文章编号：0258-8013 (2010) 04-0035-08 中图分类号：TM 72 文献标志码：A 学科分类号：470·40

HVDC 整流站控制系统设计的频域理论分析方法

余涛，童家鹏

(华南理工大学电力学院，广东省 广州市 510640)

Frequency-domain Analysis Method for the Control System Design of HVDC Rectifier Stations

YU Tao, TONG Jia-peng

(School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, Guangdong Province, China)

ABSTRACT: Improper rectifier control mode is the dominant influencing factor among various factors related to HVDC power transmission, which lead to subsynchronous oscillation (SSO). So it is important to apply the appropriate control strategy and control parameters to rectifiers. Based on the quasi-steady-state model of HVDC system, with the effect of phase-locked loop considered, the mechanism of subsynchronous oscillation caused by improper rectifier control by analyzing with complex-torque-coefficient in frequency domain is presented. A series of damping coefficient curves for generators under different frequency are presented by using the frequency-scanning method. By comparisons among three control strategies for rectifiers, it is shown that nonlinear constant-current control has the best positive damping characteristic, and phase correction can improve the damping characteristic of the linear controller to some extent. Lastly, the effect of Thevenin impedance between generator and converter transformer on damping characteristic is also discussed.

KEY WORDS: HVDC; subsynchronous oscillation (SSO); frequency-domain analysis method; complex-torque-coefficient method; phase-locked loop

摘要：由高压直流输电引起的次同步振荡各种因素中以整流器控制的影响最为显著，因此对整流器采用合适的控制方式和控制参数尤其重要，为从本质上分析高压直流输电整流器控制的阻尼特性，依据高压直流输电的准稳态模型，考虑锁相环等快速响应环节的影响，在频域上实现复数力矩系数法分析不适当的整流器控制产生次同步振荡的原理，运用扫频法绘制发电机在不同频率下的电气阻尼特性曲线。通过比较整流器 3 种控制策略的阻尼特性，表明非线性定电流控制具有较好的正阻尼特性；同时，相位校正环节的引入对线性控制策略的阻尼特性也有较大改善。此外，探讨了发电机与换流变压器之间的戴维南等值阻抗对阻尼特性的影响。

关键词：高压直流输电；次同步振荡；频域分析法；复数力矩系数法；锁相环

0 引言

随着我国高压直流输电(HVDC)工程的相继投运，各种非线性控制理论如微分几何、逆系统、自抗扰等理论都被尝试运用于HVDC控制系统[1-3]。这些控制系统设计以HVDC系统时域模型为基础，一般只考虑HVDC系统的内部动态及其稳定性，均未考虑对交流系统的影响。国内外直流系统的运行经验表明[4-7]，不恰当的HVDC控制会导致整流侧交流系统发生次同步振荡(subsynchronous oscilla- tion，SSO)和低频振荡；而HVDC的主控站为整流站，整流侧控制系统的设计对交流系统稳定性的影响尤为重要。

研究HVDC整流站控制系统引起的电力系统失稳问题的方法主要有：1）数学解析方法；2）近似估计算法；3）数值算法。较为通用的严格解析法是复数力矩系数法(complex torque coefficient，CTC)[8]；近似估计算法中被广泛接受的是美国电力科学研究院推荐的机组作用系数法(unit interaction factor，UIF)；数值算法则一般借助数值积分算法，利用交流系统模型和HVDC准稳态模型进行交直流系统交替迭代计算，这往往通过编程来实现[9-13]。

控制系统设计的频域分析方法在现代控制理论中占有重要地位，与时域分析方法相比，从频域的角度来分析交直流系统在不同频率扰动下的闭

基金项目：国家自然科学基金项目(50807016)；广东省自然科学基金项目(9151064101000049)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (50807016); Natural Science Foundation of Guangdong Province (9151064101000049).

环响应，可以更深刻地揭示系统的特性。在研究中发现，若将直流控制对交流系统产生的电磁力矩作为一个目标响应，利用扫频法和 CTC 法相结合可实现对 HVDC 控制系统设计的频域分析。

在前人研究[6,14-15]的基础上，本文进一步考虑了实际HVDC整流侧控制系统各个环节，特别是锁相环(phase locked loop，PLL)等快速环节的影响，利用CTC法推导出交直流系统电气阻尼系数的理论公式，然后根据该公式对HVDC在线性和非线性控制策略下的稳定性进行频域分析，并通过复现美国Square Butte工程实例来讨论相位补偿环节对HVDC系统阻尼特性的改善作用。

1　HVDC 及其控制系统模型

1.1　HVDC 系统平均值模型

HVDC系统基本结构如图 1 所示，它由 2 个等值的交流系统及联系两端的直流输电系统组成，其平均值模型[6,15]可表示为

$$U_{dr}=n'U'\cos\alpha-\frac{3}{\pi}x_r I_d \tag{1}$$

$$U_{dr}=(R_d+L_{d\Sigma}\mathrm{D})I_d+U_{di} \tag{2}$$

$$I'=n'I_d \tag{3}$$

$$U_{ar}=n'U' \tag{4}$$

$$U_{dr}=n'U'\cos\varphi' \tag{5}$$

式中：U_{dr}和U_{di}分别为整流侧和逆变侧的直流电压；U'和I'分别为整流侧交流母线的电压和电流；U_{ar}和U_{ai}分别为整流侧和逆变侧换流变压器二次侧电压；I_d为直流电流；R_d为直流输电线路电阻；x_r为整流器的等值换相电抗；$L_{d\Sigma}$为直流输电线路电抗和平波电抗之和；$\cos\varphi'$为送端交流系统的功率因数；n'和n''分别为整流侧和逆变侧的换流变压器变比；α为整流桥晶闸管触发角；$\mathrm{D}=\mathrm{d}/\mathrm{d}t$表示微分算子。图 1 中：$U''$为逆变侧交流母线电压。

