

小增益闭环系统稳定性分析方法及其 在含并网 VSC 电力系统中的应用

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)

Stability Analysis Method of Small Gain Closed Loop System and Application in Power System Connected With VSC

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: The interaction between voltage source converter (VSC) and AC system was described by the model of small gain closed loop system in this paper, based on established AC/DC hybrid power system linearization model, a method of small gain closed loop system for stability analysis was proposed. The stability criterion was proved by Taylor's theorem and concluded that the closed-loop modes of small gain system will repulse strongly when the open-loop modes of sub-systems are close to each other and the biggest reputation will occur at the point that open-loop modes of sub-systems are equal in complex plane. Finally, the 3 machines and 9 nodes model power system connected with a VSC system was used to verify the process of theoretical analysis and show the applications in the area of sub-synchronous oscillation mechanism analysis and the setting of suitable control parameter by modal analysis and time domain simulation.

KEY WORDS: small gain closed loop system; Taylor's theorem; voltage source converter (VSC); AC/DC hybrid power system

摘要: 该文首先采用小增益闭环系统模型描述并网电压源型变换器(voltage source converter, VSC)与交流电力系统间的动态交互特性, 建立含并网 VSC 的交直流混联电力系统线性化模型, 提出适用于分析并网 VSC 的小增益闭环系统稳定性分析方法。采用泰勒定理证明在一般情况下, 并网 VSC 与交流电力系统间呈现弱动态交互特性, 但是当并网 VSC 控制环节的开环模式与交流电力系统的开环模式接近时, 其对应的闭环振荡模式将会在复平面上发生排斥现象, 并在 2 个开环模式距离最近时达到排斥峰值。以含并网 VSC 的

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 VSC 引起次同步振荡的机理分析过程, 刻画能够保证系统稳定运行的 VSC 控制参数范围, 展现小增益闭环系统稳定性分析方法在含并网 VSC 电力系统中应用的有效性和准确性。

关键词: 小增益闭环系统; 泰勒定理; 电压源型变换器; 交直流混联电力系统

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], 电压源型变换器(voltage source converter, VSC)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, 在风电、光伏并网, 柔性直流输电中得到广泛应用^[3-4], 成为构建未来智能电网的关键设备^[5]。

目前, 研究含并网 VSC 混联电力系统的主要方法有模式分析法和频域分析法。模式分析法是最基本的分析方法, 通过建立混联电力系统的线性化模型, 研究混联电力系统的振荡模式, 进而判定系统的稳定性^[6-7], 文献[8]通过建立含并网 VSC 混联电力系统的线性化模型, 分析 VSC 控制参数对混联电力系统模式阻尼的影响, 确定 VSC 控制参数的稳定域。但是随着混联电力系统规模不断扩大, 运行工况趋于复杂, 模式分析法已经难以满足研究中对于稳定性内在机理的探索。此时, 以阻抗法为代表的频域分析法^[9-10]提出“负阻抗”的概念, 阐述了 VSC 接入对电力系统稳定性的影响机理, 是目前机理分析中较为有效的方法。例如文献[11]采用

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFB0900602)。

The National Key R&D Program of China (2016YFB0900602)。

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。但是阻抗法针对性较差,难以识别 VSC 对哪个电力设备或哪个系统模式提供“负阻抗”效应。为此,需要针对含并网 VSC 的混联系统提出一种新的机理分析方法。

文献[12-13]针对含并网 VSC 的一般混联电力系统,提出反馈建模方法,证明混联电力系统可拆分为多个互联的开环子系统进行分析,并定义了子系统间的动态交互过程,简化传统建模分析的复杂度。文献[13-14]采用模式分析法证明 VSC 与交流电力系统间一般呈现弱动态交互的特性,这是因为 VSC 控制具有较快的响应速度,对交流电力系统动态特性的影响一般较小。综合文献[12-14],可知含并网 VSC 的混联电力系统是一种特殊的闭环互联系统, VSC 与交流系统间的动态交互通常较弱,与正常交流电力系统相比,体现为“小增益”。

然而,近几年发生的风电场次同步振荡现象则证明了并网 VSC 换流站与交流电力系统间的动态交互特性并非一直是弱的,其在特定场合下也会呈现强动态交互特性,从而引发混联电力系统的稳定性问题。但是至今仍未有一套完整的分析体系去证明、揭示并网 VSC 与交流电力系统间呈现强、弱动态交互特性的条件以及其对系统稳定性影响的机理,这也正是本文解决的关键问题。

