

电流型潮流控制器对多端直流系统中 直流电压振荡模式提供的虚拟阻尼分析

付强¹, 杜文娟^{2*}, 王海风²

(1. 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;

2. 四川大学电气工程学院, 四川省 成都市 610064)

Analysis of Virtual Damping Supplied From CFC to the DC Oscillation Mode in VSC-MTDC

FU Qiang¹, DU Wenjuan^{2*}, WANG Haifeng²

(1. State Key Laboratory of Alternate Electric Power Systems with New Energy Resources (North China Electric Power University),

Changping District, Beijing 102206, China;

2. College of Electrical Engineering (Sichuan University), Chengdu 610064, Sichuan Province, China)

ABSTRACT: The impact of current flow control (CFC) on DC voltage oscillation mode of voltage source converter based multi-terminal direct current (VSC-MTDC) was researched by virtual damping analysis in this paper. Firstly, dynamic of CFC control subsystem and VSC-MTDC subsystem were described respectively, and the Phillips-Heffron linearization model of VSC-MTDC with CFC was established where the CFC control subsystem is as a feedback loop. And then, the virtual damping analysis method was proposed by extending the traditional damping torque analysis, the impact of CFC on oscillation modes of VSC-MTDC with different control methods was researched and evaluated by virtual damping index. Finally, a three terminal VSC-MTDC with a CFC was as an example, the influence law of CFC on VSC-MTDC was concluded and the correctness of virtual damping criterion was verified by model analysis and time domain simulation.

KEY WORDS: current flow control (CFC); VSC-MTDC; virtual damping analysis; Phillips-Heffron model

摘要: 基于虚拟阻尼分析法,研究电流型潮流控制器(current flow control, CFC)接入对多端柔性直流系统(voltage source converter based multi-terminal direct current, VSC-MTDC)中直流电压振荡模式的影响。首先,针对含CFC的多端柔性直流系统,分别描述CFC控制系统和多端柔性直流系统的动态过程,以直流系统中的直流电压振荡环节为前馈环节,建立剩余直流系统和CFC控制系统作为反馈环节的

Phillips-Heffron 线性化模型。然后,将传统的阻尼转矩分析法进行推广,介绍虚拟阻尼分析法的概念及其原理,分析CFC接入对不同控制下多端柔性直流系统中直流电压振荡模式的影响,提出能够评估CFC接入对多端柔性直流系统中直流电压振荡模式影响的虚拟阻尼判据。最后,以一个含CFC的三端柔性直流系统为例,得出在不同直流系统控制模式下电流型潮流控制器接入对直流电压振荡模式阻尼的影响规律,采用模式分析法和时域仿真法分别验证了虚拟阻尼分析法的正确性和虚拟阻尼判据的有效性。

关键词: 电流型潮流控制器;多端柔性直流系统;虚拟阻尼分析;Phillips-Heffron 模型

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广泛推广^[3-4],成为构建未来智能电网的关键技术^[5],得到国内外的大力发展。但是,随着直流系统结构的日趋复杂,潮流控制也成为直流系统中的重点研究内容之一。潮流分布的不合理会引发线路过载,导致直流电网低效率运行甚至带来严重的安全隐患^[6]。因此,设计适用于多端直流系统的潮流控制器,优化直流系统中的潮流分布对于防止直流线路过载,提升直流系统的稳定性具有重要意义^[7]。

目前,针对直流潮流控制器的研究主要集中在拓扑原理分析和控制策略设计方面。例如文献[8]

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFB0900602); 国家电网公司科技项目(52094017000W): 大型交直流混联电网运行控制与保护。

National Key R&D Program of China (2016YFB0900602); Technology Projects of State Grid Corporation of China (52094017000W).

针对现有的可变电阻型、DC-DC 变换型和辅助电压源型直流潮流控制器进行原理介绍,并突出电流型直流潮流控制器的主要优点为:除电容能量的变化外,基本不与外部网络发生能量交换,对直流网络只起电流分配的作用;不需要承受系统级的高电压,设备投入少,损耗低,具有较好的应用前景。基于文献[9]所提出的拓扑结构,众多学者也在不断完善潮流控制器的控制策略。例如文献[8]基于电流型潮流控制器(current flow control, CFC)在不同工况下的运行原理,提出电流控制方式,实现 CFC 的定直流电流输出,同时也指出 CFC 面临着电容电压波动较大的问题。文献[10]基于直流系统中的主从控制策略,提出定 CFC 直流电压和定直流电流的控制策略。文献[11]则对控制策略进行进一步改进,提出直流电流和直流电压的下垂控制策略。

在基于模式分析法的多端直流系统小干扰稳定性研究中,通常采用振荡模式的阻尼来判定系统的稳定性,如果阻尼为正则系统稳定性,反之则系统失稳。具体的研究主要体现在两个方面,一是研究交直流系统间动态交互作用对多端直流系统中振荡模式阻尼的影响^[12-13]。此时,默认多端直流系统自身是稳定的,即直流系统自身振荡模式的阻尼为正。但是,这一前提条件的成立并未得到充分有效地分析,即使忽略交直流系统间的动态交互,在特殊情况下,直流系统自身振荡模式也可能失稳,即出现负阻尼。所以本文遵循第二个研究思路,忽略交直流系统间的动态交互^[14-15],针对性地剖析多端直流系统自身振荡模式的阻尼问题,为研究交直流系统间动态交互对多端直流系统的小干扰稳定性奠定了基础。

综上,在含 CFC 的多端直流系统中,主要面临以下问题,需要进一步研究。

1) 直流系统中振荡模式阻尼的变化及其影响因素还未被系统地研究。虽然文献[16]针对含 CFC 的多端直流系统,建立了其小干扰线性化模型,研究了 CFC 控制参数及不同运行工况对直流系统中振荡模式阻尼的影响,但没有考虑直流系统的控制环节,需要进一步完善。

2) 在研究方法上,目前仍以模式分析法和时域仿真法为主,其中模式分析法的分析结果缺乏一定的物理意义,而时域仿真法则较为复杂,所以需要提出一种较为简便的、物理意义较为明确的分析方法,以及能够评估 CFC 接入对多端直流系统中振

荡模式阻尼影响的判据。

针对上述问题,本文基于传统的阻尼转矩分析法,推广得到应用范围更加广泛的虚拟阻尼分析法,研究电流型潮流控制器接入对多端柔性直流系统中振荡模式阻尼的影响,主要有以下贡献:

1) 针对含 CFC 的多端柔性直流系统,考虑 CFC 和多端直流系统的控制环节,建立直流系统中的直流电压振荡环节为前馈环节,CFC 控制系统和剩余直流系统作为反馈环节的 Phillips-Heffron 线性化模型。

2) 阐明虚拟阻尼分析法的概念及其原理,提出能够评估 CFC 接入对多端柔性直流系统振荡模式阻尼影响的虚拟阻尼判据。

3) 简化 CFC 与多端直流系统间动态变量的维度,得出 CFC 控制参数接入对不同控制下多端柔性直流系统中振荡模式的影响,验证虚拟阻尼分析法的正确性和虚拟阻尼判据的有效性。

1 CFC 接入后多端柔性直流系统的 Phillips-Heffron 模型

图 1 是一个含 CFC 的三端直流系统,图中: VSC-1 输出功率为 P_{dc1} ; 输出电流为 I_1 ; 直流侧电容为 C_1 ; 两端电压为 V_{dc1} 。VSC-2 和 VSC-3 输出功率分别为 P_{dc2} 和 P_{dc3} ; 输出电流分别为 I_2 和 I_3 ; 直流侧电容分别为 C_2 和 C_3 , 电容两端电压分别为 V_{dc2} 和 V_{dc3} 。 $R_{3i}(i=1,2)$ 分别为直流线路的电阻和电感。CFC 中的电容为 C_c ; 其两端电压为 U_c , 输出电流分别为 I_{31} 和 I_{32} 。 $L_{ci}(i=1,2)$ 为交流线路的连接电感,考虑到本文的研究对象主要为直流系统自身振荡模式的阻尼,故交流系统假设为无穷大系统。

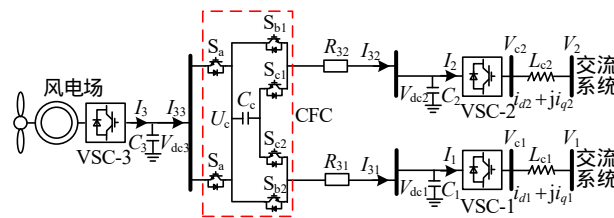


图 1 含 CFC 的多端柔性直流系统

Fig. 1 VSC-MTDC system with CFC

1.1 多端柔性直流系统的线性化模型

多端柔性直流系统中,换流站的控制策略一般为定直流电压控制、直流电压下垂控制和定有功功率控制,为方便表述,本文将其统一为如图 2 所示的控制形式^[3]。当 $k_{pj}=0$ 、 $k_{dj} \neq 0$ 时换流站为定直流电压控制;当 $k_{pj} \neq 0$ 、 $k_{dj}=0$ 时换流站为定有功功率

