

考虑直流侧响应的 VSC-MTDC 系统协调控制

陈 迅¹, 郭敬梅¹, 曾德辉², 张 健¹, 黄 辉¹

(1. 广东电网有限责任公司电力科学研究院, 广东 广州 510080;

2. 华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510640)

摘要:针对功率参考指令经常发生变化的基于电压源型换流器的多端直流输电(VSC-MTDC)系统的控制问题,提出了一种考虑直流侧响应的VSC-MTDC系统协调控制方法。建立了计及有功平衡的标么值状态空间模型,其可进行系统的稳定性分析,并能反映直流侧的响应过程;基于该模型,提出了下垂系数和公共电压参考值的修正方法,可同时实现直流网络不平衡功率的合理分配和电压调整,且能够保证系统的稳定性;在PSCAD/EMTDC仿真平台上进行仿真,结果表明了所提方法的有效性。

关键词:基于电压源型换流器的多端直流输电;协调控制;下垂控制;状态空间模型;稳定性

中图分类号:TM 721.1

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.12.026

0 引言

相比两端直流输电系统,多端直流输电(MTDC)系统能实现多电源送电、多落点受电,为大规模分布式能源并网、大容量远距离输电和城市互联等问题提供了可靠的技术方案^[1]。目前,国内南澳岛三端柔性直流工程^[2]和舟山五端柔性直流工程^[3]已经正式投入运行,张北±500 kV柔性直流电网示范工程也正在规划中。

稳定控制问题是基于电压源型换流器的多端直流输电(VSC-MTDC)系统稳定运行的核心问题^[4]。直流控制方法可包括主从控制^[5]、电压裕度控制^[6]、下垂控制^[7]及其组合控制^[8]等方法。主从控制结构简单,但对高速通信有较大依赖;电压裕度控制无需通信,但电压裕度不易整定^[4];下垂控制由于不依赖换流站间的高速通信,可由多个换流站控制电压,系统可靠性高,近年来受到广泛关注^[7,9-14]。然而研究表明,采用固定的下垂系数会导致直流电压刚性较差,并且可能引起下垂控制站的满载^[9]。对于电压越限问题,文献^[10]提出重新设定功率参考值以改变下垂控制截距来稳定直流电压在允许运行范围内。文献^[11]将平移下垂曲线和改变下垂曲线斜率相结合,消除直流电压和有功功率静态偏差。但上述文献均不能处理下垂控制站不必要的满载现象。文献^[12-14]提出主导换流站的电压下垂系数不应由换流站的额定容量确定,而应自适应地由各换流站的功率裕度确定,并设计了相应的控制方法,但无法解决严苛条件下的电压越限问题。当所连系统的负荷发生变化时,为保持电压稳定及功率平衡,需要相应地修改换流站的功率指令。然而,

该指令可能会造成直流功率的满载和直流电压的越限。综上,上述文献无法实现对功率指令下是否发生功率及电压越限的预判,更无法处理两者均越限的工况。

另外,VSC-MTDC系统的稳定性与下垂系数的选取有关。目前分析柔性直流输电系统的稳定性主要采用建立小信号模型的方法^[15-18]。文献^[15-17]详细介绍了VSC-MTDC小信号模型的建立方法,考虑了系统的各个环节及交、直流侧,但重点分析直流侧时计算复杂;文献^[11]采用根轨迹的方法分析了系统的稳定性,但由于其只针对一端换流站进行建模,分析整个系统稳定性时不够准确。为此,需提出一种模型来平衡计算复杂性与精确性。

针对负荷经常波动的VSC-MTDC系统的控制问题,本文提出了一种考虑直流侧响应的协调控制方法。首先,建立了系统的状态空间模型,其可进行系统的稳定性分析,并能反映直流侧的响应过程;然后,针对变化的功率指令,用所提计算模型定量预判该功率指令是否会造成功率过载和/或电压越限,在保证系统稳定性的前提下,采用可同时实现直流网络不平衡功率的合理分配和电压的再调整的参数修正方法;最后,在PSCAD/EMTDC仿真平台上验证了所提方法的有效性。

1 VSC-MTDC 系统下垂控制特性分析

本文将四端环形直流网络为例分析VSC-MTDC系统下垂控制特性,其结构如图1所示。图中VSC₁和VSC₂采用下垂控制,VSC₃和VSC₄采用定功率控制。直流输电线路采用π型等效电路,线路电流及对应的方向在图中已标明。