所以,本文针对上述 VSC 与交流电力系统间呈现的这种动态交互特性,提出一种小增益闭环系统的稳定性分析方法,采用泰勒定理证明在一般情况下,并网 VSC 与交流电力系统间呈现弱动态交互特性,但是当并网 VSC 控制环节的开环模式与交流电力系统的开环模式接近时,其对应的闭环振荡模式将会在复平面上发生排斥现象,并在 2 个开环模式距离最近时达到排斥峰值。以含 VSC 的 3 机 9 节点混联电力系统为例,指出“小增益”在实际电力系统中的物理意义,证明“小增益”闭环系统稳定性分析方法的正确性,展现了该理论在揭示 VSC 引起次同步振荡机理方面和指导选择 VSC 控制参数范围方面的实际应用,以期为实际工程提供借鉴。

1 小增益闭环系统的线性化互联模型

1.1 小增益闭环系统的定义及其一般化线性互联模型

如图 1 所示,展示由子系统-1 和子系统-2 构成的小增益闭环系统和一般闭环系统的线性化互联模型,显然小增益闭环系统是一种特殊的闭环系统,其闭环回路内存在一个较小的增益系数 ε , $\varepsilon \ll 1$,使得 $K_2(s) = \varepsilon G(s)$ 。其中 $K_1(s)$ 和 $K_2(s)$ 分别表示子系统-1 和子系统-2 的开环传递函数, $K_1(s)=0$ 的解 $\lambda_{1i}(i=1,2,\dots,n)$ 和 $K_2(s)=0$ 的解 $\lambda_{2j}(j=1,2,\dots,m)$ 分别称之为子系统-1 和子系统-2 的开环振荡模式, $K_1(s)K_2(s)=1$ 的解 $\hat{\lambda}_{1i}(i=1,2,\dots,n)$ 和 $\hat{\lambda}_{2j}(j=1,2,\dots,m)$ 称之为子系统-1 和子系统-2 的闭环振荡模式。 Δx 和 Δy 表示子系统-1 和子系统-2 间的动态交互过程,如果 Δx 和 Δy 非常小或近似为零,则称子系统间呈现弱动态交互特性,意味着子系统-2 的接入几乎不会对原有系统的稳定性造成显著影响,反之则称系统间为强动态交互特性,意味着子系统-2 的接入将会显著影响到原有系统的稳定性。此外,动态交互过程对系统稳定性的影响也可以通过衡量开、闭环模式间排斥幅度的大小确定,即 $\Delta\lambda = \hat{\lambda}_{1i} - \lambda_{1i}$ 或 $\Delta\lambda = \hat{\lambda}_{2j} - \lambda_{2j}$, $\Delta\lambda$ 越大说明子系统间动态交互过程对系统稳定性的影响越大。

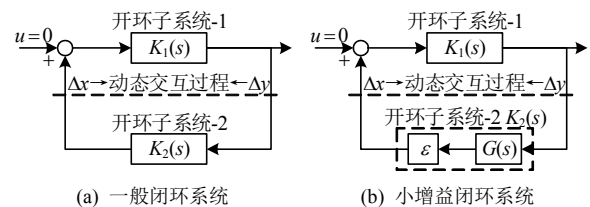


图 1 闭环系统的一般化线性互联模型

Fig. 1 General linearization model of closed-loop system

1.2 小增益闭环系统线性模型在并网 VSC 电力系统中的应用

如图 2 所示为一个含并网 VSC 的交直流混联电力系统,其中 VSC 换流站的输出功率为 $P_{vsc} + jQ_{vsc}$,输出电压为 $V_{cd} + jV_{cq}$,输出电流为 $I_d + jI_q$,交直流耦合节点处的节点电压为 $V_d + jV_q$ ($V_{pcc} \angle \theta_{pcc}$)

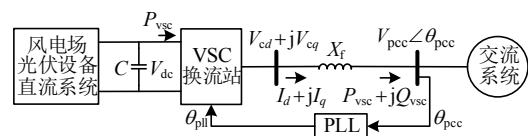
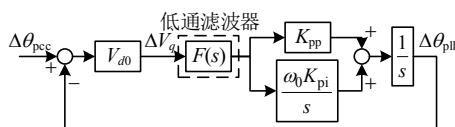