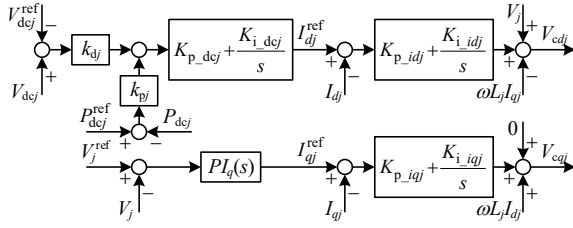


图 2 直流换流站的控制框图

Fig. 2 Configuration of control loop of VSC

控制；当 $k_{pj} \neq 0$ 、 $k_{dj} \neq 0$ 时换流站为下垂控制。此外，图 2 中还包括换流站有功控制外环和无功控制外环，其控制环节为 $K_{p_dcj} + K_{i_dcj}/s$ 和 $PI_q(s)$ ，以及有功和无功的电流控制内环，其控制环节分别为 $K_{p_idj} + K_{i_idj}/s$ 和 $K_{p_iqj} + K_{i_iqj}/s$ 。考虑到本文中交流系统为无穷大系统，忽略了交直流系统之间的动态交互过程，这意味着交流侧电压 V_j 是恒定不变的。在上述条件下，矢量控制的无功控制外环恒定有 $V_j = V_j^{\text{ref}}$ 。因此，其外环的偏差量将恒定为 0，即 $I_{qj}^{\text{ref}} = 0$ 。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]，并在此忽略了拓扑级的动态过程。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]。

对于第 i 个 VSC 换流站(VSC- i)，由图 1 可得交直流连接线路上的动态方程为

$$\begin{cases} \frac{di_{di}}{dt} = \frac{1}{L_{ci}}(V_{cdi} - V_{di}) + \omega i_{qi} \\ \frac{di_{qi}}{dt} = \frac{1}{L_{ci}}(V_{cqi} - V_{qi}) - \omega i_{di} \end{cases} \quad (1)$$

式中： ω 为同步频率；下标 d 、 q 分别表示状态变量的 d 轴和 q 轴分量，选定交流系统的电压方向与其 d 轴方向重合，则其 q 轴分量 0，有 $V_{di} = V_i$ ， $V_{qi} = 0$ 。

VSC- i ($i = 1, 2, 3$) 直流侧电压动态方程可写为

$$\frac{dV_{dci}}{dt} = -\frac{V_{di}i_{di} + V_{qi}i_{qi}}{C_i V_{dci}} + \frac{I_{dci}}{C_i} \quad (2)$$

由图 2 可得，直流换流站外环控制动态方程为

$$\begin{cases} i_{dj}^{\text{ref}} = k_{p_dcj}k_{dj}(-V_{dref}^{\text{ref}} + V_{dcj}) + \\ \quad k_{p_dcj}k_{pj}(P_{dcj}^{\text{ref}} - P_{dcj}) + z_{4i} + z_{3i} \\ i_{qj}^{\text{ref}} = 0 \end{cases} \quad (3)$$

式中： $z_{3i} = k_{i_dcj}k_{dj} \int (-V_{dref}^{\text{ref}} + V_{dcj})dt$ ； $z_{4i} = k_{i_dcj}k_{pj} \int (P_{dcj}^{\text{ref}} - P_{dcj})dt$ 。

电流内环的动态方程为

$$\begin{cases} V_{cdj} = k_{p_idj}(i_{dj}^{\text{ref}} - i_{dj}) + z_{1i} - \omega L_{cj}i_{qj} + V_j \\ V_{cqj} = k_{p_iqj}(0 - i_{qj}) + z_{2i} + \omega L_{cj}i_{dj} \end{cases} \quad (4)$$

式中： $z_{1i} = k_{i_idj} \int (i_{dj}^{\text{ref}} - i_{dj})dt$ ； $z_{2i} = k_{i_iqj} \int (0 - i_{qj})dt$ 。

将交直流连接线路上的动态方程式(1)线性化，可得：

$$\begin{cases} \frac{d\Delta i_{di}}{dt} = -\frac{1}{L_{ci}}(k_{p_idj} + k_{p_dcj}k_{pj}k_{p_idj}V_{di})\Delta i_{di} + \frac{1}{L_{ci}}\Delta z_{1i} - \\ \quad \frac{k_{p_dcj}k_{p_idj}k_{dj}\Delta V_{dcj} + \frac{k_{p_idj}}{L_{ci}}\Delta z_{3i} + \frac{k_{p_idj}}{L_{ci}}\Delta z_{4i}}{\Delta i_{di}} \\ \frac{d\Delta i_{qi}}{dt} = -\frac{1}{L_{ci}}k_{p_iqj}\Delta i_{qi} + \frac{1}{L_{ci}}\Delta z_{2i} \end{cases} \quad (5)$$

将直流侧电压的动态方程式(2)线性化，可得：

$$\frac{d\Delta V_{dci}}{dt} = -\frac{V_{di}}{C_i V_{dci}}\Delta i_{di} - \frac{V_{di}i_{di}}{C_i V_{dci}^2}\Delta V_{dci} + \frac{1}{C_i}\Delta I_{dci} \quad (6)$$

将直流换流站控制环节的动态方程式(3)、(4)线性化，可得其外环控制的线性化方程为

$$\begin{cases} \Delta i_{dj}^{\text{ref}} = -k_{p_dcj}k_{dj}\Delta V_{dcj} - k_{p_dcj}k_{pj}\Delta P_{dcj} + \Delta z_{4i} + \Delta z_{3i} \\ \Delta i_{sqj}^{\text{ref}} = 0 \\ \frac{d\Delta z_{3i}}{dt} = -k_{i_dcj}k_{dj}\Delta V_{dcj} \\ \frac{d\Delta z_{4i}}{dt} = -k_{i_dcj}k_{pj}V_{sdi}\Delta i_{di} \end{cases} \quad (7)$$

式中： $\Delta P_{dcj} = \Delta V_{di}i_{di} + V_{di}\Delta i_{di} + \Delta V_{qi}i_{qi} + V_{qi}\Delta i_{qi} = V_{di}\Delta i_{di}$ ； $\Delta z_{3i} = k_{i_dcj}k_{dj} \int (-\Delta V_{dref}^{\text{ref}} + \Delta V_{dcj})dt$ ； $\Delta z_{4i} = k_{i_dcj}k_{pj} \int (-\Delta P_{dcj}^{\text{ref}} + \Delta P_{dcj})dt$ 。

内环控制的线性化方程为

$$\begin{cases} \Delta V_{cdi} = k_{p_idj}(\Delta i_{dj}^{\text{ref}} - \Delta i_{dj}) + \Delta z_{1i} - \omega L_{cj}\Delta i_{qj} + \Delta V_j \\ \Delta V_{cqi} = -k_{p_iqj}\Delta i_{qj} + \Delta z_{2i} + \omega L_{cj}\Delta i_{dj} \\ \frac{d\Delta z_{1i}}{dt} = -k_{i_idj}k_{p_dcj}k_{dj}\Delta V_{dcj} + k_{i_idj}\Delta z_{4i} + k_{i_idj}\Delta z_{3i} - \\ \quad (k_{i_idj}k_{p_dcj}k_{pj}V_{sdi} + k_{i_idj})\Delta i_{di} \\ \frac{d\Delta z_{2i}}{dt} = -k_{i_iqj}\Delta i_{qj} \\ \Delta z_{1i} = k_{i_idj} \int (\Delta i_{dj}^{\text{ref}} - \Delta i_{dj})dt \\ \Delta z_{2i} = k_{i_iqj} \int (-\Delta i_{qj})dt \end{cases} \quad (8)$$

联立式(5)–(8)，可得直流换流站的 7 阶线性化模型，然而考虑到本文的研究对象是多端直流系统中的直流电压，其主要取决于直流换流站的外环控制环节^[5]，而电流内环频率相对很高，对外环振荡

模式的影响很小,可以认为其内环动态是理想的,有 $\Delta I_{dj}^{\text{ref}} = \Delta I_{dj}$, $\Delta I_{qj}^{\text{ref}} = \Delta I_{qj}$ 。因此,图1中多个直流换流站的线性化方程可写为