令 U_{refi} 和 U_i 分别为图1中换流站 i 的直流电压参考值和测量值。由于 U_{refi} 均在1 p.u.附近,因此令各换流站的参考电压具备全网一致性,即将全网的直流电压参考值仅设置为一个公共直流电压参考

收稿日期:2017-10-19;修回日期:2018-08-08

基金项目:中国博士后科学基金面上项目(2016M602436)

Project supported by China Postdoctoral Science Foundation (2016M602436)

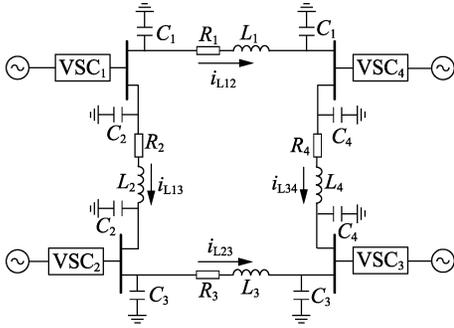


图 1 四端 VSC-MTDC 系统

Fig.1 Four-terminal VSC-MTDC system

值 U_{ref} , 而实际的直流电压 U_i 可以各不相同。

图 2 为下垂控制原理图。图中 P_{refi} 和 P_i 分别为换流站 i 的有功参考和实际功率, K_i 为下垂系数。由图 2 可知, 采用下垂控制方式时有:

$$U_{ref} - U_i + (P_{refi} - P_i) / K_i = 0 \quad (1)$$

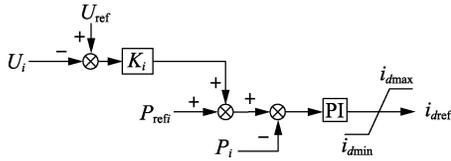


图 2 下垂控制原理图

Fig.2 Principle diagram of droop control

考虑直流电网有不平衡功率时, 换流站稳定点由 (P_i, U_i) 变为 (P'_i, U'_i) 。为稳定全网直流电压, 直流电压参考值由 U_{ref} 变为 U'_{ref} , 因此:

$$U'_{ref} - U'_i + (P_{refi} - P'_i) / K_i = 0 \quad (2)$$

由式(1)、(2)可得:

$$U'_{ref} - U_{ref} + \Delta U_i + \Delta P_i / K_i = 0 \quad (3)$$

假定 m 为 VSC-MTDC 系统下垂控制站的个数, 则不平衡功率 ΔP 可表示为:

$$\Delta P = \sum_{i=1}^m \Delta P_i = \sum_{i=1}^m [-K_i (U'_{ref} - U_{ref} + \Delta U_i)] \quad (4)$$

对于直流电网, 由不平衡功率导致的电压波动具有全网一致的特性, 即 $\Delta U \approx \Delta U_i$, 因此有:

$$\Delta U = -\Delta P / \sum_{i=1}^m [K_i - (U'_{ref} - U_{ref})] \quad (5)$$

由式(5)可见, 在保证 $\sum K_i$ 不变的情况下, 改变 U_{ref} 可线性地改变直流电压水平, 因此可通过调节 U_{ref} 来改善系统在不平衡功率下的过电压或低电压问题。

此外, 将式(4)代入式(3)可得:

$$\Delta P_i = \Delta P / \left(\frac{1}{K_i} \sum_{j=1}^m K_j \right) \quad (6)$$

由式(6)可见, 下垂系数 K_i 决定了分配到各主导换流站的不平衡功率的大小。对于换流站过载问

题, 则主要通过改变下垂系数来进行调节。

2 考虑直流侧响应的下垂控制算法

2.1 计及有功平衡的状态空间模型

多端直流的电压和功率分配问题都只与系统的有功功率平衡有关, 与无功功率无关, 而精确地计算系统过电压水平需要了解整个系统的直流响应, 因此本文提出了只计及有功功率平衡的状态空间模型。

下文推导过程是基于以下假设: 所连的交流电网为强系统, 故可忽略 PLL 的影响; 电流内环具有一阶惯性环节的特性, 如式(7)所示。

$$\frac{di_{di}^*}{dt} = -\frac{1}{T_i} i_{di}^* + \frac{1}{T_i} i_{drefi}^* \quad (7)$$