图 2 含并网 VSC 的交直流混联电力系统

Fig. 2 AC/DC hybrid power system connected with VSC

$$\begin{cases} \Delta V_d = \Delta V_{\text{pcc}} \\ \Delta V_q = V_{\text{pcc}0} \Delta \theta_{\text{er}} \end{cases} \quad (7)$$
$$\Delta V_a = P(s)\Delta\theta_{\text{pcc}} \quad (8)$$

$$P(s) = \frac{V_{\text{pcc}0} s^2}{s^2 + V_{d0} F(s) K_{\text{nn}} s + V_{d0} F(s) \omega_0 K_{\text{ni}}}$$
$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta \mathbf{X}_g = \mathbf{A}_g \Delta \mathbf{X}_g + \mathbf{b}_g \Delta V_q \\ \Delta \theta_{\text{pcc}} = \mathbf{c}_g^T \Delta \mathbf{X}_g + d_g \Delta V_q \end{cases} \quad (9)$$
$$\Delta\theta_{\text{pcc}} = [\mathbf{c}_{\text{g}}^{\text{T}}(s\mathbf{I} - \mathbf{A}_{\text{g}})^{-1}\mathbf{b}_{\text{g}} + d_{\text{g}}]\Delta V_q = J(s)\Delta V_q \quad (10)$$
$$\Delta V_g = P(s)\Delta\theta_{\text{pcc}} = \varepsilon L(s)\Delta\theta_{\text{pcc}} \quad (11)$$

然而,当子系统的开环模式 λ_{11} 和 λ_{21} 相互接近时, $|K_2(\lambda_{11})|$ 的幅值将趋向于无穷大,进而导致 Δx 、 $\Delta x \Delta y$ 均趋向于无穷大,即子系统间的动态交互显著增强。此时 $\Delta\lambda_{11}$ 、 $\Delta\lambda_{21}$ 将不断增大且方向相反, $\Delta\lambda_{11} = -\Delta\lambda_{21}$,即发生了模式排斥。特殊地,当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$, $\Delta\lambda_{11}$ 和 $\Delta\lambda_{21}$ 将会向无穷远处排斥,必然导致系统失稳。意味着子系统间的强动态交互过程将严重影响闭环系统的稳定性。实际中小增益系统闭环模式的变化量 $\Delta\lambda_{11}$ 和 $\Delta\lambda_{21}$ 不可能是无穷大的,其变化极限为 L_m ,如图8所示。

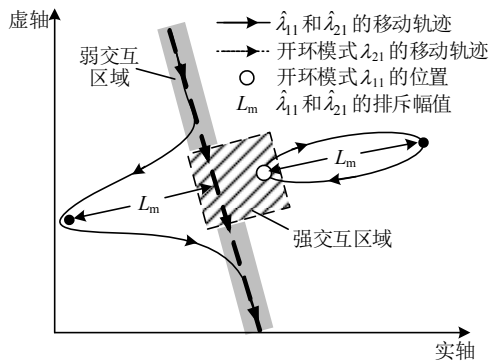


图8 小增益闭环系统发生模式排斥的示意图

Fig. 8 Diagram of modal repulsion in small-gain closed loop system

由图8可知,当子系统的开环模式 λ_{11} 和 λ_{21} 在复平面上的距离较远时,系统的闭环模式近似等于开环模式。随着开环模式 λ_{21} 逐渐靠近 λ_{11} ,系统的闭环模式 $\hat{\lambda}_{21}$ 、 $\hat{\lambda}_{11}$ 将逐渐远离开环模式,并在复平面上呈现相互排斥的现象,即 $\Delta\lambda_{11} = -\Delta\lambda_{21}$ 。当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$ 时,闭环模式的排斥现象最为严重,排斥幅值为 L_m ,并有:

$$\begin{cases} \hat{\lambda}_{11} \approx \lambda_{11} + L_m \\ \hat{\lambda}_{21} \approx \lambda_{21} - L_m \\ L_m = \sqrt{\varepsilon R_{11} R_{21}} \end{cases} \quad (14)$$

式中: R_{11} 为 λ_{11} 对应的留数; R_{21} 为 λ_{21} 对应的留数,详细推导过程见附录B。依据式(14)可知,在子系统开环稳定的前提下,小增益闭环系统失稳的判据为:当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$ 时,满足式(15)。

$$|\text{Real}(\sqrt{\varepsilon R_{11} R_{21}})| > |\text{Real}(\lambda_{11})| \quad (15)$$

式中 $\text{Real}(\cdot)$ 表示取实部

由式(15)可知,小增益系统稳定性的判定条件只要求解子系统的开环模式及其留数,无需对整体闭环系统求解,有效降低了系统稳定性分析的复杂度。此外,通过分析可知,小增益系统稳定性的

最差点位于子系统开环模式重合的地方,所以应尽量避免子系统间开环模式的靠近。下面通过实际算例,从两个方面来展现小增益闭环系统稳定性分析方法在含并网VSC电力系统中的应用。

3 小增益闭环系统稳定性分析方法在含并网VSC电力系统中的应用

3.1 系统介绍

如图9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[18]中的参数,直流系统的网侧VSC换流站采用定直流电压和定无功功率控制方式,其控制参数^[19-20]在附录C中给出。