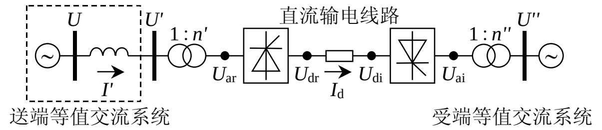

图 1　高压直流输电结构示意图

Fig. 1　Basic configuration of HVDC transmission systems

1.2　HVDC 控制系统数学模型

目前研究认为，SSO一般只发生在整流站一侧的发电机轴上[4-6,9]，文献[9]通过时域仿真对上述结论进行了验证，因此本文将研究重点放在整流器控制的影响。整流器控制系统如图 2 所示，该系统包括信号放大器、相控及触发电路和整流器控制[1]。

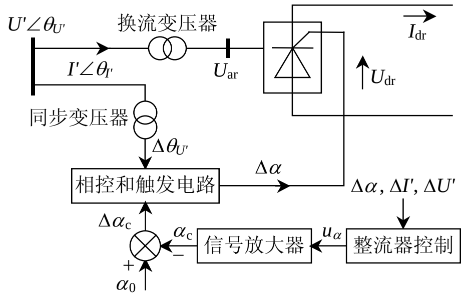

图 2　整流器控制系统

Fig. 2　Schematic diagram of a rectifier's controller

为研究不同的 HVDC 控制策略，将信号放大器和整流器控制的数学模型定义为一个通用的传递函数，即

$$\Delta\alpha_c=G_c(p)u_\alpha \tag{6}$$

式中：$\Delta\alpha_c=\alpha_0-\alpha_c$为控制信号$\alpha_c$的增量，$\alpha_0$为整流桥晶闸管触发角初始值；$G_c(p)$为与$p$有关的传递函数；$u_\alpha$为整流器触发角的控制规律。

HVDC 系统整流阀触发角的控制规律各种各样，但它们可以统一表示为

$$u_\alpha=\beta_I(I',U',\alpha)K_I(p)\Delta I'+\beta_U(I',U',\alpha)K_U(p)\Delta U'+\beta_\alpha(I',U',\alpha)K_\alpha(p)\Delta\alpha \tag{7}$$

式中：$K_I(p)$、$K_U(p)$和$K_\alpha(p)$为与p有关的线性传递函数；$\beta_I(I',U',\alpha)$、$\beta_U(I',U',\alpha)$和$\beta_\alpha(I',U',\alpha)$为与电流$I'$、电压$U'$和触发角$\alpha$有关的非线性传递函数；$\Delta I'$、$\Delta U'$和$\Delta\alpha$分别为电流$I'$、电压$U'$和触发角$\alpha$的增量。

相控和触发电路的响应时间与其他控制模块相比很短，同时考虑PLL的影响，可得到如下的触发角控制规律[14]

$$\Delta\alpha=\Delta\alpha_c+G_{PLL}(p)\Delta\theta_{U'} \tag{8}$$

式中：$\Delta\theta_{U'}$为整流侧交流母线电压相角的增量；$G_{PLL}(p)$为PLL传递函数，2 阶PLL的传递函数[16]可表示为

$$G_{PLL}(p)=\frac{\omega_n^2}{p^2+2\zeta\omega_n p+\omega_n^2} \tag{9}$$

式中：ζ为阻尼系数；ω_n为PLL的自然频率。它们的表达式分别为

$$\omega_n=\sqrt{K_\phi K_U/RC}\,,\quad \zeta=\frac{1}{2\sqrt{K_\phi K_U RC}}$$

其中：K_ϕ为鉴相器比例增益系数；K_U为压控振荡器(voltage controlled oscillator，VCO)比例增益系数；R、C分别为滤波器的电阻和电容。

此外，交流电流相角对功角的影响[6]可表示为

$$\Delta\varphi'=\Delta\theta_{U'}-\Delta\theta_{I'} \tag{10}$$

式中：$\Delta\varphi'$ 为整流侧功率因数角增量；$\Delta\theta_{I'}$ 为整流侧交流母线电流相角增量。

2　复数力矩系数推导

复数力矩系数在 HVDC 稳定性分析中扮演关键角色，详细推导如下。

将式(1)和式(3)线性化可得

$$\Delta U_{\mathrm{dr}}=n'\cos\alpha\Delta U'-n'U'\sin\alpha\Delta\alpha-\frac{3}{\pi}x_{\mathrm{r}}\Delta I_{\mathrm{d}} \tag{11}$$

$$\Delta I'=n'\Delta I_{\mathrm{d}} \tag{12}$$

式中 ΔU_{dr}、ΔI_{d}分别为整流侧直流电压和直流电流的增量。假定逆变侧交流母线的电压为定值，即U_{di}的增量为 0，则式(2)线性化后可表示为

$$\Delta U_{\mathrm{dr}}=(R_{\mathrm{d}}+L_{\mathrm{d}\Sigma}p)\Delta I_{\mathrm{d}} \tag{13}$$

由式(11)~(13)消去 ΔI_{d}和 ΔU_{dr}可得触发角表达式为

$$\Delta\alpha=\frac{\cos\alpha}{U'\sin\alpha}\Delta U'-\frac{Z(p)}{n'^2U'\sin\alpha}\Delta I' \tag{14}$$

式中 $Z(p)=R_{\mathrm{d}}+L_{\mathrm{d}\Sigma}p+\dfrac{3}{\pi}x_{\mathrm{r}}$。

由式(6)~(8)消去 $\Delta\alpha_{\mathrm{c}}$和$u_\alpha$可得另一触发角线性化表达式，与式(14)联立消去$\Delta\alpha$可得交流电流表达式，即

$$\Delta I'=A(p,I',U',\alpha)\Delta\theta_{U'}+B(p,I',U',\alpha)\Delta U' \tag{15}$$

式中：$A(\cdot)=\dfrac{-G_{\mathrm{PLL}}n'^2U'\sin\alpha}{n'^2U'\sin\alpha G_{\mathrm{c}}\beta_IK_I+(1-G_{\mathrm{c}}\beta_\alpha K_\alpha)Z}$；

