

直流电网建模分析与阻尼控制研究

李云丰¹, 汤广福², 吴亚楠², 杨杰²

(1. 中国电力科学研究院, 北京市 海淀区 100192;

2. (先进输电技术国家重点实验室)全球能源互联网研究院, 北京市 昌平区 102200)

Modeling, Analysis and Damping Control of DC Grid

LI Yunfeng¹, TANG Guangfu², WU Yanan², YANG Jie²

(1. China Electric Power Research Institute, Haidian District, Beijing 100192, China; 2. (State Key Laboratory of Advanced Power Transmission Technology) Global Energy Interconnection Research Institute, Changping District, Beijing 102200, China)

ABSTRACT: Modeling of the DC grid is the prerequisite for analyzing the resonant characters and stability issues. It is significant to improve the operating characteristics of DC grid by designing a well-performed damping controller. Firstly, a Thévenin's model of the converter was derived from the averaged converter model using power-balancing principle. Secondly, the small signal model (SSM) of DC grid was established considering the network frame, and then the resonant characteristics were studied. Thirdly, a power damping control strategy was proposed by feeding back the DC current outputted from the converter. The realization form of damping controller was analyzed and its parameters were designed. Finally, electromagnetic and RT-LAB real-time simulation models were constructed. Both results validate that the proposed damping control strategy can suppress the resonant current in DC grid and improve the operating stability of the system.

KEY WORDS: DC grid; stability; damping control; oscillation suppression; Thévenin's equivalent model

摘要: 直流电网数学建模是分析直流电网谐振特性和稳定性的基础, 对于设计性能优良的阻尼控制器提高直流电网的运行特性具有重大作用。文章首先从换流器平均值模型出发, 利用功率平衡原理, 推导换流站线性化的戴维南等效模型。其次, 考虑直流电网架构在内, 建立直流电网的数学模型并研究直流电网的谐振特性和稳定性。再次, 通过反馈换流站输出的直流电流, 分析功率外环阻尼控制器的实现形式, 并设计阻尼控制器的参数。最后, 通过搭建的直流电网电磁暂态仿真模型以及 RT-LAB 实时仿真模型, 验证所提阻尼控制策略具有能够有效抑制直流电网谐振电流和提高直流电网运行稳定性的能力。

关键词: 直流电网; 稳定性; 阻尼控制; 振荡抑制; 戴维南模型

0 引言

基于电压源型换流器(voltage source converter, VSC)的直流输电技术是继特高压交流输电和特高压直流输电(high voltage direct current, HVDC)技术后的一种新型的灵活输电方式, 特别是为今后构建直流电网提供了重要技术支撑^[1]。直流电网在广域新能源接纳、输送和消纳, 异步电网互联, 弱电网联接和孤岛供电等方面具有重大经济技术优势, 是未来能源互联网必不可少的重要组成部分^[2-4]。

直流电网是一种高效的能量变换与输送系统, 它由一系列等效储能元件构成的电能变换与输送网络, 包含了多个换流站、直流线路网络、平波电抗器等重要子系统^[1]。各个子系统根据自身的功能可以看成是等效电阻、电容和电感的组合系统, 因此直流电网必定存在谐振频率。直流电网各子系统的自然等效电阻很小, 如果换流站控制系统不能提供足够大的阻尼效应, 换流阀开关器件的死区效应、取样延时、控制系统计算延时、阀器件触发延时等干扰因素均可能激发直流电网谐振振荡, 导致直流电压和直流电流振荡, 增加直流网络损耗, 降低设备使用寿命, 在换流站闭锁和直流线路短路等故障情况下可能导致系统不稳定^[5], 尤其是在较大平波电抗器下可能导致直流电网不稳定。在国内某±320kV/1000MW 柔性直流输电工程中, 送端控制直流电压而受端控制有功功率, 这种控制模式相比于送端控制功率受端控制电压来说存在阻尼较弱的现象^[5]。直流电流的低频振荡现象已经在该工程

基金项目: 国家电网公司科技项目(SGRIZLKJ[2015]457)。

Science and technology project supported by the state grid corporation of China (SGRIZLKJ[2015]457).

中出现,文献[5]给出了该工程现场实际直流电压和直流电流录波波形,录波时间为 2s。

随着直流输电技术的发展,包含模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)在内的换流器及直流输电系统建模也得到快速发展^[6-20]。虽然有大量文献研究了柔性直流输电技术和直流电网的建模方法,然而在直流输电系统阻尼控制方面少有文献报道。文献[6]较早研究了直流电网小干扰数学建模方法,对影响直流电网稳定性的关键因素进行了分析,但没有提出改善稳定性的阻尼控制方法。虽然[9-10]研究了两电平 VSC-HVDC 的阻抗模型,分析了直流场支撑电容对系统低频谐振频率的影响,但没有设计抑制系统谐振振荡的阻尼控制器。文献[11]建立了较为精确的十阶 MMC 线性化模型,然而对于只研究换流器外部动态特性的直流电网来说存在阶数较高问题。文献[12]从直流电网的角度只考虑了 MMC 外部动态特性,建立了直流电网的两端等效模型,并给出了定直流电压控制器参数的定量计算公式,但是所建立的 MMC 简化模型并没考虑桥臂电抗器的影响。

直流电网的运行由各个换流站共同参与,换流站的运行特性必然会影响直流电网的运行。功率控制站参与直流电网功率的调节,不同的功率大小和方向对直流电网产生的影响不同。逆变状态的定功率站输出阻抗具有负阻尼特性,降低了直流电网的整体阻尼性能,在平波电抗器较大的情况下容易引起直流电网谐振和不稳定。因此,分析直流电网谐振特性有利于设计出性能较好的阻尼控制器,对于抑制直流电网的谐振振荡和不稳定及提高直流电网的运行特性很有必要。

1 换流器及直流电网数学建模

1.1 换流器简化模型

图 1 为一端换流站及其交流侧的等效电路^[5]。图中:公共耦合节点(point of common coupling, PCC)的三相电压和电流分别为 u_{sabc} 和 i_{sabc} ; P 和 Q 的参考方向如图所示, P_c 表示注入 VSC 的有功功率;直流电压为 u_{dc} ;直流电流为 i_{dc} ; U_g 和 U_s 分别为等效电源和 PCC 点相电压的幅值; Z_g 和 Z_t 分别为电网和变压器的等效阻抗; L_d 为 VSC 直流侧平波电抗器; δ 为 PCC 电压相对于电源电压的相位差。MMC 内部换流过程复杂,难以用状态开关函数描述其内部具体的换流过程,本文采用平均值建模方法^[12],可得 MMC 输出的直流电压为

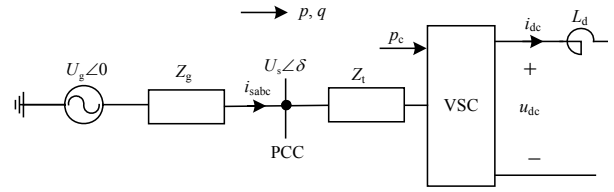


图 1 换流站等效系统

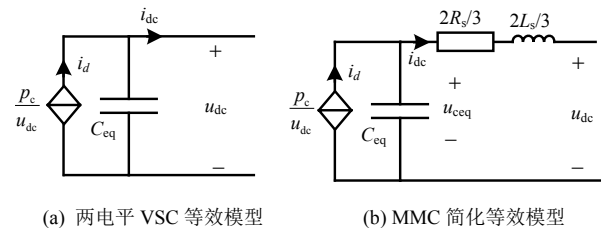
Fig. 1 Equivalent system of station

$$u_{dc} = \sum_{k=a,b,c} (u_{kp} + u_{kn}) / 3 - \frac{2R_s}{3} i_{dc} - \frac{2L_s}{3} \frac{di_{dc}}{dt} \quad (1)$$

式中: $k(k=a,b,c)$ 相上下桥臂投入的电压分别用 u_{kp} 和 u_{kn} 表示; L_s 和 R_s 为桥臂等效电感和电阻。然而,两电平 VSC 直流侧具有支撑电容,因此不用式(1)来描述。本文研究的直流电网系统,不涉及换流器内部具体的换流过程,因此从直流电网外部特性角度考虑,两电平 VSC 和 MMC 可以采用如图 2 所示的简化等效模型。