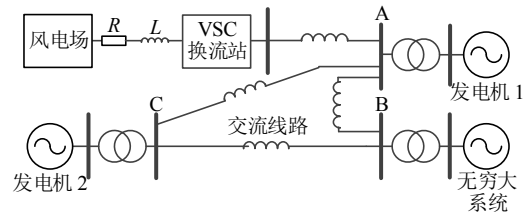


图9 基于3机9节点模型的交直流混联电力系统

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

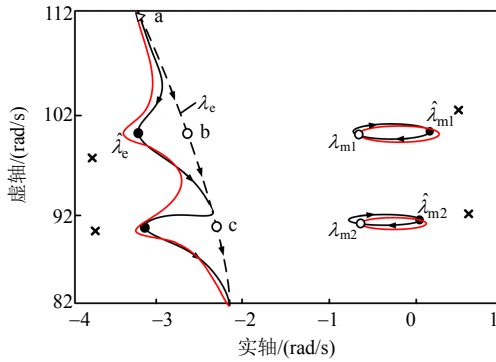
3.2 并网VSC引起次同步振荡的机理分析

基于1.2.1节中建立的线性化互联模型,可求得 $\varepsilon = (M\omega_0)^{-1} = 0.002$ 。假设 λ_m 是机械子系统中的一个开环模式,其在 $M(s)$ 中对应的留数为 R_m 。 λ_e 是电磁子系统中的一个开环模式,其在 $E(s)$ 中对应的留数为 R_e ,在 $C(s)$ 中对应的留数为 R_c ,则有 $R_e = \varepsilon R_c$,因此,式(14)变为

$$\begin{cases} \hat{\lambda}_m \approx \lambda_m + \sqrt{R_m R_e} \\ \hat{\lambda}_e \approx \lambda_e - \sqrt{R_m R_e} \end{cases} \quad (16)$$

结合式(13)和(16)可知,当电磁子系统中的一个开环模式 λ_e 与机械子系统中的一个开环模式 λ_m 逐渐接近时,其对应的闭环模式 $\hat{\lambda}_e$ 、 $\hat{\lambda}_m$ 将产生排斥现象,并随着开环模式距离的减小而不断增大;当开环模式重合时,闭环模式的排斥幅值达到峰值,为 $\sqrt{R_m R_e}$ 。如果此时存在 $|\text{Real}(\sqrt{R_m R_e})| > |\text{Real}(\lambda_m)|$,则闭环模式位于复平面右侧,系统失稳,表现为次同步振荡现象。以图9系统为例,对上述机理分析进行验证如下:

首先,依据机械子系统的开环特征矩阵 A_m ,结合参与性分析求得发电机1和2低压缸环节的开环模式为 $\lambda_{m1} = -0.61 + j98.8$, $\lambda_{m2} = -0.64 + j91.56$,如图10中“o”所示。其次,依据电磁子系统的开

图10 模式 λ_e 变化产生的根轨迹Fig. 10 Trajectories of modes when λ_e varied

环特征矩阵 A_e 求得并网 VSC 电压控制外环的主导模式为 $\lambda_e = -3.18 + j111.6$, 如图 10 中“△”所示。此时, 同时求出系统的闭环模式为 $\hat{\lambda}_e = -3.19 + j111.6$, $\hat{\lambda}_{m1} = -0.61 + j98.82$, $\hat{\lambda}_{m2} = -0.64 + j91.57$ 。可以发现, 由于 VSC 控制环节的开环模式 λ_e 与发电机轴系的开环模式 λ_{m1} 、 λ_{m2} 距离较远, 所以机械子系统和电磁子系统之间的动态交互非常弱, 闭环模式的变化量 $\Delta\lambda_{m1}$ 、 $\Delta\lambda_{m2}$ 非常小, 并有 $\hat{\lambda}_{m1} \approx \lambda_{m1}$, $\hat{\lambda}_{m2} \approx \lambda_{m2}$ 。

然后, 调节 VSC 定直流电压外环的控制参数, 使得 λ_e 沿图 10 中的虚线移动, 并逐次靠近 λ_{m1} 和 λ_{m2} 。当 λ_e 位于点 b 时, 与 λ_{m1} 距离最近, 此时计算 λ_e 的左特征向量和右特征向量分别为 r_e 、 l_e , 则 λ_e 对应的留数为 $R_e = c_e^T l_e r_e^T b_e$ 。类似地, 计算 λ_{m1} 的左特征向量和右特征向量分别为 r_{m1} 、 l_{m1} , 则 λ_{m1} 对应的留数为 $R_{m1} = c_m^T l_{m1} r_{m1}^T b_m$ 。据此, 可求得闭环模式排斥极限为 $L_m = \sqrt{R_e R_{m1}} = 1.05 + j3.16$, 如图 10 中“×”所示, 满足式(15)的判据条件, 可判定系统会发生次同步振荡。同理, 当 λ_e 位于点 c 时, 可对 λ_{m2} 进行类似判定, 可知 $\hat{\lambda}_{m2}$ 不会失稳, 与实际结果(如图 10 中“●”所示)一致, 验证了判定条件的正确性。