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ \Delta I_d^{\text{ref}} \end{bmatrix} = A_{\text{vsc}} \begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ \Delta I_d^{\text{ref}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{C} \\ 0 \end{bmatrix} (\Delta I_{dc} + \Delta I_{cfc}) \quad (9)$$

式中: $V_{dc} = [V_{dc1} \ V_{dc2} \ V_{dc3}]^T$ 为直流系统中各个换流站端口的直流电压; $i_d^{\text{ref}} = [i_{d1}^{\text{ref}} \ i_{d2}^{\text{ref}} \ i_{d3}^{\text{ref}}]^T$ 为各个换流站中外环控制的输出变量; $C = \text{diag}(C_i)$ 为各个换流站直流侧的电容; $\text{diag}(\cdot)$ 表示将其中的元素构成对角化矩阵; $I_{dc} = [I_{dc1} \ I_{dc2} \ I_{dc3}]^T$ 为原有多端直流系统中各个换流站端口的注入直流电流; $I_{cfc} = [I_{31} \ I_{32} \ I_{33}]^T$ 为 CFC 向多端直流系统中各个换流站端口注入的直流电流; Δ 为状态变量的变化量。

考虑到多端直流系统中的线路动态方程: $\Delta I_{dci} = Y_{dc} \Delta V_{dc}$, 以直流系统各个节点的直流电压为输出状态变量,则直流系统自身的状态空间模型如式(10)所示,详见附录 A。

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_z = A_z \Delta X_z + B_z \Delta I_{cfc} \\ \Delta V_{dc} = C_z \Delta X_z \end{cases} \quad (10)$$

1.2 CFC 系统的线性化模型

假定图1中 CFC 的一个开关周期时间为 T_{cfc} , 则开关 S_a 、 $S_{b1,2}$ 和 $S_{c1,2}$ 对应的导通时间定义如表1所示。

表1 每个开关的导通时间

Tab. 1 Turn-on time of switches

开关	S_a	S_{b1}	S_{b2}	S_{c1}	S_{c2}
时间	T_{cfc}	T_{b1}	T_{b2}	$T_{cfc} - T_{b1}$	$T_{cfc} - T_{b2}$

CFC 采用定电容电压和定直流电流控制,其控制框图如图3所示^[10]。

由表1和图3可知,在一个开关周期内, S_{b1} 和 S_{c1} 的导通状态是相反的,即 S_{b1} 导通,则 S_{c1} 关闭; S_{b1} 关闭,则 S_{c1} 导通,两者导通时间的和为 T_{cfc} 。图3中,电流环 PI 控制环节的输出为 S_{c1} 的导通时

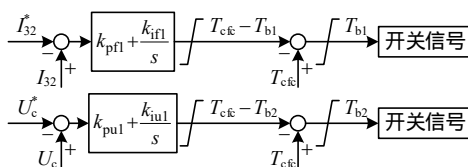


图3 CFC 的控制框图

Fig. 3 Control loop of CFC

间 $T_{cfc} - T_{b1}$, 通过用开关周期 T_{cfc} 减去 S_{c1} 的导通时间,即可得到 S_{b1} 的导通时间并发送给开关信号。 S_{b2} 和 S_{c2} 同理。

结合图1和图3,可得 CFC 的动态方程为

$$\begin{cases} C_c \frac{dU_c}{dt} = (T_{cfc} - T_{b1}) I_{32} + (T_{cfc} - T_{b2}) I_{31} \\ \frac{dx_{c1}}{dt} = k_{ifl} (I_{32}^* - I_{32}) \\ \frac{dx_{c2}}{dt} = k_{iul} (U_c^* - U_c) \end{cases} \quad (11)$$

其中:

$$\begin{cases} (T_{cfc} - T_{b1}) U_c = U_{dc3} - U_{dc2} - R_{32} I_{32} \\ (T_{cfc} - T_{b2}) U_c = U_{dc3} - U_{dc1} - R_{31} I_{31} \\ T_{cfc} - T_{b1} = k_{pfl} (-I_{32}^* + I_{32}) + x_{c1} \\ T_{cfc} - T_{b2} = k_{pu1} (U_c^* - U_c) + x_{c2} \\ x_{c1} = k_{ifl} \int (-I_{32}^* + I_{32}) \\ x_{c2} = k_{iul} \int (U_c^* - U_c) \end{cases}$$

将式(11)展开,消去开关变量,可得式(12):

$$\begin{cases} C_c \frac{dU_c}{dt} = -k_{pfl} I_{32} I_{32}^* + k_{pfl} I_{32}^2 + x_{c1} I_{32} + k_{pu1} I_{31} U_c^* - k_{pu1} I_{31} U_c + x_{c2} I_{31} \\ \frac{dx_{c1}}{dt} = -k_{ifl} I_{32}^* + k_{ifl} I_{32} \\ \frac{dx_{c2}}{dt} = k_{iul} U_c^* - k_{iul} U_c \end{cases} \quad (12)$$

其中:

$$\begin{cases} I_{32} = \frac{V_{dc3} - V_{dc2} - k_{pfl} U_c I_{32}^* + x_{c1} U_c}{R_{32} - k_{pfl} U_c} \\ I_{31} = \frac{V_{dc3} - V_{dc1} - U_c k_{pu1} U_c^* + U_c k_{pu1} U_c - U_c x_{c2}}{R_{31}} \end{cases}$$

进一步地,将式(12)线性化,可得:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta U_c}{dt} = C_c^{-1} [(-k_{pfl} I_{32}^* + 2k_{pfl} I_{320} + x_{c10}) \Delta I_{32} + I_{320} \Delta x_{c1} + (k_{pu1} U_c^* + x_{c20} - k_{pu1} U_{c0}) \Delta I_{31} - k_{pu1} I_{310} \Delta U + I_{310} \Delta x_{c2}] \\ \frac{d\Delta x_{c1}}{dt} = k_{ifl} \Delta I_{32} \\ \frac{d\Delta x_{c2}}{dt} = -k_{iul} \Delta U_c \\ \Delta I_{32} = K_{IU2} \Delta U_c + K_{Ix2} \Delta x_{c1} + K_{IV23} \Delta V_{dc3} - K_{IV22} \Delta V_{dc2} \\ \Delta I_{31} = K_{IU3} \Delta U_c + K_{Ix3} \Delta x_{c2} + K_{IV33} \Delta V_{dc3} - K_{IV31} \Delta V_{dc1} \end{cases} \quad (13)$$

其中:

$$\begin{cases} K_{IU2} = \frac{-k_{pfl} I_{32}^* + x_{c10} + k_{pfl}(V_{dc30} - V_{dc20} - k_{pfl} I_{32}^* U_{c0} + x_{c10} U_{c0})}{(R_{32} - k_{pfl} U_{c0})^2} \\ K_{Iv2} = \frac{U_{c0}}{R_{32} - k_{pfl} U_{c0}} \\ K_{IV22} = K_{IV23} = \frac{1}{R_{32} - k_{pfl} U_{c0}} \\ K_{IU3} = \frac{-k_{pul} U_c^* + 2k_{pul} U_{c0} - x_{c20}}{R_{31}} \\ K_{Iv3} = \frac{-U_{c0}}{R_{31}} \\ K_{IV31} = K_{IV33} = \frac{1}{R_{31}} \end{cases}$$

式中下标 0 表示状态变量的稳态值。

由式(13)可得 CFC 控制子系统的状态空间模型如式(14)所示，详见附录 B。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \Delta X_{cfc} &= A_{cfc} \Delta X_{cfc} + B_{cfc} \Delta V_{dc} \\ \Delta I_{cfc} &= C_{cfc} \Delta X_{cfc} + D_{cfc} \Delta V_{dc} \end{aligned} \quad (14)$$

式(14)也可写为： $\Delta I_{cfc} = Y_c(s) \Delta V_{dc}$ ，其中 $Y_c(s) = C_{cfc}(sI - A_{cfc})^{-1} B_{cfc} + D_{cfc}$ 。

1.3 含 CFC 的 Phillips-Heffron 模型

联立式(10)和(14)，可得含 CFC 多端柔性直流系统的线性化模型为

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X = A \Delta X \\ X = \begin{bmatrix} X_z \\ X_{cfc} \end{bmatrix} \\ A = \begin{bmatrix} A_z + B_z D_{cfc} C_z & B_z C_{cfc} \\ B_{cfc} C_z & A_{cfc} \end{bmatrix} \end{cases} \quad (15)$$