如果 MMC 简化等效模型中的 $L_s=0$ 和 $R_s=0$,则蜕化为两电平 VSC 等效模型。因此,本文将采用图 2(b)所示的模型对换流器进行统一建模。图 2 中: i_d 表示等效注入受控直流电流源; $C_{eq}=6C/N_{ph}$ 为等效电容(两电平则为支撑电容), C 为子模块电容, N_{ph} 为每相投入额定模块数,可得简化模型直流侧电磁暂态方程为

$$C_{eq} \frac{du_{dc}}{dt} = \frac{P_c}{u_{dc}} - \left(\frac{2L_s C_{eq}}{3} \frac{d^2 i_{dc}}{dt^2} + \frac{2R_s C_{eq}}{3} \frac{di_{dc}}{dt} + i_{dc} \right) \quad (2)$$



(a) 两电平 VSC 等效模型

(b) MMC 简化等效模型

图 2 VSC 简化等效模型

Fig. 2 Equivalent model of simplified VSC

1.2 换流器线性化模型

VSC 是一个强非线性和高度耦合的能量变换系统,建立其线性化的数学模型是分析直流电网谐振和稳定性的基础。用下标含有“0”的物理量表示稳态值,线性化部分则用小干扰符号“ Δ ”表示^[6-7]。VSC 直流侧的小干扰线性化数学模型为

$$\left(C_{eq} s + \frac{P_{c0}}{U_{dc0}^2} \right) \Delta u_{dc} = \frac{\Delta P_c}{U_{dc0}} - Z_{con} \cdot \Delta i_{dc} \quad (3)$$

式中 $Z_{con}=2L_s C_{eq} s^2/3+2R_s C_{eq} s/3+1$ 。注入换流器的有功功率线性化数学模型为

$$\Delta p_c(s) = [1.5U_{cd0} - 1.5I_{sd0}(L_{ac}s + R_{ac}) - 1.5\omega L_{ac}I_{sq0}]\Delta i_{sd}(s) + [1.5U_{cq0} - 1.5I_{sq0}(L_{ac}s + R_{ac}) + 1.5\omega L_{ac}I_{sd0}]\Delta i_{sq}(s) \quad (4)$$

换流器通过 PLL 来定向实际电气 PCC 点电压矢量, 在交流系统动态过程中由于 PLL 的动态响应特性, 电气 dq 坐标系与控制系统 dq 坐标系之间存在较小的相位差, 因此建模时需要考虑 PLL 的动态特性^[7,18], 实际电气 dq 坐标系与控制系统 dq 坐标系之间的关系^[5,7]为

$$F_{dq}^{cs} = F_{dq} e^{-j\theta} \quad (5)$$

式中: $F_{dq}^{cs} = F_d^{cs} + jF_q^{cs}$; $F_{dq} = f_d + jf_q$; f 表示电压或电流; j 表示虚数。将(5)进行小干扰线性化分析, 可得两个坐标系之间小干扰线性化模型的转换关系为

$$\begin{bmatrix} \Delta f_d^{cs} \\ \Delta f_q^{cs} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \cos\theta_0 & \sin\theta_0 & F_{q0} \cos\theta_0 - F_{d0} \sin\theta_0 \\ -\sin\theta_0 & \cos\theta_0 & -F_{q0} \sin\theta_0 - F_{d0} \cos\theta_0 \end{bmatrix}}_{T_1} \begin{bmatrix} \Delta f_d \\ \Delta f_q \\ \Delta\theta \end{bmatrix}^T \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta f_d \\ \Delta f_q \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \cos\theta_0 & -\sin\theta_0 & -F_{q0}^{cs} \cos\theta_0 - F_{d0}^{cs} \sin\theta_0 \\ \sin\theta_0 & \cos\theta_0 & F_{d0}^{cs} \cos\theta_0 - F_{q0}^{cs} \sin\theta_0 \end{bmatrix}}_{T_2} \begin{bmatrix} \Delta f_d^{cs} \\ \Delta f_q^{cs} \\ \Delta\theta \end{bmatrix}^T \quad (7)$$

其中 PLL($\theta_0 = \delta_0$)的小干扰数学模型为

$$\begin{cases} \Delta\theta = F_{PLL}(s) \cos\delta_0 \cdot \Delta u_{sq} - F_{PLL}(s) \sin\delta_0 \cdot \Delta u_{sd} \\ F_{PLL}(s) = (k_{pPLL} s + k_{iPLL}) / (s^2 + k_{pPLL} U_{s0} s + k_{iPLL} U_{s0}) \end{cases} \quad (8)$$

控制系统 dq 坐标系下, 电流内环控制方程为

$$\begin{cases} u_{cd}^{*,cs} = u_{sd}^{cs} - G_i(s)(i_{sd}^{*,cs} - i_{sd}^{cs}) + \omega L_{eq} \cdot i_{sq}^{cs} \\ u_{cq}^{*,cs} = u_{sq}^{cs} - G_i(s)(i_{sq}^{*,cs} - i_{sq}^{cs}) - \omega L_{eq} \cdot i_{sd}^{cs} \end{cases} \quad (9)$$

式中: $G_i(s) = k_{pi} + k_{ii}/s$ 为电流内环 PI 控制器; k_{pi} 和 k_{ii} 分别为内比例和积分系数; $i_{sd}^{*,cs}$ 和 $i_{sq}^{*,cs}$ 分别内环 d 和 q 轴的参考电流。忽略延时的影响^[7], 根据式(6)、(7)可得电气 dq 坐标系下换流器在 d 和 q 轴的输出电压线性化模型为

$$\begin{cases} \Delta u_{cd} = \Delta u_{sd} + G_i(s) \cdot \Delta i_{sd} + \omega L_{eq} \cdot \Delta i_{sq} - \cos\theta_0 G_i(s) \Delta i_{sd}^{*,cs} + G_i(s) \sin\theta_0 \Delta i_{sq}^{*,cs} + [G_i(s) + R_{eq}] I_{sq0} \cdot \Delta\theta \\ \Delta u_{cq} = \Delta u_{sq} - \omega L_{eq} \Delta i_{sd} + G_i(s) \Delta i_{sq} - \sin\theta_0 G_i(s) \Delta i_{sd}^{*,cs} - G_i(s) \cos\theta_0 \Delta i_{sq}^{*,cs} - [R_{eq} + G_i(s)] \cdot I_{sd0} \Delta\theta \end{cases} \quad (10)$$

从而可得电气系统 dq 坐标系下 d 和 q 轴的电

流表达式为

$$\begin{cases} \Delta i_{sd} = \frac{\cos\theta_0 G_i(s)}{M_1(s)} \Delta i_{sd}^{*,cs} - \frac{\sin\theta_0 G_i(s)}{M_1(s)} \Delta i_{sq}^{*,cs} - \frac{R_{eq} + G_i(s)}{M_1(s)} I_{sq0} \cdot \Delta\theta \\ \Delta i_{sq} = \frac{\sin\theta_0 G_i(s)}{M_1(s)} \Delta i_{sd}^{*,cs} + \frac{\cos\theta_0 G_i(s)}{M_1(s)} \Delta i_{sq}^{*,cs} + \frac{R_{eq} + G_i(s)}{M_1(s)} I_{sd0} \cdot \Delta\theta \end{cases} \quad (11)$$

从(11)中可知, PLL 的动态特性对交流电流存在一定的影响, 从而影响注入换流器有功功率进而影响直流电网的运行特性。考虑不同的外环控制器, 可以得到不同的表达式, 于是可得定直流电压和定无功功率控制时外环输出线性化数学模型为

$$\begin{cases} \Delta i_{sd}^{*,cs} = G_{udc}(s)(\Delta U_{dc}^* - \Delta u_{dc}) \\ \Delta i_{sq}^{*,cs} = \frac{-2\Delta Q^*}{3U_{s0}} + \frac{2Q^*}{3U_{s0}^2} \Delta u_{sd}^{cs} \end{cases} \quad (12)$$

定有功功率控制外环输出线性化数学模型为

$$\Delta i_{sd}^{*,cs} = 2\Delta P^* / (3U_{s0}) - 2P^* \Delta u_{sd}^{cs} / (3U_{s0}^2) \quad (13)$$