当子系统间的开环模式没有相等或近似相等时, 可采用式(12)、(13)进行近似估计, 其结果如图 10 中红色线所示: 当开环模式接近时, 闭环模式相互排斥, 当开环模式远离时, 闭环模式恢复, 在模式接近处形成了一个类似椭圆的形状。可见, 红色线的预测轨迹与实际系统的闭环轨迹(如图 10 中黑色实线所示)基本重合, 验证了小增益闭环系统分析方法的正确性。

最后, 对图 10 中点 a 和点 b 处的运行情况进行时域仿真, 如图 11 所示。系统在 0.1s 时于点

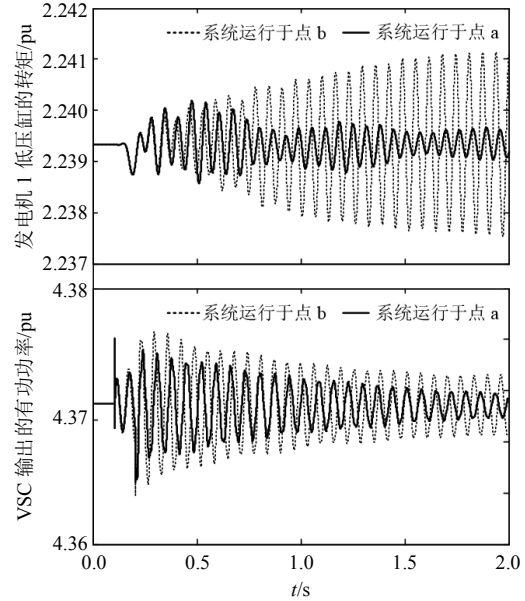


图11 时域仿真结果

Fig. 11 Results of time domain simulation

a 处发生 10% 的负荷损失, 持续 0.1s 后恢复。

综合上述分析与论证, 可得出以下结论: 当开环模式相互远离时, 子系统间动态交互较弱, 闭环系统的模式与开环子系统的模式近似相等, 只要开环子系统保持稳定, 则闭环系统不会失稳; 当开环模式相互接近时, 由式(12)、(13)可知闭环模式将发生排斥现象, 使得闭环模式的稳定性降低, 并给出了闭环模式的排斥极限如式(14)所示。

上述结论也揭示了并网 VSC 引起次同步振荡的本质是其控制环节的开环模式与交流系统中的开环模式接近引起的, 一般情况下, 其开环模式与交流系统中的模式距离较远, 系统间的动态交互较弱, 但是在特殊情况下, 将会与交流系统中的开环模式接近, 进而引发系统间的强动态交互现象, 导致模式排斥, 引起次同步振荡。这也同时说明了在并网 VSC 接入的同时, 参数整定的重要性, 为此, 将在下文详细介绍小增益闭环系统分析方法在参数设定中的应用。

3.3 并网 VSC 中 PLL 控制参数的确定

同理, 如图 7 所示的小增益闭环系统也存在着与 3.2 节中类似的稳定性问题, 当开环子系统的模式接近时, 仍会发生模式排斥现象, 所以合理选择 PLL 的控制参数是非常重要的, 以避免开环子系统模式的接近, 其操作流程如下。

首先, 从线性化模型的状态空间矩阵 A_g 中计算剩余子系统的开环模式为 $\lambda_{gi} (i=1, 2, \dots, 13)$, 其中 $\lambda_{gi} (i=1, 2, \dots, 10)$ 为发电机轴系的模式, $\lambda_{gi} (i=11, 12, 13)$