$B(\cdot)=\dfrac{n'^2[\cos\alpha(1-G_{\mathrm{c}}\beta_\alpha K_\alpha)-U'\sin\alpha G_{\mathrm{c}}\beta_UK_U]}{n'^2U'\sin\alpha G_{\mathrm{c}}\beta_IK_I+(1-G_{\mathrm{c}}\beta_\alpha K_\alpha)Z}$。

由式(1)~(5)的线性化表达式可得

$$\Delta\varphi'=\frac{3x_{\mathrm{r}}}{\pi n'U'\sin\varphi'}\Delta I_{\mathrm{d}}+\frac{\cos\varphi'-\cos\alpha}{U'\sin\varphi'}\Delta U'+\frac{\sin\alpha}{\sin\varphi'}\Delta\alpha \tag{16}$$

由式(10)、(12)、(14)~(16)消去 $\Delta\alpha$、ΔI_{d}和 $\Delta\phi'$可得交流电流相角线性化表达式，即

$$\Delta\theta_{I'}=C(p,I',U',\alpha)\Delta\theta_{U'}+D(p,I',U',\alpha)\Delta U' \tag{17}$$

式中：$C(\cdot)=1+\dfrac{R_{\mathrm{d}}+L_{\mathrm{d}\Sigma}p}{n'^2U'\sin\varphi'}A(p,I',U',\alpha)$；$D(\cdot)=\dfrac{R_{\mathrm{d}}+L_{\mathrm{d}\Sigma}p}{n'^2U'\sin\varphi'}B(p,I',U',\alpha)-\dfrac{1}{U'\tan\varphi'}$。

假定发电机和 HVDC 系统紧密耦合，根据 CTC 法，如果发电机转子发生某一幅值为 A、频率为μ的微小正弦扰动，发电机质块随扰动的角位移为

$$\Delta\theta=A\sin\mu t \tag{18}$$

对式(18)求导可得发电机角速度增量表达式

$$p\Delta\theta=A\mu\cos\mu t=\Delta\omega \tag{19}$$

式中$\Delta\theta$和$\Delta\omega$分别为相角和角速度扰动后的增量。

如果忽略定子绕组电抗，同时假定等值发电机直接与整流侧换流变压器相连，即忽略戴维南等值阻抗(关于戴维南等值阻抗对阻尼特性影响的相关探讨详见附录A[17-18])，发电机母线电压及其相角的波动分别表示为

$$\Delta U'=\Delta U\approx\Delta\omega\,\psi_0 \tag{20}$$

$$\Delta\theta_{U'}=\Delta\theta_U\approx\Delta\theta \tag{21}$$

式中：ψ_0为发电机定子绕组稳态磁链幅值；U为发电机端电压；$\Delta\theta_U$为发电机端电压相角增量。将式(20)、(21)代入式(15)、(17)得

$$\Delta I'=[A(p,I',U',\alpha)+\psi_0pB(p,I',U',\alpha)]\Delta\theta \tag{22}$$

$$\Delta\theta_{I'}=[C(p,I',U',\alpha)+\psi_0pD(p,I',U',\alpha)]\Delta\theta \tag{23}$$

为便于分析，将三相定子绕组等值为静止正交的a、b 2 个绕组，与d、q轴坐标的关系如图 3 所示。图中：ω_0为初始时刻转速；δ_0为初始时刻q轴与x轴之间的夹角；θ_0为初始时刻d轴与a轴之间的夹角。由图 3 的坐标关系可得a、b绕组的瞬时电流表达式，即

$$\begin{aligned}i_a&=I\cos\theta_I=(I_0+\Delta I)\cos(\omega_0t+\theta_{I0}+\Delta\theta_I)=\\&(I_0+\Delta I)(\cos\beta\cos\Delta\theta_I-\sin\beta\sin\Delta\theta_I)\approx\\&I_0\cos\beta-(I_0\sin\beta)\Delta\theta_I+\Delta I\cos\beta=i_{a0}+\Delta i_a\end{aligned} \tag{24}$$

$$\begin{aligned}i_b&=I\sin\theta_I=(I_0+\Delta I)\sin(\omega_0t+\theta_{I0}+\Delta\theta_I)=\\&(I_0+\Delta I)(\sin\beta\cos\Delta\theta_I+\cos\beta\sin\Delta\theta_I)\approx\\&I_0\sin\beta+(I_0\cos\beta)\Delta\theta_I+\Delta I\sin\beta=i_{b0}+\Delta i_b\end{aligned} \tag{25}$$

式中：θ_I为电流相角；θ_{I0}为初始时刻电流相角；i_{a0}和i_{b0}分别为I_0在a、b轴上的投影；$\beta=\omega_0t+\theta_{I0}$。由于式(24)、(25)中$\Delta\theta_I$为小扰动偏差量，因此在推导过程中令$\cos\Delta\theta_I\approx1$且$\sin\Delta\theta_I\approx\Delta\theta_I$。

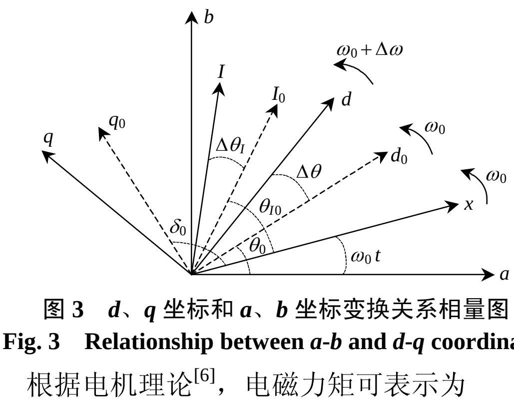

图 3　*d*、*q* 坐标和 *a*、*b* 坐标变换关系相量图

Fig. 3　Relationship between *a*-*b* and *d*-*q* coordinates

根据电机理论[6]，电磁力矩可表示为

$$T_{\mathrm{e}}=\psi_di_q-\psi_qi_d \tag{26}$$

式中：ψ_d和ψ_q分别为d、q轴绕组磁链；i_d和i_q分别为d、q轴绕组电流。若假定定子绕组磁链幅值恒定，即$\psi_0=\mathrm{const}$，则$\Delta\psi_d=0$、$\Delta\psi_q=0$。根据图 3 所示的坐标变换关系，可以得到电磁力矩偏差表 达式，