具体地，在不同控制方式下，式(15)的 Phillips-Heffron 模型如图 4 所示。

图 4 中，共有 3 个组成部分，分别是直流系统中直流电压的二阶振荡环节，剩余直流系统和 CFC 控制系统。其中二阶振荡环节是直流系统中的定直流电压控制换流站或者直流电压下垂控制换流站，二阶动态中一阶为换流站的直流侧电容，另一阶为换流站的外环控制；剩余直流系统是除上述二阶环节外剩余的直流系统，包括了其余换流站及其控制和多端直流网络；CFC 控制系统与剩余直流系统间通过各个换流站端口的直流电压和直流电流产生动态交互，呈现多输入多输出的关系。

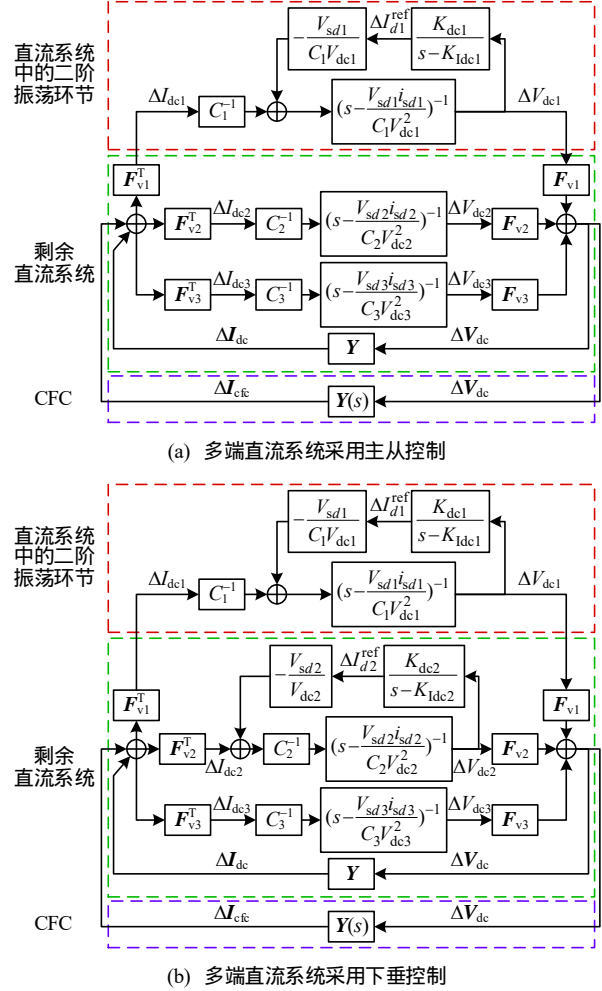


图 4 含 CFC 多端直流系统的 Phillips-Heffron 模型
Fig. 4 Phillips-Heffron model of VSC-MTDC with CFC

如果直流系统中直流电压二阶振荡模式的阻尼大于 0，则认为系统是小干扰稳定的。反之，则系统小干扰失稳^[17-18]。从图 4 可以看出，外部环节对多端直流系统直流电压振荡模式阻尼的影响来源于两部分，一部分来源于剩余直流系统，另一部分来源于 CFC 控制环节。

对比图 4(a)、(b)可以得出，主从控制和下垂控制下，系统的结构框图大体相似。当换流站采用定有功功率控制时，换流站的动态方程为一阶；当换流站采用直流电压下垂控制时，其动态方程为二阶，包含了控制本身的一阶动态方程和直流侧电容的一阶动态方程。这也说明对于直流系统本身来讲，定有功功率控制外环的输入功率 ΔP_{dcj} 将完全由交直流连接线路上的 d 轴电流 Δi_{di} 决定(见式(7))，而此时有 $\Delta i_{di} = \Delta i_{di}^{ref} = k_{pj}(K_{p_{dcj}} + K_{i_{dcj}})^{-1} \Delta P_{dcj}$ 。这显然构成一个内部的循环，在电流内环控制足够快速且忽略交流系统自身动态响应的条件下，定有功功率控制的换流站可以近似认为是一个恒定的功率

源。所以,对于定有功功率控制的换流站,其控制环节可以近似认为不会影响到直流系统中振荡模式的阻尼^[19-20]。

图4中上标 T 表示变量的转置,其余常量定义为: $K_{dc}=(k_{p_dc}k_dV_{sd}V_{sd}i_{sd}+k_{i_dc}k_d)/[(1+k_{p_dc}k_pV_{sd})\cdot CV_{dc}^2]$; $K_{Idc}=(-k_{p_dc}k_dV_{sd})/[(1+k_{p_dc}k_pV_{sd})CV_{dc}]-k_{i_dc}k_pV_{sd}$; $F_{V1}=[1 \ 0 \ 0]^T$; $F_{V2}=[0 \ 1 \ 0]^T$; $F_{V3}=[0 \ 0 \ 1]^T$ 。

2 虚拟阻尼分析

2.1 虚拟阻尼分析法

传统阻尼转矩分析的本质是将线路的有功功率 ΔP 在 $\Delta\delta-\Delta\omega$ 坐标下分解: $\Delta P=T_d\Delta\omega+T_k\Delta\delta$,其中 T_d 为阻尼项,影响振荡模式的阻尼, T_k 为同步项,影响振荡模式的频率。根据阻尼转矩分析法的结论,只有阻尼项 T_d 会影响电力系统中振荡模式的稳定性^[21]。显然,上述结论并不依赖于分析对象是发电机转子这一条件^[22],实际上,线路功率 ΔP 可以在任意一个相互垂直的坐标系 $\Delta x-\Delta\dot{x}$ 下进行分解,其中与 $\Delta\dot{x}$ 成正比的系数称为阻尼项,影响 ΔP 的阻尼,与 Δx 成正比的系数称为同步项,不影响 ΔP 的阻尼。进一步地,当扩展到不同的二阶系统中时,对于任意一个状态变量 ΔY 均可以在任意垂直的坐标系 $\Delta x-\Delta\dot{x}$ 下分解为如式(16)所示的形式。

$$\Delta Y=K_d\Delta\dot{x}+K_k\Delta x \quad (16)$$

式中: Δx 为某一状态变量的变化量; $\Delta\dot{x}$ 是与 Δx 相垂直的状态变量的变化量,同时也是 Δx 导数的变化量; K_d 定义为状态变量 ΔY 的虚拟阻尼分量,影响 ΔY 的振荡阻尼; K_k 定义为状态变量 ΔY 的虚拟同步分量,影响 ΔY 的振荡频率。

如图5所示,当虚拟阻尼分量 $K_d=0$ 时, ΔY 在 $Y-x$ 坐标系下的运动轨迹是1条直线,即 $\Delta Y=K_k\Delta x$,按照等面积法则,运行轨迹所形成的加速面积和减速面积一致,振荡幅值不会衰减。这同时也

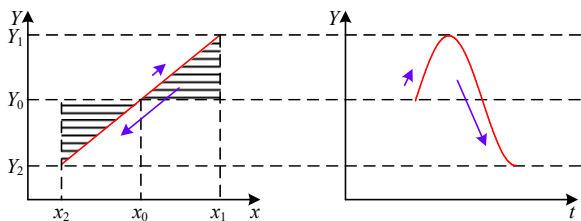


图5 不考虑阻尼项时 Y 的运动轨迹

Fig. 5 Trajectory of Y without considering the impact of damping

说明,虚拟同步分量的确不会影响 ΔY 的振荡阻尼。

如图6所示,当虚拟阻尼分量 $K_d>0$ 时, ΔY 在 $Y-x$ 坐标系下的运动轨迹将是1条曲线,按照等面积法则,运行轨迹所形成的加速面积和减速面积一致,自然有三角形边长 $a>b>c$,即振荡幅值会逐渐衰减。这同时也说明了虚拟阻尼分量的确会影响 ΔY 的振荡阻尼。

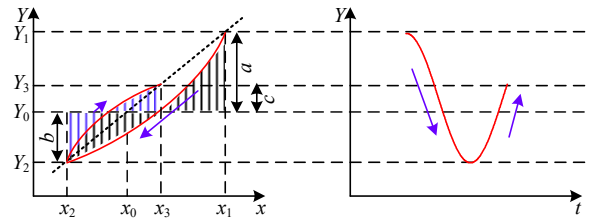


图6 考虑阻尼项时 Y 的运动轨迹

Fig. 6 Trajectory of Y with considering the impact of damping

2.2 CFC 接入对 VSC-MTDC 提供的虚拟阻尼分析

2.2.1 虚拟阻尼的一般化计算方法

结合式(10)和图4可得出直流系统中二阶振荡环节的动态方程为

$$\begin{cases} (s^2 + D_1s + K_1)\Delta V_{dc1} = C_1^{-1}(s - K_{Idc1})\Delta I_{dc1} \\ D_1 = \frac{V_{sd1}i_{sd1}}{C_1V_{dc1}^2} + K_{Idc1} \\ K_1 = \frac{K_{dc1}V_{sd1}V_{dc1} - V_{sd1}i_{sd1}K_{Idc1}}{C_1V_{dc1}^2} \end{cases} \quad (17)$$