式中: $G_{udc}(s) = k_{pdc} + k_{idc}/s$ 为定直流电压 PI 控制器; k_{pdc} 和 k_{idc} 分别为比例和积分系数; U_{dc}^* 为直流电压参考值; P^* 和 Q^* 为功率参考值。考虑控制过程、交流系统特性以及 PLL 动态特性, VSC 系统的线性化框图已经在图 3 中展示。消除图中的中间变量, 从换流器直流侧往交流侧看进去, 可以得到定电压和定功率控制站的戴维南等效模型为

$$\begin{aligned} \Delta u_{dc}(s) &= \Delta u_{dc_eq}(s) - Z_{dc_eq} \cdot \Delta i_{dc}(s) = \\ &F_{udc_udcref} \cdot \Delta U_{dc}^*(s) + F_{udc_Qref} \cdot \\ &\Delta Q^*(s) - Z_{dc_eq} \cdot \Delta i_{dc}(s) \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \Delta u_{dc}(s) &= \Delta u_{p_eq}(s) - Z_{p_eq} \cdot \Delta i_{dc}(s) = F_{udc_Pref} \cdot \\ &\Delta P^*(s) + F_{udc_Qref} \cdot \Delta Q^*(s) - Z_{p_eq} \cdot \Delta i_{dc} \end{aligned} \quad (15)$$

换流器的戴维南数学模型的表达式比较复杂, 具体的推导过程请参见文献[5]。

1.3 直流电网数学模型

以张北直流电网示范性工程为例进行直流电网数学建模, 张北直流电网初步规划结构见图 5, 截止文章完成之际, 4 个换流站的主电路参数还未统一, 本文以分布式平波电抗器配置方式为例。根据国内某单位电磁暂态仿真模型所配置的参数, 本文假设换流站的主电路参数如表 1 所示, 其中北京站为定直流电压控制站, 其余站均为功率控制站。

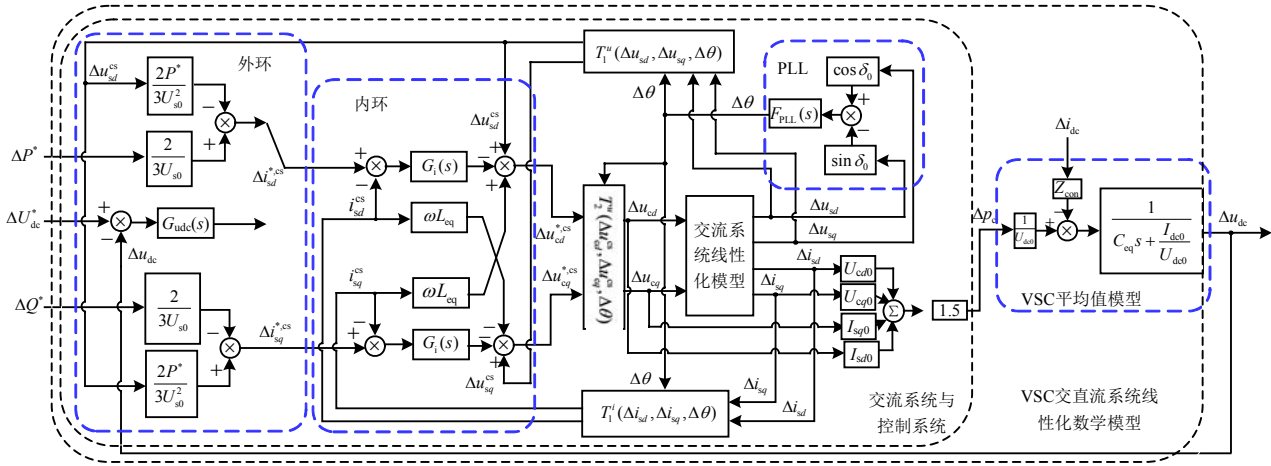


图 3 VSC 线性化数学模型框图

Fig. 3 Linearized model diagram of VSC

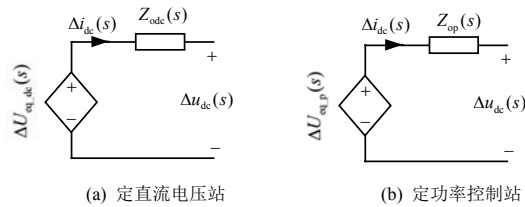


图 4 换流器线性化的戴维南等效模型

Fig. 4 Thévenin model of linearized converter

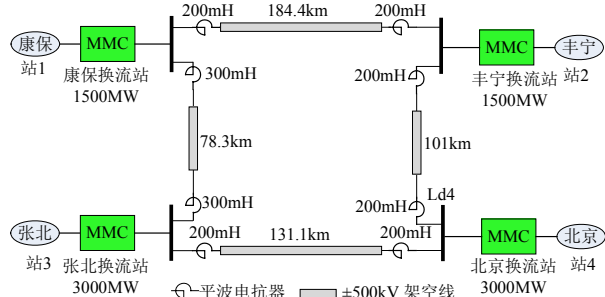


图 5 张北直流电网示范性工程规划图

Fig. 5 Schemed structure of ZhangBei DC grid

表 1 张北直流电网换流站假定的主要参数

Tab. 1 Supposed parameters of Zhangbei DC grid

换流站	子模块电容/mF	桥臂模块数	桥臂电抗
康保(站 1)	10	250	$L_{s1}=75\text{mH}$
丰宁(站 2)	10	250	$L_{s2}=75\text{mH}$
张北(站 3)	15	250	$L_{s3}=40\text{mH}$
北京(站 4)	15	250	$L_{s4}=40\text{mH}$

文献[20]指出，直流输电线路采用单个 π 型模型是稳定的情况下，分布式参数的模型则一定是稳定的。虽然上述结论并不影响本文后续阻尼控制器的设计，但是在研究直流电网高频谐振特性的情况下，建立较为精确的输电线路数学模型较为重要。频率响应模型和分布式参数模型能够胜任该工作^[5]，但是建立的直流电网数学模型非常复杂，且难以使用根轨迹方法研究直流电网的稳定性。假定单条线路单位长度的等效电阻、电感和电容参数分

别为 $0.0151\Omega/\text{km}$ 、 $0.151\text{mH}/\text{km}$ 、 $0.244\mu\text{F}/\text{km}$ 。考虑到上述 2 种模型的限制，本文采用 5 个 π 模型来模拟输电线路，如图 6 所示，其中下标“12”表示站 1 与站 2 之间的物理量，例如 R_{L12} 表示线站 1 与站 2 之间线路的等效电阻。

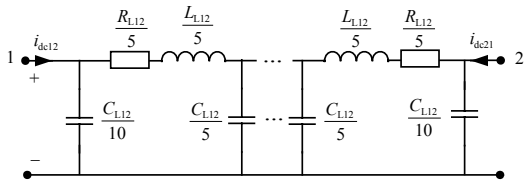


图 6 输电线路 5 个 π 等效模型

Fig. 6 Five-section π -typed equivalent model of DC line

图 7 给出了线路长度为 200km 时不同输电线路在不同线路等效模型下的阻抗频率特性，其中一端包含了换流站的等效电容在内。4 种曲线在频率低于 130Hz 的时候具有较好的吻合度，但是随着频率的增大，5 个 π 等效模型在频率为 1kHz 左右时都具有较好的吻合度，因此采用该模型建立的直流电网数学模型具有较高的精度。图 8 为考虑平波电抗

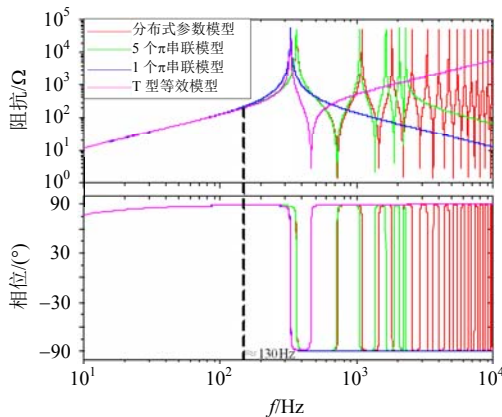


图 7 单条线路不同等效模型的阻抗频率特性曲线

Fig. 7 Impedance-frequency curves of different equivalent models of one single DC line

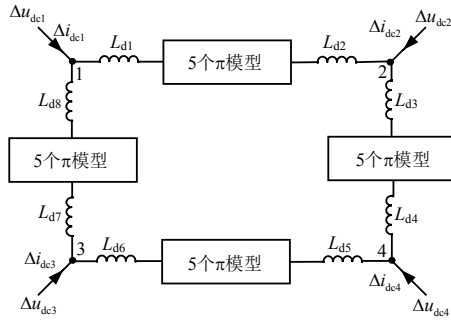


图8 直流电网网络等效模型

Fig. 8 Equivalent model of DC network

器在内的直流电网网络数学, 4个重要节点(1~4)和平波电抗器的命名已经在图中体现。

利用高斯消除法, 保留节点 1~4, 并用 $\mathbf{Y}_{eq}$ 表示消除其余节点后的节点导纳矩阵, 可得降阶后的直流电网网络方程在 s 域的表达式为

$$\Delta \mathbf{I}(s) = \mathbf{Y}_{eq}(s) \cdot \Delta \mathbf{U}(s) \quad (16)$$

