop mode λ_s of residual sub-system, the closed-loop, corresponding to above open-loop modes, can be solved as:

$$\begin{cases} \hat{\lambda}_v \approx \lambda_v \pm R_k \\ \hat{\lambda}_s \approx \lambda_s \pm R_k \end{cases} \quad (3)$$

From (3), it can be concluded that the closed-loop

will repel each other when the open-loop mode of different sub-system is near. Based on (3), the stability criterion can assess the stability margin of the closed-loop system more accurately and predict the model of closed-loop system, which is presented as:

$$|\text{Real}(R_{ki})| < |\text{Real}(\min(\lambda_{vj}, \lambda_{si}))|, \quad \lambda_{vj} \approx \lambda_{si} \quad (4)$$

Finally, the stability criterion is verified by using the modal analysis method and time domain simulation method on the basis of the 3-machine and 9-node power system.

The original open-loop mode of VSC control sub-system is $\lambda_v = -0.57 + j102.25$, and the open-loop mode of residual sub-system is $\lambda_s = -0.49 + j98.72$. At the same time, the closed-loop modes are calculated by (3) as $\hat{\lambda}_v = -0.58 + j102.26$, $\hat{\lambda}_s = -0.48 + j98.75$, which is near λ_v , λ_s , and the system is stable. Then, turning the parameters of VSC, let the λ_v is closed to λ_s with $\lambda_v = -5.23 + j98.69$, at the same time, the closed-loop modes are calculated as $\hat{\lambda}_v = -5.72 + j98.35$, $\hat{\lambda}_s = 0.13 + j98.73$. It can be seen that the closed-loop modes are mutually exclusive, which leads to system instability.

The simulation results of the above conclusions are shown in Fig. 2, varying the importance of parameters turning.

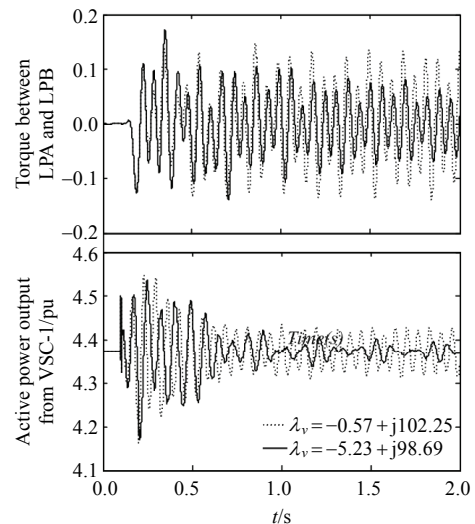


Fig. 2 Time domain simulation results