为VSC自身的控制模式,如表1所示。

表1 闭环系统模式排斥的计算结果

Tab.1 Examination of closed-loop modal repulsion

剩余子系统开环模式	PLL控制环节的PI参数
$\lambda_{g1} = -0.61 + j98.8$	$K_{pp} = 1.2, K_{pi} = 31.71$
$\lambda_{g2} = -0.92 + j126.1$	$K_{pp} = 1.8, K_{pi} = 51.65$
$\lambda_{g3} = -0.54 + j160.7$	$K_{pp} = 1.06, K_{pi} = 83.88$
$\lambda_{g7} = -0.33 + j188.1$	$K_{pp} = 0.65, K_{pi} = 114.92$
$\lambda_{g5} = -0.18 + j256.3$	$K_{pp} = 0.35, K_{pi} = 213.36$
$\lambda_{g6} = -0.64 + j91.56$	$K_{pp} = 1.25, K_{pi} = 27.23$
$\lambda_{g7} = -0.85 + j125.7$	$K_{pp} = 1.67, K_{pi} = 51.32$
$\lambda_{g8} = -0.42 + j157.5$	$K_{pp} = 0.82, K_{pi} = 80.57$
$\lambda_{g9} = -0.18 + j186.2$	$K_{pp} = 0.35, K_{pi} = 112.61$
$\lambda_{g10} = -0.07 + j213.8$	$K_{pp} = 0.33, K_{pi} = 148.47$
$\lambda_{g11} = -1.52 + j72.5$	$K_{pp} = 2.98, K_{pi} = 17.07$
$\lambda_{g9} = -9.18 + j337.6$	$K_{pp} = 17.99, K_{pi} = 370.19$
$\lambda_{g10} = -8.26 + j300.1$	$K_{pp} = 16.19, K_{pi} = 292.52$

然后,令 $\lambda_{pll} = \lambda_{gi}$ 考虑到次同步频率远低于高频谐波频率,所以令 $F(s) = 1$,有:

$$\lambda_{pll} = \lambda_{gi} = \frac{-V_{d0}K_{pp} \pm \sqrt{(V_{d0}K_{pp})^2 - 4V_{d0}\omega_0 K_{pi}}}{2} \quad (17)$$

可依据式(17)计算得出会发生模式排斥的PLL参数,上述计算结果见表1的第2列。

依据表1中第2列中计算得出的PLL控制参数,可绘制在设定PLL参数时,应该避免的参数区域,如图12所示。

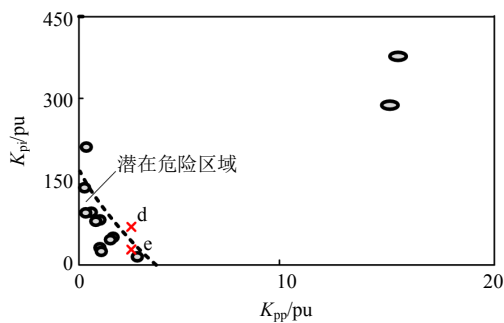


图12 PLL控制参数的稳定区域

Fig.12 Stable space of PI parameters of the PLL

最后,如果PLL参数设定在了图12所示的禁止区域内,则系统可能会面临失稳风险,所以应将PLL参数设定与图12中非危险区域的白色区域内。

为了验证上述参数稳定域的正确性,对图9系统进行时域仿真,运行点分别位于图12中禁止区域内的点e($K_{pp}=2.76, K_{pi}=27$)和稳定区域内的点d($K_{pp}=2.76, K_{pi}=75$)。系统在0.1s时于点A处发生10%的负荷损失,持续0.1s后恢复,仿真结果如

图13所示。

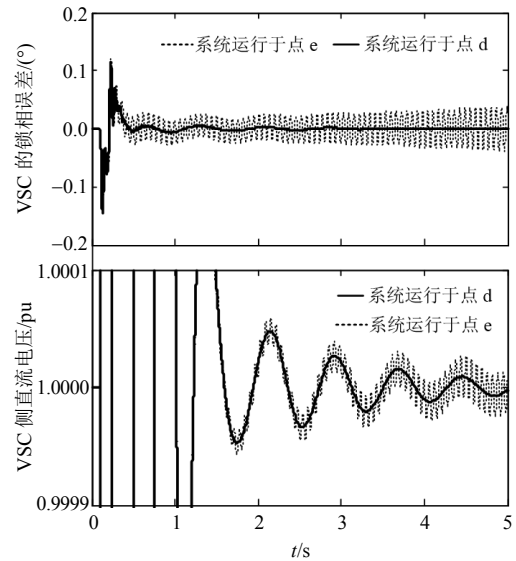


图13 时域仿真结果

Fig.13 Results of time domain simulation

由图13可得,当PLL参数选定为 $K_{pp}=2.76$ 、 $K_{pi}=27$ 时,系统失稳,与判定结果一致,验证了该运行点的确不能维持系统的稳定性;当PLL参数选定为 $K_{pp}=2.76$ 、 $K_{pi}=75$ 时,系统可以稳定运行,与图12中的分析结果一致。

4 结论

本文采用小增益闭环系统的数学模型对含VSC的电力系统进行了描述,提出了一种适用于判定VSC接入后系统稳定性的小增益闭环系统稳定性分析方法,主要有以下结论:

- 1) 采用泰勒定理证明了:当子系统间的开环模式逐渐靠近时,小增益系统闭环模式的排斥幅度将不断增大,并在开环模式间的距离最近时达到排斥峰值;
- 2) 采用小增益闭环系统稳定性分析方法给出了子系统间动态交互过程对闭环模式影响的数学描述,提出了判定混联系统稳定性的判据,揭示了并网VSC引起的次同步振荡机理;

3) 基于小增益闭环系统稳定性分析方法刻画了能够保证系统稳定运行的VSC控制参数范围,验证了合理的参数可以有效避免次同步振荡现象的发生,为实际工程提供了理论支撑。

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. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.
Xu Zheng. Flexible HVDC system[M]. Beijing: China Machine Press, 2013(in Chinese).
- [4] 汤广福. 基于电压源换流器的高压直流输电技术[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器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(in Chinese).
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]//IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Chicago, Illionios: 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] 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).
- [16] 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.
- [17] 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.
- [18] 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]//2014 IEEE Power & Energy Society General Meeting. National Harbor, MD, USA: IEEE, 2014: 1-5.
- [19] Zhang Lidong, Harnefors L, Nee H P. Modeling and control of VSC-HVDC links connected to island systems[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2016, 26(2): 783-793.
- [20] 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.

附录 A 式(12)、(13)的详细推导过程

对图 1(b)中的小增益系统求解闭环模式有:

$$\varepsilon K_2(s)G(s)=1 \quad (A1)$$

不失一般性, 考虑到 λ_{11} 和 λ_{21} 分别为子系统 1 和 2 的

开环模式,子系统的开环传递函数可写为

$$\begin{cases} K_2(s) = \frac{k_2(s)}{s - \lambda_{21}} \\ G(s) = \frac{g(s)}{s - \lambda_{11}} \end{cases} \quad (A2)$$

将式(A2)代入式(A1),可得:

$$\varepsilon k_2(s)g(s) = (s - \lambda_{21})(s - \lambda_{11}) \quad (A3)$$

式(A3)可进一步简写为

$$\varepsilon f(s) = \lambda(s) \quad (A4)$$

式中: $f(s) = k_2(s)g(s)$; $\lambda(s) = (s - \lambda_{21})(s - \lambda_{11})$ 。

显然,闭环模式 $\hat{\lambda}_{11} = \lambda_{11} + \Delta\lambda_{11}$ 和 $\hat{\lambda}_{21} = \lambda_{21} + \Delta\lambda_{21}$ 均是式(A4)的解,将 $\hat{\lambda}_{11}$ 其代入式(A4),有:

$$\varepsilon f(\lambda_{11} + \Delta\lambda_{11}) = \lambda(\lambda_{11} + \Delta\lambda_{11}) \quad (A5)$$

利用泰勒定理,将式(A5)在 λ_{11} 处展开,有:

$$\begin{aligned} \varepsilon[f(\lambda_{11}) + f'(\lambda_{11})\Delta\lambda_{11} + \frac{f''(\lambda_{11})}{2!}\Delta\lambda_{11}^2 + \dots] = \\ \lambda(\lambda_{11}) + \lambda'(\lambda_{11})\Delta\lambda_{11} + \frac{\lambda''(\lambda_{11})}{2!}\Delta\lambda_{11}^2 + \dots \end{aligned} \quad (A6)$$

令 $\Delta\lambda_{11} = \alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots$, 将其代入式(A6),可得:

$$\begin{aligned} \varepsilon[f(\lambda_{11}) + f'(\lambda_{11})(\alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots) + \\ \frac{f''(\lambda_{11})}{2!}(\alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots)^2 + \dots] = \\ \lambda(\lambda_{11}) + \lambda'(\lambda_{11})(\alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots) + \\ \frac{\lambda''(\lambda_{11})}{2!}(\alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots)^2 + \dots \end{aligned} \quad (A7)$$

考虑到 ε 是一个极小量,所以忽略 ε 的高阶项,保留式(A7)中 ε 的一阶项,如式(A8)所示。

$$\alpha_1 = \frac{f(\lambda_{11})}{\lambda'(\lambda_{11})} = \frac{f(\lambda_{11})}{\lambda_{11} - \lambda_{21}} \quad (A8)$$

将式(A8)代入 $\Delta\lambda_{11} = \alpha_1\varepsilon + \alpha_2\varepsilon^2 + \alpha_3\varepsilon^3 + \dots$, 可求得闭环模式变化量 $\Delta\lambda_{11}$ 的近似解为

$$\Delta\lambda_{11} = \hat{\lambda}_{11} - \lambda_{11} \approx \alpha_1\varepsilon = \varepsilon \frac{k_2(\lambda_{11})g(\lambda_{11})}{\lambda_{11} - \lambda_{21}} \quad (A9)$$