当 $\Delta I_{dc1}=0$ 时,直流二阶振荡环节的振荡模式为方程 $s^2 + D_1s + K_1=0$ 的解。

假设 CFC 控制环节的传递函数可以写为 $\Delta I_{dc1}=Y(s)\Delta V_{dc1}$,则考虑 CFC 控制环节后,多端直流系统的状态方程将变为

$$\begin{cases} s^2 + D_1s + K_1 + T(s) = 0 \\ T(s) = -C_1^{-1}(s - K_{Idc1})Y(s) \end{cases} \quad (18)$$

式(18)的解 $\bar{\lambda}_d = \varepsilon_d + j\omega_d$ 即为考虑考虑 CFC 控制环节后,直流系统的振荡模式。对于 $\bar{\lambda}_d$,在复频域有如下方程成立。

$$\bar{\lambda}_d^2 + D_1\bar{\lambda}_d + K_1 + T(\bar{\lambda}_d) = 0 \quad (19)$$

考虑到 $T(\bar{\lambda}_d)$ 将影响原有直流电压振荡模式的阻尼和频率,所以在复频域对 $T(\bar{\lambda}_d)$ 进行如下分解,可得:

$$T(\bar{\lambda}_d) = T_d s + T_k = T_d \bar{\lambda}_d + T_k = T_d \varepsilon_d + T_k + jT_d \omega_d \quad (20)$$

式中: T_d 将改变原有振荡模式的阻尼,称之为 CFC

控制环节向直流二阶振荡环节提供的虚拟阻尼分量； T_k 将改变原有振荡模式的虚部，称之为 CFC 控制环节向直流二阶振荡环节提供的虚拟同步分量，并有：

$$\begin{cases} T_d = \frac{\text{Imag}[T(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \\ T_k = \text{Real}[T(\bar{\lambda}_d)] - \varepsilon_d \frac{\text{Imag}[T(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \end{cases} \quad (21)$$

由式(21)可知，CFC 接入不仅会影响直流系统原有振荡模式的阻尼，也会影响其振荡模式的频率，其影响大小取决于 T_d 和 T_k 的数值。

2.2.2 CFC 对直流系统中振荡模式提供的虚拟阻尼

由图 4 可知，直接求 CFC 对直流系统中振荡模式提供的虚拟阻尼是较为复杂的，所以本文采取了一种间接的求取方法，说明如下：

1) 计算未考虑 CFC 时，剩余直流系统向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼。

结合式(10)和图 4 可得出剩余直流系统中 VSC- $i(i=2,3)$ 的动态方程分别为

$$\begin{aligned} \Delta V_{dci} &= F_{Vi} [C_i(s - \frac{V_{sdi} i_{sdi}}{C_i V_{dci}^2}) + \frac{V_{sdi} K_{dci}}{V_{dci}(s - K_{Idci})}]^{-1} \Delta I_{dci} = F_{Vi} \cdot \\ & [C_i(s - \frac{V_{sdi} i_{sdi}}{C_i V_{dci}^2}) + \frac{V_{sdi} K_{dci}}{V_{dci}(s - K_{Idci})}]^{-1} F_{Vi}^T \Delta I_{dc} = H_i(s) \Delta I_{dc} \end{aligned} \quad (22)$$

特殊地，如果直流系统中 VSC- i 采用了定功率控制，则有 $K_{dci}=0$ ，上式将化简为

$$\begin{aligned} \Delta V_{dci} &= F_{Vi} (sC_i - \frac{V_{sdi} i_{sdi}}{V_{dci}^2})^{-1} \Delta I_{dci} = F_{Vi} (sC_i - \frac{V_{sdi} i_{sdi}}{V_{dci}^2})^{-1} \cdot \\ & F_{Vi}^T \Delta I_{dc} = H_i(s) \Delta I_{dc} \end{aligned} \quad (23)$$

结合直流系统中的线路导纳方程，可以求得剩余直流系统所构成的反馈环节为

$$\begin{aligned} \Delta I_{dcl} &= F_{Vl}^T \Delta I_{dc} = F_{Vl}^T \frac{Y}{I - Y(H_2(s) + H_3(s))} \cdot \\ & F_{Vl} \Delta V_{dci} = F_{s1}(s) \Delta V_{dci} \end{aligned} \quad (24)$$

联立式(21)、(24)可得，剩余直流系统向直流系统中二阶振荡环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds1} = \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_{s1}(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \\ T_{ks1} = \text{Real}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_{s1}(\bar{\lambda}_d)] - \varepsilon_d T_{ds1} \end{cases} \quad (25)$$

2) 计算 CFC 接入后，剩余直流系统和 CFC 控制环节共同向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼。

此时，直流系统中换流站的动态方程不变，线路的导纳变为了 $Y + Y_c(s)$ ，所以类比式(22)—(24)可得 CFC 接入后，剩余直流系统和 CFC 控制环节共同构成的反馈环节为

$$\begin{aligned} \Delta I_{dcl} &= F_{Vl}^T \Delta I_{dc} = F_{s1}(s) \Delta V_{dci} = F_{Vl}^T \cdot \\ & \frac{Y + Y_c(s)}{I - (Y + Y_c(s))(H_2(s) + H_3(s))} F_{Vl} \Delta V_{dci} \end{aligned} \quad (26)$$

联立式(21)、(26)可得，剩余直流系统和 CFC 共同向直流系统中二阶振荡环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds} = \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_s(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \\ T_{ks} = \text{Real}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_s(\bar{\lambda}_d)] - \varepsilon_d T_{ds} \end{cases} \quad (27)$$

3) 计算 CFC 向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼。

联立式(24)—(26)可得，CFC 控制环节构成的反馈环节为

$$\Delta I_{dcl} = F_{Vl}^T \Delta I_{dc} = F_{s2}(s) \Delta V_{dci} = (F_s(s) - F_{s1}(s)) \Delta V_{dci} \quad (28)$$

联立式(21)和(28)可求得 CFC 向直流系统中二阶振荡环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds2} = \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_{s2}(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \\ \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_{s1}(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} = T_{ds} - T_{ds1} \\ T_{ks2} = T_{ks} - T_{ks1} \end{cases} \quad (29)$$

通过上述分析可知，含 CFC 的多端直流系统中，影响直流系统二阶环节的因素主要来源于两个方面：一个是除定直流电压控制的换流站外，剩余 VSC 换流站提供的阻尼影响 $T_{ds1}(s)$ ，另一个是 CFC 接入对二阶振荡环节产生的影响 $T_{ds2}(s)$ 。

2.2.3 CFC 对直流电压振荡模式阻尼影响的判据

对于直流电压振荡模式的阻尼来讲，更主要的是关注 T_{ds2} 的数值。为此，本文基于上述原理，提出较为简单的评估指标，能够反应 CFC 接入对直流电压振荡模式阻尼的影响正负和大小。

如果 $T_{ds2} > 0$ ，则 CFC 对直流系统中二阶环节提供的正的虚拟阻尼，直流电压振荡模式的阻尼得到了改善。反之，如果 $T_{ds2} < 0$ ，则 CFC 对直流系统中二阶环节提供了负的虚拟阻尼，直流电压振荡模式的阻尼遭到了恶化。特殊地，如果满足式(30)，则直流电压振荡模式的阻尼为负，直流系统失稳。

$$-T_{ds2} > D_1 + T_{ds1} \quad (30)$$

式(30)也可写为

$$T_{total} = T_{ds2} + D_1 + T_{ds1} < 0 \quad (31)$$

3 案例验证

图7是一个含CFC的简单三端直流系统,换流站侧直流电容均为 $3\mu\text{F}$,风电场中PMSG的模型及其控制参数参考文献[23],发电机的模型及其参数参考文献[24]。稳态时,CFC的输出电流分别为0.4和0.553pu。