即

$$\Delta T_{\mathrm{e}}=[-\psi_{q0}\quad \psi_{d0}]\begin{bmatrix}\cos\theta_0 & \sin\theta_0\\ -\sin\theta_0 & \cos\theta_0\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\Delta i_a\\ \Delta i_b\end{bmatrix}\qquad(27)$$

式中ψ_{d0}和ψ_{q0}分别为初始时刻d、q绕组磁链。将式(22)~(25)代入式(27)可得

$$\Delta T_{\mathrm{e}}=[\psi_0\sin\xi_0\ \ \psi_0 I_0\cos\xi_0]\begin{bmatrix}A(\cdot)+\psi_0 pB(\cdot)\\ C(\cdot)+\psi_0 pD(\cdot)\end{bmatrix}\Delta\theta\qquad(28)$$

式中$\xi_0=\theta_{I0}-\theta_{\psi 0}$。

根据式(28)，复数力矩系数[19]可表示为

$$K_{\mathrm{T}}(p,I',U',\alpha)=\frac{\Delta T_{\mathrm{e}}}{\Delta\theta}=\psi_0[\sin\xi_0\ \ I_0\cos\xi_0]\cdot\begin{bmatrix}A(\cdot)+\psi_0 pB(\cdot)\\ C(\cdot)+\psi_0 pD(\cdot)\end{bmatrix}\qquad(29)$$

同时，考虑到小扰动的频率为μ，复数力矩系数可表示为

$$K_{\mathrm{T}}(p,I',U',\alpha)|_{p=\mathrm{j}\mu}=K_{\mathrm{e}}+\mathrm{j}\mu D_{\mathrm{e}}\qquad(30)$$

式中：K_{e}为同步力矩系数；D_{e}为电气阻尼系数。

根据式(29)、(30)可以得到D_{e}的表达式，即

$$D_{\mathrm{e}}=\psi_0(M\sin\xi_0+NI_0\cos\xi_0)\qquad(31)$$

式中：$M=\mathrm{Im}[A(\cdot)|_{p=\mathrm{j}\mu}+\psi_0\,\mathrm{j}\mu\,B(\cdot)|_{p=\mathrm{j}\mu}]/\mu$；$N=\mathrm{Im}[C(\cdot)|_{p=\mathrm{j}\mu}+\psi_0\,\mathrm{j}\mu D(\cdot)|_{p=\mathrm{j}\mu}]/\mu$。

3　HVDC 控制策略的频域分析

3.1　频域分析的原因

负阻尼是导致HVDC控制系统产生SSO的本质原因，当与整流侧相连的发电机母线上由于故障等原因产生某一频率为μ的扰动时，该母线电压的幅值和相位将发生摄动，相控和触发电路所产生的触发角也随之变化，最终导致HVDC系统偏离初始运行工况，控制系统为维持初始运行工况将对扰动作出响应。在调整的过程中，如果复数力矩增量ΔT_{e}与转速增量$\Delta\omega$之间的相角差为90°，系统将产生一个负的阻尼，即$D_{\mathrm{e}}<0$，如果该负阻尼的绝对值大于发电机的机械正阻尼，整个交直流系统将失去稳定。因此，只要在适当的频域范围内分析不同频率扰动下的阻尼特性即可判断系统的稳定性。

由式(31)可以看出，影响电气阻尼系数的因素很多，如系统参数及运行点、整流器的控制方式和控制参数，其中整流器的控制方式和控制参数的影响最大。本文对HVDC不同的控制策略进行频域分析。

3.2　线性定电流控制

线性定电流控制(linear constant-current control，LCC)是HVDC最常用的控制方式，其控制规律为

$$\Delta\alpha_{\mathrm{c}}=\frac{1}{1+T_\alpha p}(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})\Delta I_{\mathrm{d}}\qquad(32)$$

式中：T_α为信号放大环节的时间常数；K_{P}和T_{I}分别为PI控制器的比例系数和积分时间常数。

将式(3)、(32)代入式(6)、(7)可得

$K_I(p)=1$；$K_U(p)=0$；$K_{\mathrm{P}}(p)=0$；$\beta_I(I',U',\alpha)=1/n'$；$\beta_U(I',U',\alpha)=0$；$\beta_\alpha(I',U',\alpha)=0$；$G_{\mathrm{c}}(p)=\dfrac{1}{1+T_\alpha p}(K_{\mathrm{P}}+\dfrac{1}{T_{\mathrm{I}}p})$

将上述各式代入式(31)可得LCC控制策略下的电气阻尼系数，如果忽略直流电抗$L_{\mathrm{d}\Sigma}$和PLL的控制作用，得到的结论与文献[6]一致。

3.3　线性定功率控制

线性定功率控制(linear constant-power control，LCP)是HVDC系统普遍使用的另一控制方式，其控制规律可表示为

$$\Delta\alpha_{\mathrm{c}}=\frac{1}{1+T_\alpha p}(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})\frac{\Delta P_{\mathrm{d}}}{U_{\mathrm{dr}}}\qquad(33)$$

式中ΔP_{d}为直流功率偏差量。

由系统的准稳态模型式(1)~(5)可得

$$\begin{aligned}\Delta\alpha_{\mathrm{c}}=&[(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})/(1+T_\alpha p)]\frac{\Delta(U_{\mathrm{dr}}I_{\mathrm{d}})}{U_{\mathrm{dr}}}=[(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})/\\&(1+T_\alpha p)]\frac{I_{\mathrm{d}}\Delta U_{\mathrm{dr}}+U_{\mathrm{dr}}\Delta I_d}{U_{\mathrm{dr}}}=[(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})/\\&(1+T_\alpha p)][\frac{I'}{n'}(n'\cos a\Delta U'-n'U'\sin a\Delta\alpha-\\&\frac{3}{\pi}x_{\mathrm{r}}\Delta I_{\mathrm{d}})/(n'U'\cos\alpha-\frac{3}{n'\pi}x_{\mathrm{r}}I')+\Delta I_{\mathrm{d}}]\end{aligned}\qquad(34)$$