其中: $\Delta \mathbf{I} = [\Delta i_{dc1}, \Delta i_{dc2}, \Delta i_{dc3}, \Delta i_{dc4}]^T$; $\Delta \mathbf{U} = [\Delta u_{dc1}, \Delta u_{dc2}, \Delta u_{dc3}, \Delta u_{dc4}]^T$ 。将 4 个换流站的戴维南等效模型组合为矩阵形式, 并与式(16)联立, 得到整个直流电网的线性化数学模型为

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{U} = (\mathbf{E}_{4 \times 4} + \mathbf{Z}_{eq} \mathbf{Y}_{eq})^{-1} \cdot (\Delta \mathbf{F}_d \cdot \Delta \mathbf{F}_{d_ref} + \Delta \mathbf{F}_q \cdot \Delta \mathbf{F}_{q_ref}) \\ \Delta \mathbf{I} = (\mathbf{E}_{4 \times 4} + \mathbf{Y}_{eq} \mathbf{Z}_{eq})^{-1} \mathbf{Y}_{eq} \cdot (\Delta \mathbf{F}_d \cdot \Delta \mathbf{F}_{d_ref} + \Delta \mathbf{F}_q \cdot \Delta \mathbf{F}_{q_ref}) \end{cases} \quad (17)$$

式中: $\mathbf{E}$ 为单位矩阵; $\mathbf{Z}_{eq}(s) = \text{diag}([Z_{p_eq1}, Z_{p_eq2}, Z_{p_eq3}, Z_{dc_eq4}])$; $\Delta \mathbf{F}_d(s) = \text{diag}([Z_{udc_pref1}, Z_{udc_pref2}, Z_{udc_pref3}, Z_{udc_udcref4}])$; $\Delta \mathbf{F}_{d_ref}(s) = [\Delta P_{ref1}, \Delta P_{ref2}, \Delta P_{ref3}, \Delta U_{ref4}^*]^T$; $\Delta \mathbf{F}_q(s) = \text{diag}([Z_{udc_Qref1}, Z_{udc_Qref2}, Z_{udc_Qref3}, Z_{udc_Qref4}])$; $\Delta \mathbf{F}_{q_ref}(s) = [\Delta Q_{ref1}, \Delta Q_{ref2}, \Delta Q_{ref3}, \Delta Q_{ref4}]^T$ 。

可得直流电网线性化数学模型的稳定性判据:

$$\det(\mathbf{E}_{4 \times 4} + \mathbf{Z}_{eq} \mathbf{Y}_{eq}) = 0 \quad (18)$$

式(18)说明, 直流电网的运行特性与直流电网拓扑结构、线路等效模型以及各个换流站的输出阻抗有关, 当直流电网拓扑结构确定后, 其运行特性基本上只与各个换流器输出阻抗有关。

2 直流电网谐振特性与稳定性分析

2.1 直流电网谐振特性分析

根据式(17)所建立的通用直流电网数学模型, 零有功功率输送情况下, 各个换流站输出直流电流闭环传递函数的幅频特性以及小干扰线性化仿真结果如图 9 所示。在上述主电路参数和线路参数下张北直流电网有 6 个谐振频率点, 其中包括 2 个低

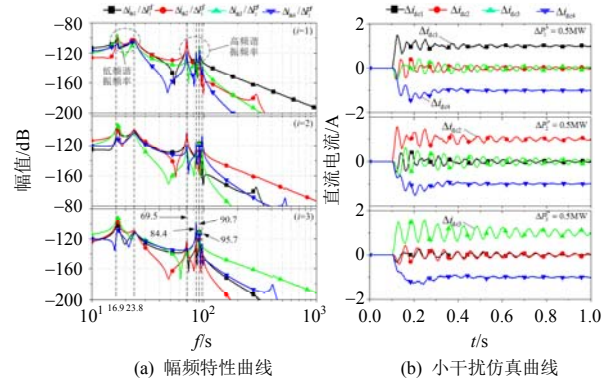


图9 直流电流闭环传递函数幅频特性与小干扰仿真

Fig. 9 Amplitude-frequency response of DC current

closed loop transfer function and SSM simulation results
频谐振频率和 4 个高频谐振频率, 它们的值分别约为 16.9、23.8、69.5、84.4、90.7、95.7Hz。

2.2 直流电网稳定性分析

不妨假设 $R_s=0$, 且并将换流器直流电压反馈点设置为等效电容电压(即将 $2L_s/3$ 外移), 可以得到定功率站连接坚强直流电压源的等效模型如图 10 所示, 其中 L 包含了桥臂等效电感、平波电抗器以及直流线路等效电感。

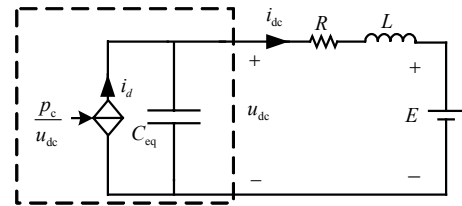


图10 简化两端直流输电系统模型

Fig. 10 Simplified model of two terminals HVDC system

建立图 10 所示简化两端直流系统的小干扰数学模型, 即

$$\begin{cases} \Delta u_{dc} = \frac{(s+R/L)/(C_{eq}U_{dc0})}{s^2+a_1s+a_2} \Delta p_c + \frac{1/(C_{eq}L)}{s^2+a_1s+a_2} \Delta E \\ a_1 = \frac{RC_{eq}U_{dc0} + LI_{dc0}}{C_{eq}U_{dc0}L} \\ a_2 = \frac{U_{dc0} + RI_{dc0}}{C_{eq}U_{dc0}L} \approx \frac{1}{C_{eq}L} > 0 \end{cases} \quad (19)$$

由式(19)可知, 注入功率源和直流电压源的稳定是直流系统稳定的前提, 除此之外, 还需要保证 $a_1 > 0$, 即保证 $RC_{eq}U_{dc0} + LI_{dc0} > 0$ 。从该表达式可以看出简化等效系统的稳定与线路等效电感和稳态运行点有关。如果线路平波电抗器和桥臂电感太大, 则等效电感 L 的值也越大, 此时当定功率站换流器运行于逆变状态时有 $I_{dc0} < 0$, 且功率越大, LI_{dc0} 的乘积越大, 越容易使 $RC_{eq}U_{dc0} + LI_{dc0} < 0$ 而导致系统失稳, 最坏情况是电阻 $R=0$ 时, 只要功率站运行于

逆变状态则会导致不稳定, 这说明功率控制站运行于逆变状态时会降低直流电网的阻尼特性。需要说明的是, 定直流电压站在合理的带宽内会根据实际电压的大小调整注入直流电网的功率, 其输出阻抗能够在一定程度上阻尼系统的不稳定。上述是在简化模型中进行的分析, 将其推广至直流电网时需要考虑所有因素, 由于定直流电压控制站将输出正阻尼特性的阻抗, 因此可以在一定程度上增强直流系统的稳定性。下面将重点研究直流电网稳态运行点和平波电抗器对直流电网稳定性的影响。

尽管张北直流电网示范性工程在设计初期已经确定了康保和张北换流站仅作为送端, 北京换流站仅作为受端, 丰宁换流站为抽水储能站, 但是为了得到具有普遍性的结论, 本文假设 4 个换流站均具有功率双向流动能力。为了研究直流电网输送功率对其稳定性的影响, 固定 3 个定功率站中任意两站且该两站的有功功率为零, 绘制直流电网闭环系统随单个换流站功率变化时根轨迹图, 如图 11 所示, 图 11(a)~(c)分别为康保、丰宁和张北功率单独变化时的根轨迹, 康保和丰宁站功率从 0.5pu 到 -0.5pu 变化, 张北则是 1pu 到 -1pu 变化, 其中单极功率基准值为 1500MW, $k_{\text{pdc}}=0.05$ 。

从图 11(a)~(c)可知, 康保和丰宁站随着两站由整流状态向逆变状态变化时特征根向左平面移动, 因此直流电网稳定性能变差, 但是如果丰宁站逆变的功率继续增大, 会导致直流电网不稳定。张