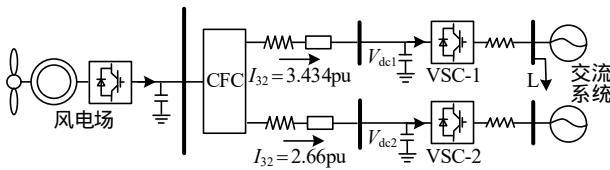


图7 含CFC的三端直流系统

Fig. 7 Three terminal DC system with CFC

3.1 直流系统采用主从控制

3.1.1 虚拟阻尼分析的正确性验证

当多端直流系统采用主从控制时,VSC-1采用定直流电压控制,VSC-2采用定有功功率控制,直流换流站和CFC的控制参数如附录C所示,此时直流系统振荡模式为: $\bar{\lambda}_d = -0.0091 + j0.2222(\text{pu})$,即 $-3.415 + j83.77(\text{rad/s})$

首先,选定直流电压控制的换流站作为直流系统中的二阶振荡环节,有:

$$\begin{cases} s^2 + D_1s + K_1 = 0 \\ D_1 = -0.12 \\ K_1 = 0.3126 \end{cases} \quad (32)$$

然后,依据式(24)求得剩余直流系统构成的反馈环节,并依据式(25)计算得出剩余系统向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds1} = 0.137 \\ T_{ks1} = -0.083 \end{cases} \quad (33)$$

最后,依据(26)求得剩余直流系统和CFC共同构成的反馈环节,并依据(27)计算得出剩余直流系统和CFC共同向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds} = 0.138 \\ T_{ks} = -0.0832 \end{cases} \quad (34)$$

进而求得CFC向直流系统中二阶环节提供的虚拟阻尼和虚拟同步分量为

$$\begin{cases} T_{ds2} = T_{ds} - T_{ds1} = 0.001 \\ T_{ks2} = T_{ks} - T_{ks1} = -0.0002 \end{cases} \quad (35)$$

可见,此时CFC向直流系统中二阶环节提供的阻尼为正阻尼,并且有 $T_{total} = 0.138 - 0.12 = 0.018 > 0$,所以在此控制参数下,CFC接入改善了直流系统中直流电压振荡模式的阻尼。

为了验证上述分析结果,将式(33)—(35)中的计算结果带入式(32)中,如式(36)所示:

$$s^2 + (D_1 + 0.138)s - 0.0832 + K_1 = 0 \quad (36)$$

式(36)的解为: $\bar{\lambda}_d = -0.0091 + j0.2222$,与直流系统中实际的振荡模式一致,验证了上述分解思想以及结论的正确性。

3.1.2 虚拟阻尼分析法在优化CFC控制参数方面的应用

虚拟阻尼的物理意义是明确的,能够体现CFC在当前直流振荡模式下,对直流系统中振荡模式阻尼的影响情况,有助于合理选择CFC的控制参数,进而改善系统的振荡阻尼。

以CFC中的控制参数 k_{iu} 为例,将其从10调节到80,可得出实际多端直流系统中直流电压振荡模式阻尼的运行轨迹如图8中红色线所示,其阻尼将先降低,然后逐渐恢复。采用虚拟阻尼分析法计算出CFC提供的虚拟阻尼 T_{ds2} ,如图8中蓝色虚线所示,其变化趋势与实际模式相似。判据 T_{total} 的计算结果如图8中蓝色实线所示,可见其在 $[35, 41]$ 这一范围内小于0。

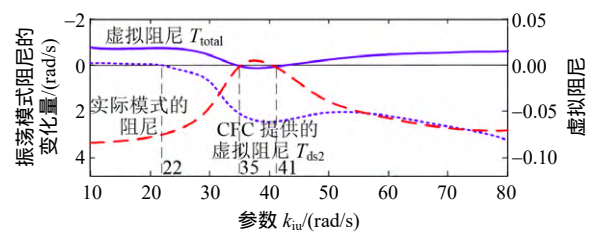


图8 虚拟阻尼指标在不同参数下的计算结果(1)

Fig. 8 Results of virtual damping index with different parameters (1)

通过图8可看出,虚拟阻尼分析法可以准确反映在参数变化下,CFC接入对多端直流系统振荡模式阻尼的影响规律,虚拟阻尼指标则更加直观,计算过程相对简便。由此得出CFC接入后,其参数 k_{iu} 的选择应该遵循以下几个优先级:首先,应尽可能选择较小的数值 $k_{iu} < 22$,此时CFC可以提供正的虚拟阻尼;其次,可以考虑选择能保证系统稳定

运行的参数,虽然此时 CFC 提供负的虚拟阻尼,但是振荡模式仍然拥有正阻尼;最后,不能选择 [35, 41] 这一区间的参数,这会导致直流电压振荡模式出现负阻尼,进而引起系统失稳。

为了进一步验证上述计算结果的正确性,采用时域仿真法对图 7 中的系统进行了仿真分析。系统在 0.1s 时于 VSC-2 处增加功率扰动,并于 0.2s 消除, CFC 控制参数 k_{iu} 分别在 10 和 39 时的仿真结果如图 9 所示。可见当控制参数 $k_{iu}=39$ 时,阻尼确实变差,与计算结果一致。

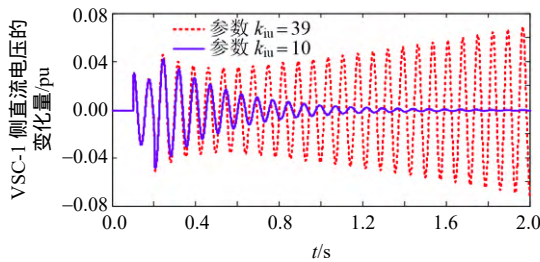


图 9 主从控制下多端直流系统的仿真结果

Fig. 9 Results of VSC-MTDC with master-slave control

3.2 直流系统采用下垂控制

当多端直流系统采用下垂控制时, VSC-1 和 VSC-2 采用直流电压下垂控制, VSC-3 采用定有功功率控制,系统的控制参数如附录 D 所示,此时直流系统的振荡模式为: $\bar{\lambda}_d = -0.0091 + j0.2222(\text{pu})$, 即 $-3.415 + j83.77(\text{rad/s})$, 其计算流程和式(32)—(36)是一致的,这里不再赘述。本节将展示虚拟阻尼分析法在优化 CFC 控制参数方面的应用。

以 CFC 中的控制参数 k_{iu} 为例,将其从 10 调节到 80,可得出实际多端直流系统中直流电压振荡模式阻尼的运行轨迹如图 10 中红色线所示,其阻尼将先降低,然后逐渐恢复。采用虚拟阻尼分析法计算出 CFC 提供的虚拟阻尼 T_{ds2} 如图 10 中蓝色虚线所示,其变化趋势与实际模式相似。判据 T_{total} 的计算结果如图 10 中蓝色实线所示,可见其在 50 附近

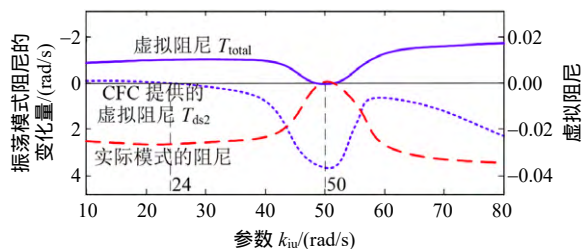


图 10 虚拟阻尼指标在不同参数下的计算结果(2)

Fig. 10 Results of virtual damping index with different parameters (2)

时小于 0。

通过图 10 可看出,虚拟阻尼分析法可以准确反映在参数变化下, CFC 接入对多端直流系统的影响规律,但是虚拟阻尼指标更加直观,计算过程相对简便。由此得出 CFC 接入后,其参数 k_{iu} 的选择应该遵循以下几个优先级:首先,应尽可能选择较小的数值 $k_{iu} < 24$,此时 CFC 可以提供正的虚拟阻尼;其次,可以考虑选择能保证系统稳定运行的参数,虽然此时 CFC 提供了负的虚拟阻尼,但是振荡模式仍然拥有正阻尼;最后,不能选择 50 附近的参数,这会导致直流电压振荡模式出现负阻尼,进而引起系统失稳。

为了进一步验证上述计算结果的正确性,采用时域仿真法对图 8 中的系统进行了仿真分析。系统在 0.1s 时于 VSC-2 处增加功率扰动,并于 0.2s 消除, CFC 控制参数 k_{iu} 分别在 10 和 50 时的仿真结果如图 11 所示。可见当控制参数 $k_{iu}=50$ 时,阻尼确实变差,与计算结果一致。