同理,可得子系统2对应的闭环模式 $\hat{\lambda}_{21} = \lambda_{21} + \Delta\lambda_{21}$ 的解为

$$\Delta\lambda_{21} = \hat{\lambda}_{21} - \lambda_{21} \approx \alpha_1\varepsilon = \varepsilon \frac{k_2(\lambda_{21})g(\lambda_{21})}{\lambda_{21} - \lambda_{11}} \quad (A10)$$

附录B 式(14)的详细推导过程

当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$ 时,令 $\Delta\lambda_{11} = \beta_1\varepsilon^{1/2} + \beta_2\varepsilon^{2/2} + \beta_3\varepsilon^{3/2} + \dots$, 并将其代入式(A6),可得:

$$\begin{aligned} \varepsilon[f(\lambda_{11}) + f'(\lambda_{11})(\beta_1\varepsilon^{\frac{1}{2}} + \beta_2\varepsilon^{\frac{2}{2}} + \beta_3\varepsilon^{\frac{3}{2}} + \dots) + \\ \frac{f''(\lambda_{11})}{2!}(\beta_1\varepsilon^{\frac{1}{2}} + \beta_2\varepsilon^{\frac{2}{2}} + \beta_3\varepsilon^{\frac{3}{2}} + \dots)^2 + \dots] = \\ \lambda(\lambda_{11}) + \lambda'(\lambda_{11})(\beta_1\varepsilon^{\frac{1}{2}} + \beta_2\varepsilon^{\frac{2}{2}} + \beta_3\varepsilon^{\frac{3}{2}} + \dots) + \\ \frac{\lambda''(\lambda_{11})}{2!}(\beta_1\varepsilon^{\frac{1}{2}} + \beta_2\varepsilon^{\frac{2}{2}} + \beta_3\varepsilon^{\frac{3}{2}} + \dots)^2 + \dots \end{aligned} \quad (B1)$$

当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$ 时, $\lambda(\lambda_{11})' = 0$, $\lambda(\lambda_{11})'' = 2$, 约去高次项,

式(B1)可简化为

$$f(\lambda_{11}) = \frac{\lambda''(\lambda_{11})}{2!}\beta_1^2 \quad (B2)$$

子系统1和2的开环传递函数 $G(s)$ 、 $K_2(s)$ 总可以展开为如式(B3)所示的形式。

$$\begin{cases} G(s) = \frac{R_{11}}{s - \lambda_{11}} + \sum_{i=2}^n \left(\frac{R_{1i}}{s - \lambda_{1i}} \right) \\ K_2(s) = \frac{R_{21}}{s - \lambda_{21}} + \sum_{j=2}^m \left(\frac{R_{2j}}{s - \lambda_{2j}} \right) \end{cases} \quad (B3)$$

式中: $R_{1i}(i=1, 2, \dots, n)$ 是 $\lambda_{1i}(i=1, 2, \dots, n)$ 对应的留数; $R_{2j}(j=1, 2, \dots, m)$ 是 $\lambda_{2j}(j=1, 2, \dots, m)$ 对应的留数。由此可得:

$$f(\lambda_{11}) = (s - \lambda_{11})(s - \lambda_{21})G(s)K_2(s)|_{s=\lambda_{11}} = R_{11}R_{21} \quad (B4)$$

联立式(B2)和(B4),有:

$$\beta_1 = \pm \sqrt{R_{11}R_{21}} \quad (B5)$$

由式(B5)可知,当 $\lambda_{11} = \lambda_{21}$ 时,小增益系统闭环模式的排斥极限近似为 $L_m = \sqrt{\varepsilon R_{11}R_{21}}$ 。进一步可计算得出闭环模式在复平面的位置为:

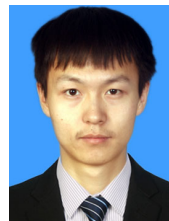
$$\begin{cases} \hat{\lambda}_{11} \approx \lambda_{11} + \sqrt{\varepsilon R_{11}R_{21}} \\ \hat{\lambda}_{21} \approx \lambda_{21} - \sqrt{\varepsilon R_{11}R_{21}} \end{cases} \quad (B6)$$

附录C 系统参数

图9所示系统的主要参数如表C1所示。

表C1 系统参数

Tab. C1 Parameters of power system	
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
直流电压控制外环的比例、积分系数/pu	1.5、1.19
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	0.5、0.23



付强

收稿日期: 2018-02-01。

作者简介:

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

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

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

(责任编辑 邱丽萍)