将式(34)代入式(6)、(7)可得

$K_I(p)=1$；$K_U(p)=1$；$K_{\mathrm{P}}(p)=1$；

$$\beta_I(I',U',\alpha)=(1-\frac{3x_{\mathrm{r}}I'}{n'U'\cos\alpha n'\pi-3x_{\mathrm{r}}I'})/n'\text{；}$$

$$\beta_U(I',U',\alpha)=\frac{I'\cos\alpha}{n'U'\cos\alpha-\dfrac{3x_{\mathrm{r}}}{n'\pi}I'}\text{；}$$

$$\beta_\alpha(I',U',\alpha)=-\frac{I'U'\sin\alpha}{n'U'\cos\alpha-\dfrac{3x_{\mathrm{r}}}{n'\pi}I'}\text{；}$$

$$G_{\mathrm{c}}(p)=\frac{1}{1+T_\alpha p}(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})$$

同样将上述各式代入式(31)可得LCP控制策略下的电气阻尼系数。

3.4　非线性定电流控制

文献[1]在微分几何学的基础上提出了一种非线性定电流控制(nonlinear constant-current control， NCC)策略，其控制规律可表示为

$$u_a(t)=\frac{T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}}{U_{\mathrm{ar}}\sin\alpha}[\Delta I_{\mathrm{d}}+(\sqrt{3}-\frac{3x_{\mathrm{r}}}{\pi L_{\mathrm{d}\Sigma}})\Delta\dot{I}_{\mathrm{d}}]+\Delta\alpha+\frac{T_\alpha\cos\alpha}{U_{\mathrm{ar}}\sin\alpha}-\frac{T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}}{U_{\mathrm{ar}}\sin\alpha}\Delta\dot{U}_{\mathrm{dr}} \tag{35}$$

将式(4)、(11)代入式(35)可得

$$u_a=\frac{T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}}{n'U'\sin\alpha}[1+(\sqrt{3}-\frac{3x_{\mathrm{r}}}{\pi L_{\mathrm{d}\Sigma}}+\frac{3}{\pi}x_{\mathrm{r}})p]\Delta I_{\mathrm{d}}+(1+T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}p)\Delta\alpha+\frac{T_\alpha\cos\alpha}{U'\sin\alpha}(1-L_{\mathrm{d}\Sigma})p\Delta U' \tag{36}$$

将式(3)、(36)代入式(6)、(7)可得

$$K_I(p)=\frac{T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}}{n'}[1+(\sqrt{3}-\frac{3x_{\mathrm{r}}}{\pi L_{\mathrm{d}\Sigma}}+\frac{3}{\pi}x_{\mathrm{r}})p];$$

$$K_U(p)=(1-T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma})T_\alpha p;\quad K_{\mathrm{P}}(p)=1+T_\alpha L_{\mathrm{d}\Sigma}p;$$

$$\beta_I(I',U',\alpha)=\frac{1}{U'\sin\alpha};\quad \beta_U(I',U',\alpha)=\frac{\cos\alpha}{U'\sin\alpha};$$

$$\beta_\alpha(I',U',\alpha)=1;\quad G_{\mathrm{c}}(p)=\frac{K_{\mathrm{P}}}{1+T_\alpha p}$$

将上述各式代入式(31)可得 NCC 控制策略下的电气阻尼系数。

4　实例分析

4.1　实例

根据第 3 节推导的数学表达式，利用Matlab编写相应的程序，并通过实例来研究 3 种控制策略的电气阻尼特性，由此获得整流器控制策略对HVDC稳定性的影响，相应的系统模型采用美国Square Butte工程参数，本文研究的交直流系统初始运行工况为：$U'=1.0$ pu，$I_0'=1.15$ pu，$I_{\mathrm{d}}=1.0$ pu，$\psi_0=1.0$ pu，$n'=1.15$ pu，$\alpha=15°$，$\varphi'=29°$，$\xi_0=61°$。

4.2　LCC 控制

为研究LCC控制策略下HVDC在频域上的稳定性，令微分算子$p=\mathrm{j}\mu$，使频率μ在 0~100 Hz范围内变化，研究不同控制参数作用下HVDC的电气阻尼特性。

令积分时间常数$T_{\mathrm{I}}=0.8$ s，改变比例增益系数K_{P}，相应的一组曲线如图 4 所示；令比例增益系数$K_{\mathrm{P}}=1.0$，逐步改变积分时间常数T_{I}，另一组曲线如图 5 所示。图 4 表明：HVDC系统在扰动频率小于19.1 Hz时对发电机组呈现出负阻尼，这种负阻尼随着K_{P}的增大而增大，扭振频率也从 13.1 Hz增大到14.6 Hz。图 5 表明：随着T_{I}的增大，曲线波动程度增大，负阻尼也越来越严重，扭振频率从 22.2 Hz减小至 13.5 Hz。