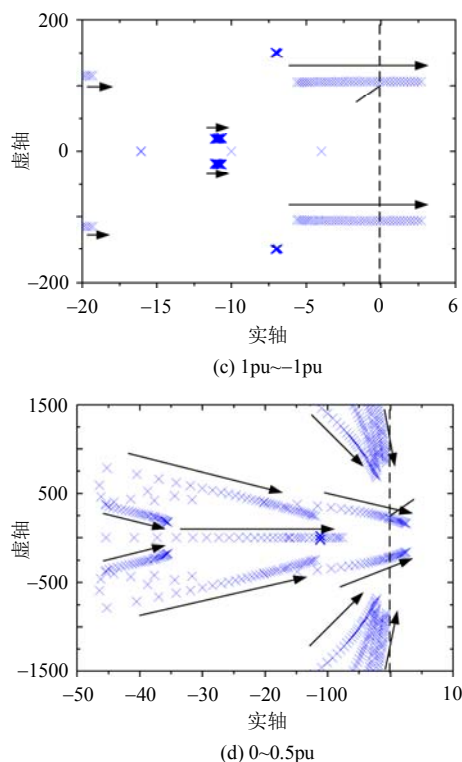
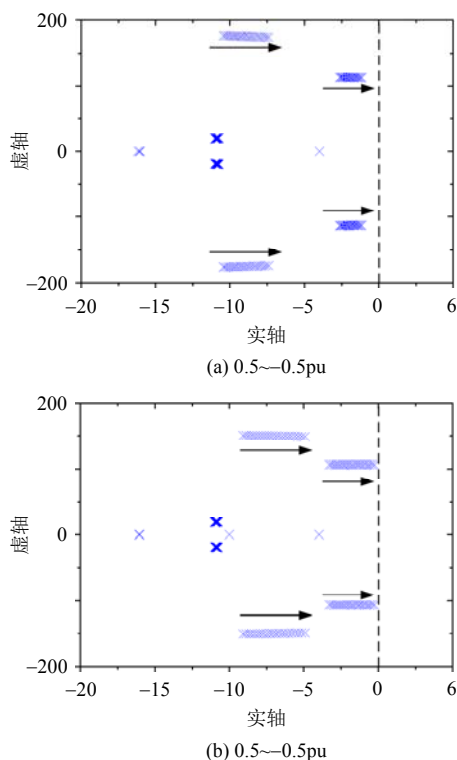


图 11 直流电网根轨迹分析

Fig. 11 Root locus analysis of DC grid

北站在功率约为 -0.42pu 后存在两个闭环不稳定极点, 该对不稳定共轭极点的谐振频率约为 16.9Hz 左右, 与幅频特性分析基本一致。需要说明的是, 张北直流电网中康保和张北站均为送端, 即整流站, 因此张北直流电网可以保持稳定, 只是相对稳定性的强度和系统的阻尼特性不够。换流站功率波动将引起直流电流较大的振荡。直流电网稳态运行点会引起直流电网低频振荡不稳定, 不会引起直流电网中高频振荡不稳定。

图 11(d)为直流电网在 $P_1^*=0.5\text{pu}$, $P_2^*=-0.5\text{pu}$, $P_3^*=-1\text{pu}$ 时, 直流电网特征根随平波电抗器系数变化的轨迹, 其中 8 个平波电抗器的基础值以图 5 所示的平抗器为基准。从图 11(d)可知, 随着平波电抗器系数从 0 向 0.5 变化时, 直流电网部分特征根虚部变小且实部向虚轴靠拢, 说明直流电网谐振频率逐渐变小且稳定性变差。当平抗系数大于 0.26 时直流电网在该稳态点出现正特征根, 这说明平波电抗器越大, 直流电网的稳定性越差。

图 12 给出了直流电网无功率输送时在不考虑平波电抗器、考虑 1/2 以及全部(图 5 所示的给定值)平波电抗器时, 北京站直流电压小干扰开环传递函数的奈奎斯特曲线。经分析, 在这 3 种情况下开环传递函数均没有不稳定极点, 且 3 条奈奎斯特曲线都没有顺时针包围 $(-1, j0)$ 点, 因此 3 种情况下闭环

系统均稳定。然而，当 3 条奈奎斯特曲线的相位均为 -180° 时，离 $(-1, j0)$ 点最近的是 1 倍平抗，最远的是没有平抗，说明直流输电线路没有平波电抗器时，直流电网的相对稳定性最强，但是考虑平波电抗器之后，直流电网的稳定性变差，且电抗越大，相对稳定性越差，与图 10 简化模型分析的情况一致。

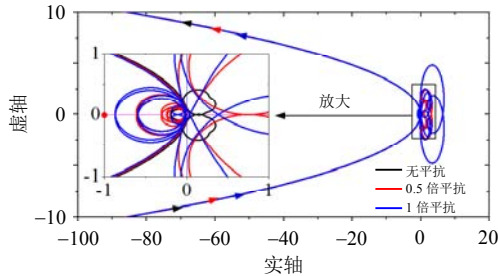


图 12 直流电压奈奎斯特曲线

Fig. 12 Nyquist curves of DC voltage

为了更加准确的验证平波电抗器是影响直流电网稳定性的主要因素之一，本文不稳定点 $P_1=0\text{pu}$, $P_2=0\text{pu}$, $P_3=-1\text{pu}$ 为例进行分析，此时直流电网线性化模型存在一对不稳定特征根 $2.69\pm j106.4$ 。表 2 给出了对这对不稳定特征根影响较大的状态变量及其参与因子情况。从中可知，电容上的直流电压状态变量和平波电抗器对不稳定特征根的贡献较大，与图 10 和式(19)中所做的分析一致。

表 2 状态变量及其参与因子

Tab. 2 State variables and participation factors

参数	取值
u_{dc1}	0.039
u_{dc2}	0.118
u_{dc3}	0.267
L_{d8}	0.102
L_{d7}	0.097
L_{d6}	0.06
L_{d5}	0.07
L_{d4}	0.047
L_{d3}	0.042

3 阻尼控制策略及其参数设计

3.1 阻尼控制策略原理

为了抑制直流电网的谐振振荡以及提高直流电网的运行稳定性，换流站输出阻抗在所有频率范围内都应该对整个直流电网系统的阻尼提供正向支撑。定有功功率控制的换流站不管直流电压大小如何，始终在 PCC 点输送参考值大小的有功功率，缺乏有功功率参考值瞬时调节能力，灵活可控性不够高，且容易引入负阻尼特性的输出阻抗。当定直

流电压控制换流站输出阻抗的正阻尼特性加上直流电网网络等效电阻的正阻尼特性不能抵消多个换流站输出阻抗负阻尼特性产生的负面效应时，直流电网将不再稳定。如果直流电网发生了谐振振荡以及不稳定，整个直流网络必定伴随着直流电压和直流电流的不稳定振荡。因此，可以考虑反馈直流电流的振荡分量实现阻尼控制策略。

VSC 换流器既可以是两电平结构也可以是 MMC 结构，文献[5]提出的附加阻尼控制策略是在 MMC 桥臂中叠加补偿阻尼电压，并适用于两电平 VSC 结构。考虑阻尼控制策略在两种换流器结构上的适用性，本文设计功率外环阻尼控制策略。功率阻尼控制器结构具体如图 13 所示，为消除直流分量对稳态功率的影响，需滤除直流电流中的直流分量。因此阻尼控制策略可以使用高通滤波器实现，高通滤波器既可是式(20)所示的一阶也可是式(21)所示的二阶，其中： U_{dcN} 为直流电网额定电压； k_{hpf1} 和 ω_{n1} 分别为一阶高通滤波器的增益系数和带宽； k_{hpf2} 、 ξ_2 和 ω_{n2} 分别为二阶高通滤波器的增益系数、阻尼比和无阻尼振荡频率； P_{ref} 为计算电流内环参考值的功率； P_{com} 为补偿的阻尼功率。

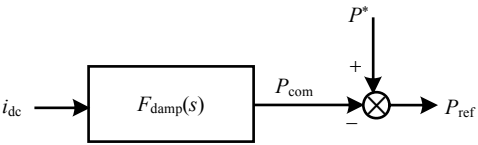


图 13 功率阻尼控制策略

Fig. 13 Power damping control strategy

$$F_{damp1}(s) = \frac{k_{hpf1} U_{dcN} \cdot s}{s + \omega_{n1}} \tag{20}$$

$$F_{damp2}(s) = \frac{k_{hpf2} U_{dcN} \cdot s^2}{s^2 + 2\xi_2 \omega_{n2} s + \omega_{n2}^2} \tag{21}$$