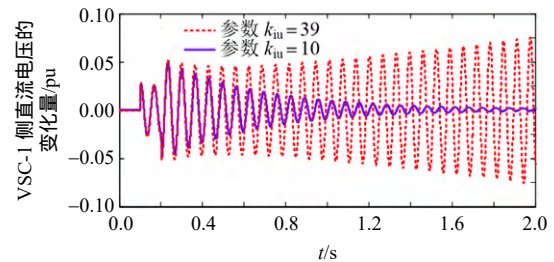


图 11 下垂控制下多端直流系统的仿真结果

Fig. 11 Results of VSC-MTDC with DC droop control

4 结论

本文通过将传统的阻尼转矩分析法进行推广,阐明虚拟阻尼分析法的概念及其原理,提出能够评估 CFC 接入对多端柔性直流系统中直流电压振荡模式阻尼影响的虚拟阻尼判据,得出不同直流系统控制模式下电流型潮流控制器接入对多端柔性直流电压振荡模式阻尼的影响规律,有以下结论:

1) CFC 接入多端直流系统后,是从振荡阻尼和频率两个方面影响直流系统中直流电压振荡模式的,如果其提供的虚拟阻尼为负,则会恶化直流电压振荡模式的阻尼。

2) 虚拟阻尼分析法拓展了传统阻尼转矩分析法的分析范围,使得分析结果具有了一定的物理意义。

3) 虚拟阻尼指标通过将 CFC 与 VSC-MTDC

间的多输入多输出关系简化为单输入单输出关系,提升了使用的便捷性,并且能够有效反映CFC接入对直流电压振荡模式阻尼的影响,能够用于优化CFC的控制参数。

考虑到在多端直流系统中,除直流电压振荡模式外,还会存在其他的振荡模式,因此在未来的研究中将重点论证本文方法在对其他模式分析时的有效性,拓宽其应用范围,明确其适用的条件。

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,2014:1-10.
Xu Zheng. Flexible HVDC system[M]. Beijing: China Machine Press, 2014: 1-10(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,2010:1-5.
Tang Guangfu. HVDC power transmission technology based on voltage source converter[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2010: 1-5(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] 李国庆,边竞,王鹤,等.一种基于MMC的新型直流潮流控制器[J].电网技术,2017,41(7):2107-2114.
Li Guoqing, Bian Jing, Wang He, et al. A new type DC flow controller based on MMC[J]. Power System Technology, 2017, 41(7): 2107-2114(in Chinese).
- [7] 杨越,张文亮,汤广福,等.双H桥型直流电网潮流控制器的控制策略[J].电网技术,2015,39(9):2505-2510.
Yang Yue, Zhang Wenliang, Tang Guangfu, et al. Control strategy of dual H-bridge power flow controller for DC grids[J]. Power System Technology, 2015, 39(9): 2505-2510(in Chinese).
- [8] 许烽,徐政,刘高任.新型直流潮流控制器及其在环网式直流电网中的应用[J].电网技术,2014,38(10):2644-2650.
Xu Feng, Xu Zheng, Liu Gaoren. A neotype of DC power flow controller and its applications in meshed DC grids[J]. Power System Technology, 2014, 38(10): 2644-2650(in Chinese).
- [9] Barker C D, Whitehouse R S. A current flow controller for use in HVDC grids[C]//Proceedings of the 10th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2012). Birmingham, UK: IET, 2012: 1-5.
- [10] Deng Na, Wang Puyu, Zhang Xiaoping, et al. A DC current flow controller for meshed modular multilevel converter multiterminal HVDC grids[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2015, 1(1): 43-51.
- [11] Sau-Bassols J, Prieto-Araujo E, Gomis-Bellmunt O, et al. Series interline DC/DC Current Flow Controller for meshed HVDC grids[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(2): 881-891.
- [12] Bayo-Salas A, Beerten J, Rimez J, et al. Analysis of control interactions in multi-infeed VSC HVDC connections[J]. IET Generation, Transmission & Distribution, 2016, 10(6): 1336-1344.
- [13] Ndreko M, van der Meer A A, Gibescu M, et al. Impact of DC voltage control parameters on AC/DC system dynamics under faulted conditions[C]//Proceedings of 2014 IEEE PES General Meeting/Conference & Exposition. National Harbor, MD, USA: IEEE, 2014: 1-5.
- [14] 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.
- [15] 吴学光,孙银锋,李国庆.柔性直流输电系统阻抗稳定性分析[J].南方电网技术,2016,10(5):75-79.
Wu Xueguang, Sun Yinfeng, Li Guoqing. Analysis of impedance stability of VSC-HVDC systems[J]. Southern Power System Technology, 2016, 10(5): 75-79(in Chinese).
- [16] Deng Na, Wang Puyu, Zhang Xiaoping. Small-signal stability analysis and control system design of a meshed multi-terminal high-voltage direct current grid with a

current flow controller[J]. Electric Power Components and Systems, 2016, 44(10): 1126-1137.

- [17] Yuan Hao, Yuan Xiaoming, Hu Jiabing. Modeling of grid-connected VSCs for power system small-signal stability analysis in DC-Link voltage control timescale[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2017, 32(5): 3981-3991.
- [18] Wang Dong, Liang Liang, Shi Lei, et al. Analysis of modal resonance between PLL and DC-link voltage control in weak-grid tied VSCs[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2019, 34(2): 1127-1138.
- [19] 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.
- [20] Du Wenjuan, Fu Qiang, Wang Haifeng. Comparing AC dynamic transients propagated through VSC HVDC connection with master-slave control versus DC voltage droop control[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy, 2018, 9(3): 1285-1297.
- [21] 杜文娟,王海风. 电力系统低频功率振荡阻尼转矩分析理论与方法[M]. 北京: 科学出版社, 2015: 20-40.
- Du Wenjuan, Wang Haifeng. Low frequency power oscillation damping torque analysis theory and method[M]. Beijing: Science Press, 2015: 20-40(in Chinese).
- [22] Wang Haifeng. Applications of damping torque analysis to STATCOM control[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2000, 22(3): 197-204.
- [23] Li Shuhui, Haskew T A, Swatloski R P, et al. Optimal and direct-current vector control of direct-driven PMSG wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2012, 27(5): 2325-2337.
- [24] 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: 101-147.
- Cheng Shijie, Cao Yijia, Jiang Quanyuan. Theory and method of subsynchronous oscillation in power system[M]. Beijing: Science Press, 2009: 101-147(in Chinese).

附录 A 直流系统自身的状态空间模型

重写式(10)如式(A1)所示:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_z = A_z \Delta X_z + B_z \Delta I_{cfc} \\ \Delta V_{dc} = C_z \Delta X_z \end{cases} \quad (A1)$$

式(A1)中, 矩阵元素展开如下:

$$\begin{cases} A_z(1,1) = -\frac{V_{sd} i_{sd}}{C V_{dc}^2} + \frac{1}{C} Y_{dc} \\ A_z(1,2) = -\frac{V_{sd}}{C V_{dc}} \\ A_z(2,1) = \frac{k_{p_dc} k_d V_{sd}}{I + k_{p_dc} k_p V_{sd}} \frac{V_{sd} i_{sd}}{C V_{dc}^2} - k_{i_dc} k_d \\ A_z(2,2) = \frac{k_{p_dc} k_d}{I + k_{p_dc} k_p V_{sd}} \frac{V_{sd}}{C V_{dc}} - k_{i_dc} k_p V_{sd} \\ X_z = \begin{bmatrix} \Delta V_{dc} \\ \Delta i_d^{ref} \end{bmatrix} \\ B_z = \begin{bmatrix} C^{-1} \\ \text{diag}(0) \end{bmatrix} \\ C_z = [\text{diag}(1) \quad \text{diag}(0)] \end{cases}$$

式中 $A_z(i,j)$ 表示状态矩阵 A_z 中第 i 行第 j 列的数值。矩阵 A_z 中的参数矩阵均由各个换流站的参数通过对角化的方式构成, 例如 $V_{sd} = \text{diag}(V_{sdi})$, $k_{i_dc} = \text{diag}(k_{i_dci})$ 等。

附录 B CFC 控制子系统的状态空间模型

重写式(14)如式(B1)所示:

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \Delta X_{cfc} = A_{cfc} \Delta X_{cfc} + B_{cfc} \Delta V_{dc} \\ \Delta I_{cfc} = C_{cfc} \Delta X_{cfc} + D_{cfc} \Delta V_{dc} \end{cases} \quad (B1)$$