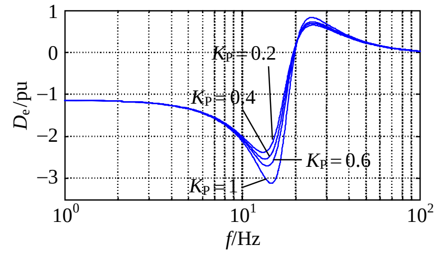

图 4　LCC控制下K_{P}对D_{e}的影响

Fig. 4　Influence of K_{P} on D_{e} under LCC control

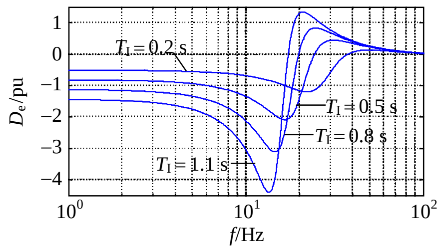

图 5　LCC控制下T_{I}对D_{e}的影响

Fig. 5　Influence of T_{I} on D_{e} under LCC control

显然，负阻尼是导致交直流系统发生SSO的主要原因。根据图 4 和图 5 所示的阻尼特性，很容易看出HVDC在频域上的不稳定范围，如果将这些参数运用在LCC控制器上，则在扰动的情况下有可能导致SSO现象的发生。由图 4 还可以看出，当LCC控制器采用较大的K_{P}时，负阻尼现象比较严重，必须减小K_{P}；但大多数情况下，较大的增益对于信号放大来说是必要的，因此，可以采用如励磁系统的电力系统稳定器(power system stabilizer，PSS)来实现相位校正(phase correction)[1,19]，将LCC控制策略修改为

$$\Delta\alpha_{\mathrm{c}}=(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})\frac{p}{1+T_\alpha p}(\frac{1+T_{\alpha1}p}{1+T_{\alpha2}p})^2\Delta I_{\mathrm{d}} \tag{37}$$

式中校正环节参数引用于一个实用的PSS[1]，即$T_{\alpha1}=0.125$ s，$T_{\alpha2}=0.05$ s。因此，$G_{\mathrm{c}}(p)$可重新表示为

$$G_{\mathrm{c}}(p)=(K_{\mathrm{P}}+\frac{1}{T_{\mathrm{I}}p})\frac{p}{1+T_\alpha p}(\frac{1+T_{\alpha1}p}{1+T_{\alpha2}p})^2 \tag{38}$$

引入相位校正后的阻尼特性如图 6 所示，显然，在引入相位校正后能够得到很好的正阻尼特性，尤其在小于 25.5 Hz的低频段效果更为明显。

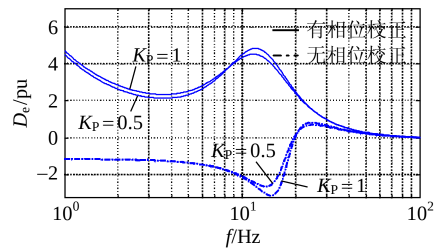

图 6　LCC 控制下相位校正对D_{e}的影响

Fig. 6　Influence of phase correction on D_{e} under LCC control

4.3　LCP 控制

LCP控制下的电气阻尼特性如图 7~9 所示，图 7、8 表明LCP控制器与LCC控制器有着相似的电气阻尼特性。当$T_I=0.8$ s时，LCC控制下 4 条特性曲线均以$D_e=-1.125$ pu为起点；而LCP控制则以$D_e=-2.639$ pu为起点。仔细分析可以发现，在相同控制参数下，LCP控制下的扭振频率较小，并且在低频范围内具有更大的负阻尼。

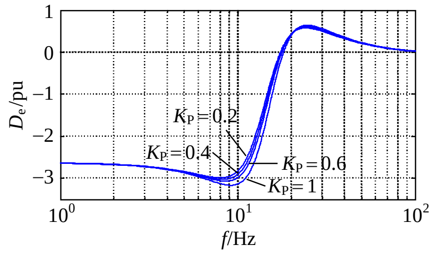

图 7　LCP控制下K_P对D_e的影响

Fig. 7　Influence of K_P on D_e under LCP control

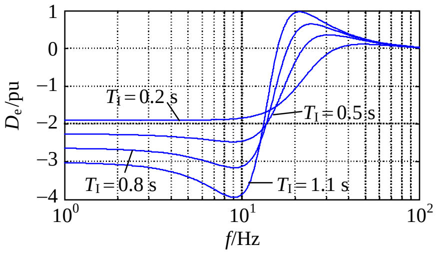

图 8　LCP控制下T_I对D_e的影响

Fig. 8　Influence of T_I on D_e under LCP control

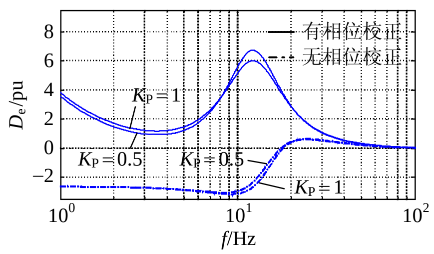

图 9　LCP控制下相位校正对D_e的影响

Fig. 9　Influence of phase correction on D_e under LCP control

为验证本文的理论分析，将本文的图 4 和图 7 分别与文献[9]的图 8 和文献[20]的图 3 相比较，文献[9]的图 8 更能反映实际系统，本文的结论与两者非常接近，提供了一个清晰的分析过程。

在采用 4.2 节所述的相位校正后，LCP 控制下的阻尼特性如图 9 所示，可以看出，与图 6 相比，在不同的扭振频率下，校正环节仍然能够获得良好的正阻尼特性。

4.4　NCC 控制

图 10 为 NCC 控制下 HVDC 系统的阻尼特性曲线，与 LCC 和 LCP 控制策略相比，NCC 控制策略

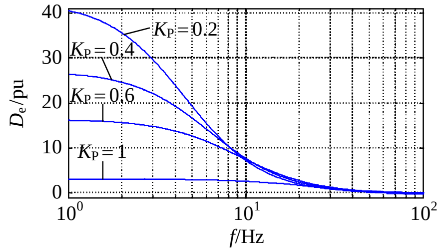

图 10　NCC控制下K_P对D_e的影响

Fig. 10　Influence of K_P on D_e under NCC control

具有最好的正阻尼特性，文献[1]通过时域仿真验证了该结论。

由于建立在微分几何方法上的非线性控制器的复杂性，从线性的角度描述该控制器的阻尼特性是很困难的，本文给出如下解释：从控制规律式(36)可以看出，它将触发角的增量$\Delta\alpha$作为控制器的输入，同时从式(8)、(21)可以看出，该控制器的输入还包含$\Delta\theta$，即NCC控制能够根据交流母线上的电压变化快速作出响应；而在线性控制策略式(32)、(33)中却不包含这 2 个元素，这就是非线性控制具备更好正阻尼特性的主要原因。