3.2 阻尼控制器参数设计

理论上只要在张北换流站配置功率阻尼控制器即可抑制直流电网的振荡不稳定性，但是并不一定能够抑制所有换流站的谐振振荡，为提高直流电网系统的运行特性以及阻尼控制器参数设计方便化，所有功率控制站都需配置阻尼控制器。

图 3 所示的模型虽然较精确，但存在阶数较高问题，不便于控制器参数设计。为简化分析，本文假设注入 VSC 的功率等于外环参考功率，并假设输电线路为 RL 型等效模型，且定直流电压站电压恒定不变，至于简化模型的正确性已经在文献[13]中得到验证，本文不再赘述。在所有定功率站均配置阻尼控制器之后，不妨将单个功率控制站与电压

控制站进行考虑,从而可以根据图 10 所示的简化模型对阻尼控制器的参数进行分析与设计。经过上述简化与假设,注入 VSC 的功率可表示为

$$\Delta p_c \approx \Delta P^* - F_{\text{damp}} \Delta i_{\text{dc}} \quad (22)$$

将式(22)与图 10 结合,可以得到两端简化系统的特征方程为

$$LC_{\text{eq}} U_{\text{dc}0} s^2 + (RC_{\text{eq}} U_{\text{dc}0} + LI_{\text{dc}0}) s + F_{\text{damp}}(s) + U_{\text{dc}0} + RI_{\text{dc}0} = 0 \quad (23)$$

如果功率阻尼控制器 $F_{\text{damp}}(s)$ 为一阶高通滤波器,根据上述假设,为了适应电流内环快速的跟踪性能,一阶高通滤波器的响应速度需与电流内环响应速度相当,本文选择 $\omega_{n1}=1500\text{rad/s}$ 。忽略 R 的影响,同时假设 $U_{\text{dc}0}=U_{\text{dcN}}$, $I_{\text{dc}0}=-1500\text{A}$,则式(23)所示的特征方程可以等效为

$$LC_{\text{eq}} U_{\text{dcN}} s^3 + (\omega_{n1} C_{\text{eq}} U_{\text{dcN}} + I_{\text{dc}0}) L s^2 + (\omega_{n1} L I_{\text{dc}0} + k_{\text{hpf1}} U_{\text{dcN}} + U_{\text{dcN}}) s + U_{\text{dcN}} \omega_{n1} = 0 \quad (24)$$

式(24)中的系数均大于零,如果系统要满足稳定性要求,根据劳斯判据,则选取的增益 k_{hpf1} 需满足以下关系:

$$k_{\text{hpf1}} > \left(\frac{C_{\text{eq}} U_{\text{dcN}}}{\omega_{n1} C_{\text{eq}} U_{\text{dcN}} + I_{\text{dc}0}} - \frac{I_{\text{dc}0}}{U_{\text{dcN}}} \right) \omega_{n1} L - 1 \quad (25)$$

式(25)中 L 包含了 $2L_s/3$ 以及等效平抗与等效线路电感,取极端情况的参数,可得 L 约为 0.41H ,代入相关参数可以得到 $k_{\text{hpf1}} > 3.05$,为了使系统具有较高的阻尼特性且阻尼不至于太大,可选取 $k_{\text{hpf1}}=5$,阻尼控制器为 $F_{\text{damp1}}(s)=5U_{\text{dcN}} \cdot s/(s+1500)$ 。

同理,将式(21)代入式(23)中,可以简化模型的特征方程为

$$LC_{\text{eq}} U_{\text{dc}0} s^4 + (2\xi_2 \omega_{n2} C_{\text{eq}} U_{\text{dc}0} + I_{\text{dc}0}) L s^3 + (\omega_{n2}^2 \cdot LC_{\text{eq}} U_{\text{dc}0} + 2\xi_2 \omega_{n2} L I_{\text{dc}0} + k_{\text{hpf2}} U_{\text{dcN}} + U_{\text{dc}0}) s^2 + (L I_{\text{dc}0} \omega_{n2}^2 + 2\xi_2 \omega_{n2} U_{\text{dc}0}) s + U_{\text{dc}0} \omega_{n2}^2 = 0 \quad (26)$$

式(21)系数较多,直接使用劳斯判据较繁琐,根据各项系数大于零的要求,可得到 ξ_2 需满足

$$\frac{\omega_{n2} L |I_{\text{dc}0}|}{2U_{\text{dcN}}} < \xi_2 < \frac{\omega_{n2}^2 LC_{\text{eq}} U_{\text{dcN}} + k_{\text{hpf2}} U_{\text{dcN}} + U_{\text{dcN}}}{2\omega_{n2} L |I_{\text{dc}0}|} \quad (27)$$

一般情况下,相同带宽二阶系统的动态响应相比于一阶系统来说更快,本文取 $\omega_{n2}=1000\text{rad/s}$, $C_{\text{eq}}=240\mu\text{F}$, $L=0.41\text{H}$,此时 $k_{\text{hpf2}}=0$ 的情况下,阻尼比需满足 $0.62 < \xi_2 < 40.4$ 。本文不妨取 $\xi_2=10$ 。再利用 s^2 的系数大于零,可得

$$k_{\text{hpf2}} > \omega_{n2}^2 LC_{\text{eq}} + \frac{2\xi_2 \omega_{n2} L |I_{\text{dc}0}|}{U_{\text{dcN}}} - 1 \quad (28)$$

代入相关参数得 $k_{\text{hpf2}} > 122$,取 $k_{\text{hpf2}}=150$,即为 $F_{\text{damp2}}(s)=150U_{\text{dcN}} \cdot s/(s^2+2 \times 10^4 \cdot s+10^6)$ 。

图 14 为功率阻尼控制器选取一阶和二阶高通滤波器时直流电网运行于 $P_1^*=0.5$, $P_2^*=-0.5$, $P_3^*=-1\text{pu}$, $\Delta P_3^*=0.5\text{MW}$ 时系统的小干扰仿真波形,可以看出两种阻尼控制器分别采用上述参数时均能使原始不稳定的直流电网保持稳定运行。

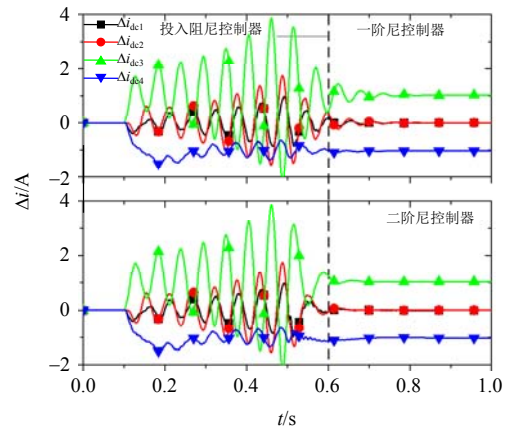


图 14 不同阻尼控制器时直流电网小干扰仿真波形

Fig. 14 Waveforms of small signal model of DC grid under different damping controllers

虽然两种阻尼控制器均能实现直流电网的阻尼控制,抑制直流电网谐振振荡和不稳定,但从换流站控制与实现角度来说,一阶高通滤波器相比于二阶高通滤波器在结构上简单、容易实现数字化、调节参数较少且参数设计简单,若应用于实际工程,本文推荐选取一阶高通阻尼控制器。

4 仿真与 RT-LAB 分析

4.1 仿真分析

本文搭建了如图 5 和表 1 所示参数的张北直流电网对称双极性接线方式的电磁暂态仿真模型,输电线路采用金属回线和分布式参数,北京换流站的中性线直接接地。换流器参数和直流线路以及平抗参数在前文已经给出,此处只给出交流侧假定参数和控制器参数,如表 3 所示。

表 3 交流系统与控制器参数

Tab. 3 Parameters of AC systems and controllers

项目	参数值	项目	参数值
交流电压/kV	525kV	交流系统短路比	10
变压器变比	525/250	变压器短路阻抗/pu	0.14
k_{pdc}	8.4	k_{idc}	180
k_{pi}	1	k_{ii}	20

1) 阻尼特性仿真分析。

直流电网不稳定性抑制仿真测试如下：在 1.5s 张北站功率阶跃至 -1pu ，此时直流电网开始振荡发散，振荡频率为 16.6Hz，与小干扰分析的 16.9Hz 基本一致；一阶功率外环阻尼控制器在 2.5s 投入，待阻尼控制器投入自后，系统恢复稳定运行。