式(B1)中, 矩阵元素展开如下:

$$\begin{cases} \Delta X_{cfc} = \begin{bmatrix} \Delta U_c \\ \Delta x_{c1} \\ \Delta x_{c2} \end{bmatrix} \\ A_{cfc}(1,1) = C_c^{-1} K_{IU2} K_{I32} + C_c^{-1} K_{IU3} K_{I31} - k_{pul} I_{310} \\ A_{cfc}(1,2) = K_{Ix2} C_c^{-1} K_{I32} + I_{320} \\ A_{cfc}(1,3) = K_{Ix3} C_c^{-1} K_{I31} + I_{310} \\ A_{cfc}(2,1) = k_{ifl} K_{IU2} \\ A_{cfc}(2,2) = k_{ifl} K_{Ix2} \\ A_{cfc}(3,1) = -k_{iul} \\ K_{I32} = -k_{pfl} I_{32}^* + x_{c10} + 2k_{pfl} I_{320} \\ K_{I31} = -k_{pul} U_{c0} + x_{c20} + k_{pul} U_c^* \\ B_{cfc} = \begin{bmatrix} -C_c^{-1} K_{I31} K_{IV31} & -C_c^{-1} K_{I32} K_{IV22} & \frac{K_{I32} K_{IV23} + K_{I31} K_{IV33}}{C_c} \\ 0 & -k_{ifl} K_{IV22} & k_{ifl} K_{IV23} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ C_{cfc} = \begin{bmatrix} K_{IU3} & 0 & K_{Ix3} \\ K_{IU2} & K_{Ix2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ D_{cfc} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_{32}^{-1} - K_{IV22} & K_{IV23} - R_{32}^{-1} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \end{cases}$$

附录 C 直流换流站和 CFC 的控制参数

表 C1 4.1 节中多端直流系统及 CFC 的主要控制参数

Tab. C1 Main parameters of VSC-MTDC and CFC in 4.1

参数	数值
VSC-1	k_{d1} 1
	k_{p1} 0
	$K_{p_dc1}/(\text{rad/s})$ 30.2
	$K_{i_dc1}/(\text{rad/s})$ 150
	$K_{p_id1}/(\text{rad/s})$ 5.67
	$K_{i_id1}/(\text{rad/s})$ 84.88
VSC-2	k_{d1} 0
	k_{p1} 1
	$K_{p_dc1}/(\text{rad/s})$ 37.6
	$K_{i_dc1}/(\text{rad/s})$ 150
	$K_{p_id1}/(\text{rad/s})$ 5.67
	$K_{i_id1}/(\text{rad/s})$ 84.88
CFC	C_c/pu 10
	$k_{pi}/(\text{rad/s})$ 0
	$k_{ii}/(\text{rad/s})$ 0.06
	$k_{pu}/(\text{rad/s})$ 48.88
	$k_{iu}/(\text{rad/s})$ 12.53

注：1(rad/s) = 2 π f(pu)，下同。

附录 D 直流系统下垂控制的控制参数

表 D1 4.2 节中多端直流系统及 CFC 的主要控制参数

Tab. D1 Main parameters of VSC-MTDC and CFC in 4.2

参数	数值
VSC-1	k_{d1} 1
	k_{p1} 0.1
	$K_{p_dc1}/(\text{rad/s})$ 7.52
	$K_{i_dc1}/(\text{rad/s})$ 100
	$K_{p_id1}/(\text{rad/s})$ 5.67
	$K_{i_id1}/(\text{rad/s})$ 84.88
VSC-2	k_{d1} 1
	k_{p1} 0.1
	$K_{p_dc1}/(\text{rad/s})$ 7.52
	$K_{i_dc1}/(\text{rad/s})$ 100
	$K_{p_id1}/(\text{rad/s})$ 5.67
	$K_{i_id1}/(\text{rad/s})$ 84.88
CFC	C_c/pu 10
	$k_{pi}/(\text{rad/s})$ 0
	$k_{ii}/(\text{rad/s})$ 0.2
	$k_{pu}/(\text{rad/s})$ 24.8
	$k_{iu}/(\text{rad/s})$ 20.05



付强

在线出版日期：2020-03-27。

收稿日期：2019-01-05。

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，1197348393@qq.com；

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

王海风(1960)，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 李泽荣)

Analysis of Virtual Damping Supplied From CFC to the DC Oscillation Mode in VSC-MTDC

FU Qiang¹, DU Wenjuan^{2*}, WANG Haifeng²

(1. North China Electric Power University; 2. Sichuan University)

KEY WORDS: current flow control (CFC); VSC-MTDC; virtual damping analysis; Phillips-Heffron model

In recent years, with the increasingly complex structure of the DC system, power flow control has become one of the key researches in the DC system. The unsuitable distribution of the power flow will lead to overload of the line, which will decrease the efficiency of DC power network operation and even lead to serious security problems. Therefore, it is important to analyze the impact of CFC (Current Flow Control, CFC) on small signal stability of VSC-MTDC (Voltage Source Converter based Multi-Terminal Direct Current, VSC-MTDC).

In this paper, the virtual damping analysis is proposed based on the Phillips-Heffron linearization model of VSC-MTDC with CFC. The Phillips-Heffron model when master-slave control of VSC-MTDC is adopted is shown in Fig. 1.

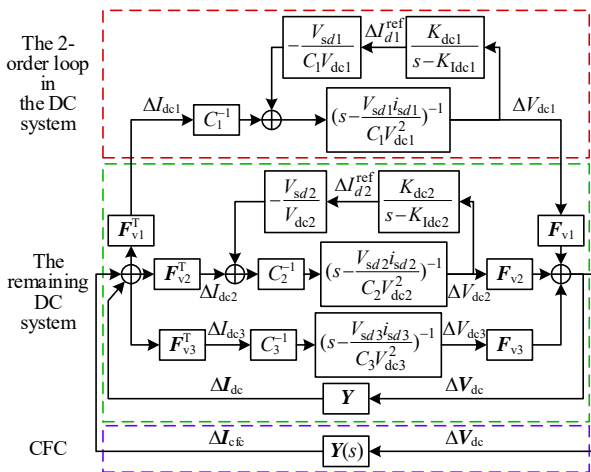


Fig. 1 Phillips-Heffron model of VSC-MTDC with CFC

In Fig. 1, it can be seen that the 2-order loop in the DC system is impacted by the remaining DC system and CFC. In order to analyze the impact of CFC on the 2-order loop, a method to calculate the virtual damping supplied by the CFC is proposed as follows.

First, the virtual damping supplied by the remaining DC system without CFC is calculated.

$$T_{ds1} = \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_{s1}(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \quad (1)$$

where $\bar{\lambda}_d$ is an oscillation mode of 2-order loop.

$$\begin{cases} K_{Idc} = \frac{-k_{p_dc}k_dV_{sd}}{(1+k_{p_dc}k_pV_{sd})CV_{dc}} - k_{i_dc}k_pV_{sd} \\ F_{s1}(s) = F_{v1}^T \frac{Y}{I - Y(H_2(s) + H_3(s))} F_{v1} \\ H_i(s) = F_{vi}(sC_i - \frac{V_{sdi}i_{sdi}}{V_{dc}^2})^{-1} F_{vi}^T \end{cases}$$

And then, the virtual damping supplied by the remaining DC system and CFC is calculated.

$$T_{ds} = \frac{\text{Imag}[-C_1^{-1}(\bar{\lambda}_d - K_{Idc1})F_s(\bar{\lambda}_d)]}{\omega_d} \quad (2)$$

where,

$$F_s(s) = F_{v1}^T \frac{Y + Y_c(s)}{I - (Y + Y_c(s))(H_2(s) + H_3(s))} F_{v1}$$

Finally, the virtual damping supplied by the CFC can be obtained as:

$$T_{ds2} = T_{ds} - T_{ds1} \quad (3)$$

The virtual damping can be used to tune the parameters of CFC to avoid the instability of the DC system. An example system is shown in Fig. 2, and the analysis is carried out as shown in Fig. 3.

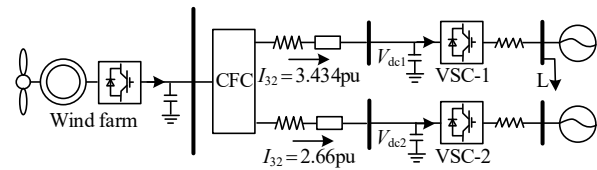


Fig. 2 Three terminal DC system installed with CFC

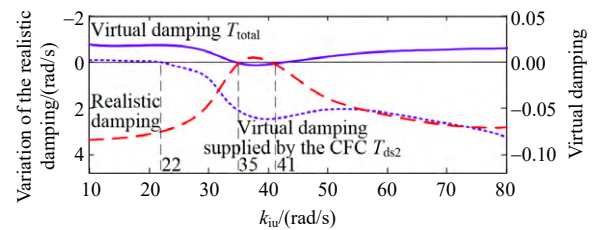


Fig. 3 Results of virtual damping index with different parameters

From Fig. 3, it can be known that the most dangerous parameter of CFC is $k_{iu} \in [25, 41]$.