4.5　PLL 对阻尼特性的影响

本节重点分析 PLL 参数对 HVDC 阻尼特性的影响，以 LCC 控制为例，PLL 参数变化时 HVDC 系统的复数力矩系数如图 11~12 所示。

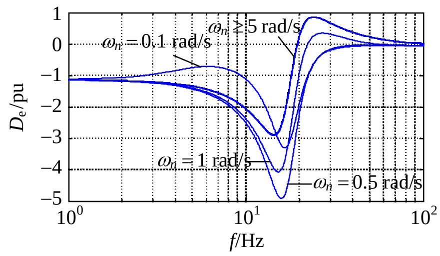

图 11　LCC控制下 ω_n对D_e的影响

Fig. 11　Influence of ω_n on D_e under LCC control

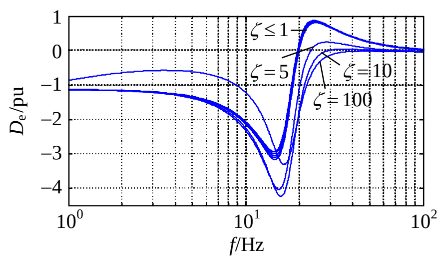

图 12　LCC控制下ζ对D_e的影响

Fig. 12　Influence of ζ on D_e under LCC control

图 11 表明，随着ω_n的增加，负阻尼频域变小，当$\omega_n\geq5$ rad/s时，曲线几乎重合在一起；图 12 表明，随着ζ的增加，HVDC系统出现负阻尼的频率范围将增大，当$\zeta\leq1$ 时，阻尼特性也重合在一起。进一

步分析表明，LCP控制下PLL参数变化对HVDC阻尼特性的影响与图 11~12 相同；而随着PLL参数的变化，NCC仍然保持图 10 的阻尼特性。

5　结论

近几十年来，阻尼分析一直是分析电力系统振荡稳定性的有效方法。通过复数力矩系数法，本文对 HVDC 系统引起 SSO 的机制进行研究，从阻尼特性的角度对振荡现象作出理论分析。

为分析整流器不同控制策略的影响，本文对常规的线性控制和新型的非线性控制进行研究；简要分析了 PLL 参数对阻尼特性的影响。本文所推导的电气阻尼系数表达式对交直流系统在频域上的稳定性分析起着重要的作用，在此基础上对 3 种控制策略进行比较，结果表明，NCC 具有最好的电气阻尼特性。通过该表达式，能够从理论上评价各种校正措施，本文引入的相位校正能够较好地抑制由高增益引起的负阻尼，从而改善线性控制的动态性能。

参考文献

[1] Lu Q，Sun Y Z，Mei S W．Nonlinear control systems and power system dynamics[M]．Boston：Kluwer Academic Publishers，2001：205-206，277-308．

[2] 李春文，刘艳红．基于逆系统方法的 HVDC 系统一般非线性控制[J]．电力系统自动化，2000，24(22)：1-4．
Li Chunwen，Liu Yanhong．A nonlinear feedback controller for the HVDC system with the inverse system method[J]．Automation of Electric Power Systems，2000，24(22)：1-4(in Chinese)．

[3] 余涛，沈善德，李东海，等．高压直流输电系统的自抗扰控制方法[J]．电力系统自动化，2002，26(22)：22-26，52．
Yu Tao，Shen Shande，Li Donghai，et al．Study on auto-disturbance-rejection control for HVDC system[J]．Automation of Electric Power Systems，2002，26(22)：22-26，52(in Chinese)．

[4] Bahrman M P，Larsen E V，Patel H S，Experience with HVDC-turbine-generator torsional interaction at square butte[J]. IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1980，99(3)：957-966．

[5] Electric Power Research Institute．HVDC system control for damping of subsynchronous oscillations[R]．New York：Electric Power Research Institute，1982．

[6] 倪以信，陈寿孙，张宝霖．动态电力系统的理论与分析[M]．北京：清华大学出版社，2002：36，304-309．
Ni Yixing，Chen Shousun，Zhang Baolin．Theory and analysis of dynamic power system[M]. Beijing：Tsinghua University Press，2002：36，304-309(in Chinese)．

[7] 张帆，徐政．直流输电次同步阻尼控制器的设计[J]．电网技术，2008，32(11)：13-17．
Zhang Fan，Xu Zheng．A method to design a subsynchronous damping controller for HVDC transmission system[J]．Power System Technology，2008，32(11)：13-17(in Chinese)．

[8] Canay I M. A novel approach to the torsional interaction and electrical damping of the synchronous machine：part I and part II[J]. IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1982，101(10)：3630-3647．

[9] 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 subsynchronous oscillation caused by HVDC[J]．Proceedings of the CSEE，2003，23(10)：6-10(in Chinese)．

[10] Svensson S，Mortensen K．Damping of subsynchronous oscillations by an HVDC link：an HVDC simulator study[J]．IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1981，100(3)：1431-1437．

[11] Padiyar K R，Sachchidanand，J．Senthil．Digital computer study of the control of torsional interactions in HVDC turbine-generators[J]．Electric Machines and Power Systems，1994(22)：87-103．

[12] Mortensen K，Larsen E V，Piwko R J．Field tests and analysis of torsional interaction between the coal creek turbine-generators and the CU HVDC system[J]. IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1981，100(1)：336-344．

[13] Breuer G D．Studies of large AC/DC systems on the digital computer [J]．IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1966，85(3)：1107-1115．

[14] Padiyar K R．HVDC power transmission systems：technology and system interaction[M]．New York：John Wiley & Sons，1991：77，131，172-173，243-251．

[15] 周长春，徐政．直流输电准稳态模型有效性的仿真验证[J]．中国电机工程学报，2003，23(12)：33-36．
Zhou Changchun，Xu Zheng．Simulation validity test of the HVDC quasi-steady-state model[J]. Proceedings of the CSEE，2003，23(12)：33-36(in Chinese)．