2) 功率站 N-1 仿真分析。

功率站 N-1 故障仿真设置如下：二阶功率外环阻尼控制器一直投入，在 1.5s 时刻，康保站(站 1) 丰宁站(站 2)、张北站(站 3)的双极性功率参考值由零阶跃为 0.4、 -0.5 和 0.8pu ；在 $t=2.0\text{s}$ 时刻，康保站正极换流器闭锁并在 $t=2.5\text{s}$ 时刻解锁。仿真结果如下：康保站正极换流器闭锁后，北京站正极电流幅值降低，其它换流器基本没有影响；待其解锁后，北京站正极电流逐渐增大，系统逐渐恢复至原始运行状态。仿真结果说明所提出的阻尼控制策略能够运行在功率站 N-1 故障状态下。

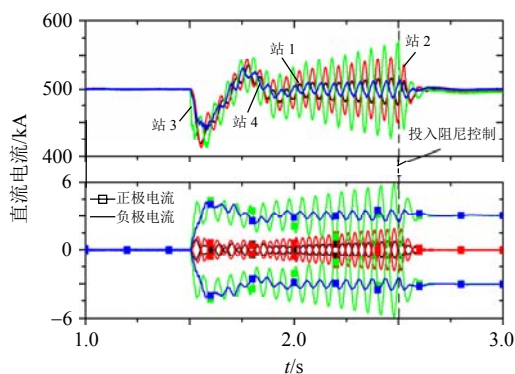


图 15 不稳定振荡抑制仿真结果

Fig. 15 Simulation results of oscillatory instability

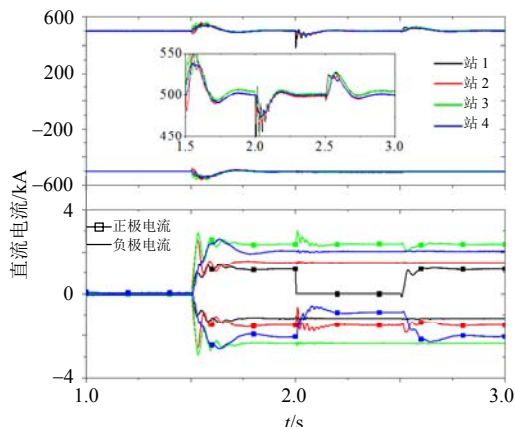


图 16 功率站 N-1 故障仿真结果

Fig. 16 Simulation results of power station N-1 fault

4.2 RT-LAB 分析

在直流电网仿真技术实验室搭建了 500kV/1500MW 单极性的张北直流电网 RT-LAB 实时仿真模型。输电线路采用 2 条直流回线，实验机箱为

OP5600，取样周期 $50\mu\text{s}$ ，阀控制周期为 $200\mu\text{s}$ ，比厦门 $\pm 320\text{kV}/1000\text{MW}$ 柔性直流输电工程的阀控周期 $125\mu\text{s}$ 还要大 $75\mu\text{s}$ 。

1) 不稳定振荡抑制实验验证。

RT-LAB 设置如下：在 SC_console 面板中自动设置解锁所有换流站，自动启动录波使能信号，接着张北换流站功率以 5pu/s 的速度下降至 -1pu ，约 2.3s 之后投入一阶功率外环阻尼控制器，具体录波波形如图 17 所示。初始状态下直流电网输送功率为零，当张北站功率下降至 -1pu 后，直流电压和直流电流开始振荡发散，即不采取阻尼控制时系统是不稳定的，当阻尼控制器投入之后，直流电压和电流振荡得到抑制并稳定运行，实验验证了阻尼控制器的有效性。

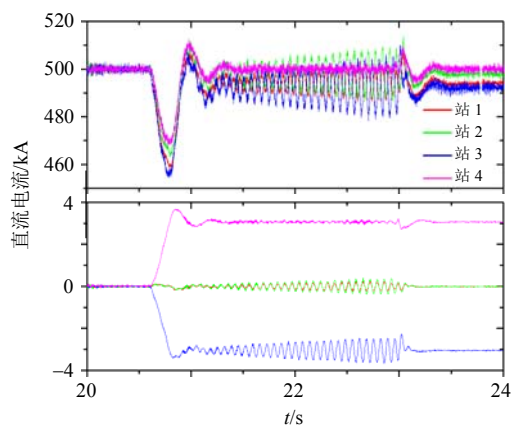


图 17 张北直流电网振荡抑制 RT-LAB 实验波形

Fig. 17 RT-LAB experimental results of oscillatory damping of ZhangBei DC grid

2) 功率站 N-1 故障实验验证。

在 SC_Console 控制面板中自动设置站 1、站 2、站 3 功率参考值以 5pu/s 的速度分别变化至 0.5、 -0.5 、 1.0pu ，自动设置站 1 的解锁和闭锁信号，实验中一阶阻尼控制器一直投入。图 18 为张北直流电网中康保换流站闭锁和解锁实验的录波波形，实验表明本文提出的阻尼控制策略能够有效运行于直流电网功率站 N-1 情况下。

5 结论

本文分析研究了直流电网的稳定性以及功率外环阻尼控制策略，并给出了阻尼控制器参数设计过程，所得到了如下结论：

1) 直流电网的稳定性与平波电抗器的大小具有很大的关系，平波电抗器越大，直流电网的阻尼特性越小且稳定性逐渐变差。

2) 直流电网的阻尼特性与稳态运行点存在较

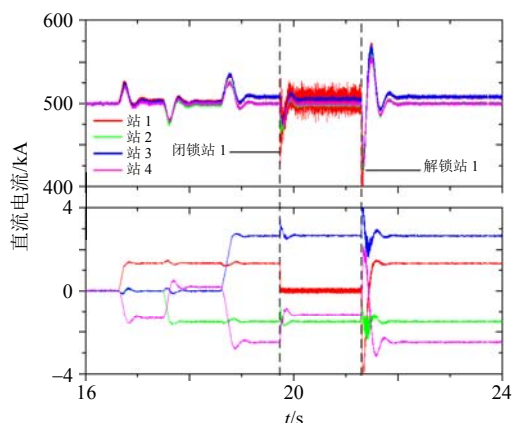


图 18 张北直流电网 N-1 故障 RT-LAB 实验波形

Fig. 18 RT-LAB experimental results of power station N-1 fault of ZhangbeiDC grid

大关系, 输送的功率等级越大对直流电网阻尼的影响也越大; 稳态运行点所导致的不稳定振荡频率为直流电网的主谐振频率。

3) 各功率控制站均应配置阻尼控制器以提高直流电网所有换流站的运行性能, 功率外环阻尼控制器的响应速度应与电流内环的响应速度相当以快速提出直流电流的振荡分量, 适当增大阻尼控制器的增益有利于增大直流电网的阻尼特性。

致谢

感谢直流电网技术与仿真北京市重点实验室提供 RT-LAB 仿真平台。

参考文献

- [1] 汤广福, 罗湘, 魏晓光. 多端直流输电与直流电网技术[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(10): 8-17.
Tang Guangfu, Luo Xiang, Wei Xiaoguang. Multi-terminal HVDC and DC-grid technology[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(10): 8-17(in Chinese).
- [2] 温家良, 吴锐, 彭畅, 等. 直流电网在中国的应用前景分析[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(13): 7-12.
Wen Jialiang, Wu Rui, Peng Chang, et al. Analysis of DC grid prospects in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(13): 7-12(in Chinese).
- [3] 周孝信, 鲁宗相, 刘应梅, 等. 中国未来电网的发展模式和关键技术[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(29): 4999-5008.
Zhou Xiaoxin, Lu Zongxiang, Liu Yingmei, et al. Development models and key technologies of future grid in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(29): 4999-5008(in Chinese).
- [4] 姚良忠, 吴婧, 王志冰, 等. 未来高压直流电网发展形态分析[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(34): 6007-6020.

- Yao Liangzhong, Wu Jing, Wang Zhibing, et al. Pattern analysis of future HVDC grid development[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(34): 6007-6020(in Chinese).
- [5] 李云丰, 汤广福, 贺之渊, 等. MMC 型直流输电系统阻尼控制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(20): 5492-5503.
Li Yunfeng, Tang Guangfu, He Zhiyuan, et al. Damping control strategy research for MMC based HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(20): 5492-5503(in Chinese).
- [6] 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.
- [7] 鲁晓军, 林卫星, 文劲宇, 等. 直流电网模块式小信号建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(11): 2880-2889.
Lu Xiaojun, Lin Weixing, Wen Jinyu, et al. Modularized small signal modelling method for DC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(11): 2880-2889(in Chinese).
- [8] 杨洁, 刘开培, 饶雪, 等. 多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(16): 4015-4024.
Yang Jie, Liu Kaipei, Rao Xue, et al. Small signal modeling for VSC-MTDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(16): 4015-4024(in Chinese).
- [9] Xu Ling, Fan Lingling. Impedance-based resonance analysis in a VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2013, 28(4): 2209-2216.
- [10] Xu Ling, Fan Lingling, Miao Zhixin. DC impedance-model-based resonance analysis of a VSC-HVDC system[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3): 1221-1230.
- [11] Jamshidifa A, Jovcic D. Small-signal dynamic DQ model of modular multilevel converter for system studies[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(1): 191-199.
- [12] 李云丰, 汤广福, 庞辉, 等. 直流电网电压控制器的参数计算方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(22): 6111-6121.
Li Yunfeng, Tang Guangfu, Pang Hui, et al. Controller parameters calculating method of DC voltage loop for DC grid[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(22): 6111-6121(in Chinese).
- [13] Beerten J, D'Arco S, Suul J A. Identification and small-signal analysis of interaction modes in VSC MTDC

- systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 888-897.
- [14] 杨文博, 宋强, 朱喆, 等. 模块化多电平换流器的直流内电势解耦控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(3): 648-655.
- Yang Wenbo, Song Qiang, Zhu Zhe, et al. Decoupled control of inner DC electric potential of modular multilevel converter[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(3): 648-655(in Chinese).
- [15] Zhou J Z, Ding Hui, Fan Shengtao, et al. Impact of short-circuit ratio and phase-locked-loop parameters on the small-signal behavior of a VSC-HVDC converter [J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2014, 29(5): 2287-2296.
- [16] Egea-Alvarez A, Fekriasl S, Hassan F, et al. Advanced vector control for voltage source converters connected to weak grids[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(6): 3072-3081.
- [17] Ashabani M, Mohamed Y A R I. Integrating VSCs to weak grids by nonlinear power damping controller with self-synchronization capability[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2014, 29(2): 805-814.
- [18] Zhang Lidong, Nee H P, Harnfors L. Analysis of stability limitations of a VSC-HVDC Link using power-synchronization control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2011, 26(3): 1326-1337.
- [19] Wang Wenyuan, Barnes M, Marjanovic O, et al. Impact of DC breaker systems on multiterminal VSC-HVDC stability[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(2): 769-779.
- [20] 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.



李云丰

收稿日期: 2016-09-20。

作者简介:

李云丰(1988), 男, 博士研究生, 研究方向为多端直流输电直流电网技术, 通信作者, liyunfeng235@163.com;

汤广福(1966), 男, 博士、教授级高级工程师, 博士生导师, 从事灵活交流输电、高压直流输电、柔性直流输电和直流电网等装备的设计与研发;

吴亚楠(1982), 女, 博士, 研究方向为直流电网技术及换流阀试验技术;

杨杰(1983), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为直流输电与大容量换流阀试验技术。

(责任编辑 吕鲜艳)

Modeling, Analysis and Damping Control of DC Grid

LI Yunfeng¹, TANG Guangfu², WU Yanan², YANG Jie²

(1. China Electric Power Research Institute; 2. Global Energy Interconnection Research Institute)

KEY WORDS: DC grid; stability; damping control; oscillation suppression; Thévenin model

Stability is the prerequisite for the operation of DC grid which is related to the reactor and steady operational points. It is significant to improve the operating characteristics of DC grid by designing a well-performed damping controller. To model the VSC, a general simplified equivalent model is shown in Fig.1 based on Equ. (1).

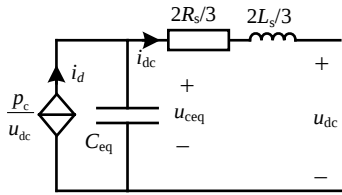


Fig. 1 Equivalent model of MMC

$$u_{dc} = \sum_{k=a,b,c} (u_{kp} + u_{kn}) / 3 - \frac{2R_s}{3} i_{dc} - \frac{2L_s}{3} \frac{di_{dc}}{dt} \quad (1)$$

From Fig.1, the electromagnetic transient equation of DC voltage can be expressed as:

$$C_{eq} \frac{du_{dc}}{dt} = \frac{p_c}{u_{dc}} - \left(\frac{2L_s C_{eq}}{3} \frac{d^2 i_{dc}}{dt^2} + \frac{2R_s C_{eq}}{3} \frac{di_{dc}}{dt} + i_{dc} \right) \quad (2)$$

Considering the control process and DC network shown in Fig.2, the linearization model of DC grid can be expressed as:

$$\begin{cases} \Delta U = (E_{4 \times 4} + Z_{eq} Y_{eq})^{-1} \cdot (\Delta F_d \cdot \Delta F_{d_ref} + \Delta F_q \cdot \Delta F_{q_ref}) \\ \Delta I = (E_{4 \times 4} + Y_{eq} Z_{eq})^{-1} Y_{eq} \cdot (\Delta F_d \cdot \Delta F_{d_ref} + \Delta F_q \cdot \Delta F_{q_ref}) \end{cases} \quad (3)$$

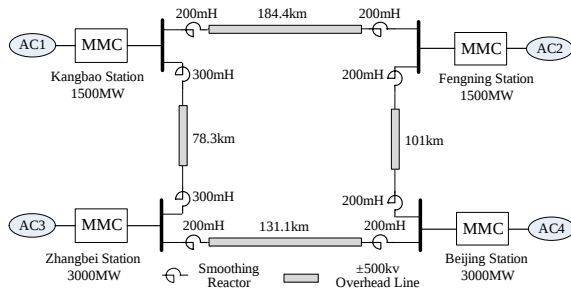


Fig. 2 Schemed structure of DC grid

The steady operating points of DC grid on the stability of system are shown in Fig.3 (a)-(c) using root locus. It can be seen that the Zhangbei station is more likely to cause system instability if active power is greater than 0.42 pu in inverter running mode. Fig.3 (d) shows the influence of the smoothing reactor on system

stability with steady operating points $P_1^* = 0.5$, $P_2^* = -0.5$, $P_3^* = -1$ p.u. The system is unstable when the coefficient of smoothing reactor is greater than 0.26. To suppress the instability and improve the operating performance of DC grid, a general power damping controller in outer loop can be designed, as shown in Fig.4 with the damping controller expressed as:

$$F_{damp1}(s) = \frac{k_{hpf1} U_{dcN} \cdot s}{s + \omega_{n1}} \quad (20)$$

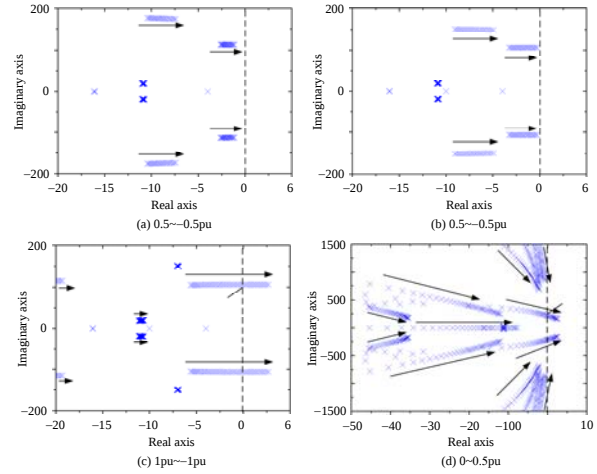


Fig. 3 Root locus changed with steady operating points

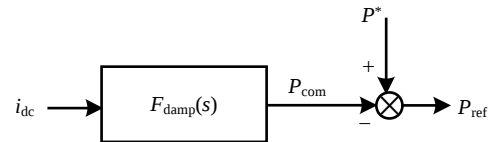


Fig. 4 Power damping control strategy

The performance of the proposed damping control method is plotted in Fig.5, which shows that it has a very good damping control effect on system performance although the system is under instability.

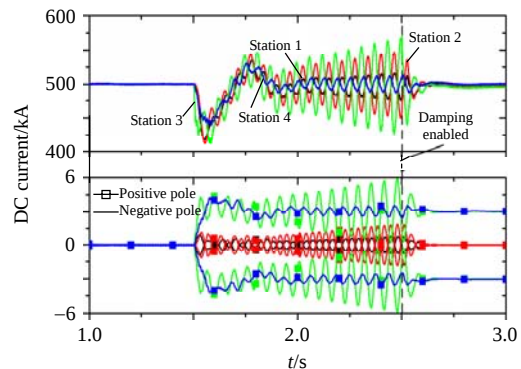


Fig. 5 Simulation results of oscillatory instability