[16] Chung S K．Phase-locked loop for grid-connected three-phase power conversion systems[J]．IEE Proceedings：Online，2002，147(3)：213-219．

[17] 周长春，徐政．一种评价多个直流换流站系统次同步扭振互作用的新指标[J]．中国电机工程学报，2004，24(4)：6-11．
Zhou Changchun，Xu Zheng．A novel index for estimating the subsynchronous torsional interaction of multiple converters systems [J]．Proceedings of the CSEE，2004，24(4)：6-11(in Chinese)．

[18] Yu C，Cai Z，Ni Y，et al．Generalized eigenvalue and complex-torque coefficient analysis for SSR study based on LDAE model[J]．IEE Proceedings-Generation, Transmission and Distribution，2006，153(1)：25-34．

[19] 郑超，汤涌，马世英，等．基于等效仿真模型的 VSC-HVDC 次同步振荡阻尼特性分析[J]. 中国电机工程学报，2007，27(31)：33-39．
Zheng Chao，Tang Yong，Ma Shiying，et al．Subsynchronous oscillation damping characteristic analysis for VSC-HVDC based on its equivalent simulation model[J]．Proceedings of the CSEE，2007，27(31)：33-39(in Chinese)．

[20] Piwko R J，Larsen E V．HVDC system control for damping of subsynchronous oscillations[J]．IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems，1982，101(7)：2201-2203．

附录 A　戴维南等值阻抗影响及相关探讨

如果考虑戴维南等值阻抗的影响，由图 1 可得如下关系

$$\Delta U' = \sqrt{(\Delta U - \mu L_{\mathrm{e}} \Delta I' \sin\Delta\varphi)^2 + (\mu L_{\mathrm{e}} \Delta I' \cos\Delta\varphi)^2} \quad \text{(A1)}$$

$$\Delta\theta_{\mathrm{e}} = \Delta\theta_U - \Delta\theta_{U'} = \Delta\varphi - \Delta\varphi' = \arctan\left(\frac{\mu L_{\mathrm{e}} \Delta I' \cos\Delta\varphi}{\Delta U - \mu L_{\mathrm{e}} \Delta I' \sin\Delta\varphi}\right) \quad \text{(A2)}$$

$$\Delta\varphi = \Delta\theta_U - \Delta\theta_{I'} \quad \text{(A3)}$$

式中：$\Delta\theta_e$为$\Delta U'$和ΔU的相角差增量；$\Delta\varphi$为功率因数角的增量，将式(17)代入式(A3)可得

$$\Delta\varphi=\Delta\theta_U-(C\Delta\theta_{U'}+C\Delta U') \tag{A4}$$

将式(15)、(A4)代入式(A1)、(A2)消去$\Delta\theta_e$、$\Delta I'$和$\Delta\varphi$可得

$$\Delta U'=\{\{\Delta U-\mu L_e(A\Delta\theta_{U'}+B\Delta U')\sin[\Delta\theta_U-(C\Delta\theta_{U'}+D\Delta U')]\}^2+\{\mu L_e(A\Delta\theta_{U'}+B\Delta U')\cos[\Delta\theta_U-(C\cdot\Delta\theta_{U'}+D\Delta U')]\}^2\}^{1/2} \tag{A5}$$

$$\Delta\theta_{U'}=\Delta\theta_U-\arctan\{\{\mu L_e(A\Delta\theta_{U'}+B\Delta U')\cos[\Delta\theta_U-(C\Delta\theta_{U'}+D\Delta U')]\}/\{\Delta U-\mu L_e(A\Delta\theta_{U'}+B\Delta U')\cdot\sin[\Delta\theta_U-(C\Delta\theta_{U'}+D\Delta U')]\}\} \tag{A6}$$

根据CTC法，如果$\Delta U'$和$\Delta\theta_{U'}$能清晰表示为ΔU和$\Delta\theta_U$的函数，则可通过计算电气阻尼系数D_e来分析HVDC的稳定性。从式(A5)、(A6)可以看出，整流器交流母线电压与发电机母线电压表现出很强的非线性和耦合关系。戴维南等值阻抗可形象表示为发电机和整流器之间的电气距离，它对阻尼系数有着较大影响，因此，在实际系统中不能忽略它的影响，但尚无清晰的数学理论分析；此外，使用扫频法时，该等值阻抗会随着频率的变化而改变，增加了分析阻尼系数的复杂性。数值迭代方法能够解决这个问题，这就是UIF方法仍然被普遍采用的原因，文献[17]将单个换流站的UIF法发展为多个换流站的综合UIF法(comprehensive unit interac- tion factor，CUIF)，因此在实际分析中，可以先通过UIF法对实际大系统中与 HVDC 相耦合的各个发电机进行筛选，对于某些 UIF 系数大于 0.1 的发电机通过本文的方法进行理论分析，再通过文献[9]的时域仿真方法进行更为精确的研究，两者互为补充。从频域的观点来看，虽然 SSO 只在有限的频率范围内发生，但扫描的结果通常给出了整个扫描频率范围内阻尼特性，即该方法在低频振荡阻尼分析中也是适用的。

虽然本文推导的阻尼系数表达式是基于等值双机交直流系统，并在推导过程中忽略戴维南等值阻抗，但在结合特征根分析法和戴维南理论后仍然能扩展到多机交直流系统。如果多个发电机能够等值为一个固定频率的单机系统，则多机系统中单机各质块的扭振模式能够分别进行研究[7]，特征根分析法与CTC法的接口详见文献[18]。


余涛

收稿日期：2009-06-30。
作者简介：
余涛(1974—)，男，汉族，浙江宁波人，博士，副教授，长期从事电力系统稳定性、非线性鲁棒协调控制等方面的研究工作，taoyu1@scut.edu.cn；
童家鹏(1984—)，男，汉族，福建龙岩人，硕士研究生，主要研究方向电力系统自动控制，bird841011@163.com。

(责任编辑 马晓华)