其中, i_{di} 为换流站 i 的 d 轴电流; i_{drefi} 为相应的 d 轴电流参考值; T_i 为换流站 i 电流内环 d 轴的时间常数^[19]; “*” 表示相应变量的标幺值, 后同。

同时, 有功功率平衡关系满足(适用于任何换流站, 电压项有 $u_{di}^* \approx 1$ p.u. 和 $U_i^* \approx 1$ p.u.):

$$P_i^* = \frac{3}{2} u_{di}^* i_{di}^* = U_i^* i_{dci}^* \approx \frac{3}{2} i_{di}^* \approx i_{dci}^* \quad (8)$$

其中, u_{di} 为换流站 i 的 d 轴电压; U_i 和 i_{dci} 分别为换流站 i 的直流电压和直流电流。

下面介绍各个环节的动态模型。

a. 下垂控制站。

对于下垂控制站 i , 其控制方程如下:

$$i_{drefi}^*(s) = [K_i (U_{ref} - U_i^*) + (P_{refi} - P_i^*)] \left(a_i + \frac{1}{b_i s} \right) \quad (9)$$

其中, a_i 和 b_i 分别为下垂控制器的比例和积分常数。

引入中间变量 y_i 使得:

$$\frac{dy_i}{dt} = [K_i (U_{ref} - U_i^*) + (P_{refi} - P_i^*)] / b_i \quad (10)$$

联立式(7)——(10)可得:

$$\frac{di_d^*}{dt} = -\frac{1}{T_i} \left(\frac{3}{2} a_i + 1 \right) i_d^* - \frac{K_i a_i}{T_i} U_i^* + \frac{1}{T_i} y_i + \frac{K_i a_i}{T_i} U_{ref} + \frac{a_i}{T_i} P_{refi} \quad (11)$$

b. 定有功功率控制器。

对于定有功功率控制器有:

$$i_{drefi}^*(s) = (P_{refi} - P_i^*) \left(c_i + \frac{1}{d_i s} \right) \quad (12)$$

引入变量 z_i 使得:

$$\frac{dz_i}{dt} = (P_{refi} - P_i^*) / d_i \quad (13)$$

联立式(8)、(12)、(13)可得:

$$\frac{di_d^*}{dt} = -\frac{1}{T_i} \left(\frac{3}{2}c_i + 1 \right) i_{di}^* + \frac{1}{T_i} z_i + \frac{c_i}{T_i} P_{refi} \quad (14)$$

c. 换流站节点。

对于换流器节点,可将换流器等效电容和直流线路电容等值为 C_i ,即:

$$C_i = \frac{6}{N_i} C_{i0} + \sum_j \frac{1}{2} C_{Lij} \quad (15)$$

其中, C_{i0} 为换流器 i 的子模块电容值; N_i 为换流器 i 的子模块电平数; C_{Lij} 为线路 ij 的 π 型等效电路的等效电容。

换流站直流出口节点处有:

$$\frac{dU_i^*}{dt} = \frac{I_{base}}{C_i U_{base}} i_{dci}^* - \frac{1}{C_i U_{base}} \sum_{j \in i} i_{Lij}^* \quad (16)$$

其中, I_{base} 、 U_{base} 分别为直流电流、电压基准值; i_{Lij} 为线路 ij 的电流。

d. 直流线路。

对于直流线路有:

$$\frac{di_{Lij}^*}{dt} = -\frac{R_{ij}}{L_{ij}} i_{Lij}^* + \frac{U_{base}}{L_{ij} I_{base}} (U_i^* - U_j^*) \quad (17)$$

式(7)~(17)描述了整个 VSC-MTDC 系统的动态过程,将其整理为以下形式:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{M}\mathbf{x} + \mathbf{N}\mathbf{h} \quad (18)$$

其中, \mathbf{M} 、 \mathbf{N} 为系数矩阵,由系统内、外环控制参数、换流器参数和直流线路参数确定,为固定参量; \mathbf{x} 为系统的状态矩阵,包含直流侧电压、电流,即 $\mathbf{x} = [U_1^*, U_2^*, U_3^*, U_4^*, i_{L12}^*, i_{L23}^*, i_{L34}^*, i_{L13}^*, y_1, y_2, z_1, z_2, i_{d1}^*, i_{d2}^*, i_{d3}^*, i_{d4}^*]^T$; \mathbf{h} 为输入向量,包含公共电压参考值和各站功率参考指令,即 $\mathbf{h} = [U_{ref1}, U_{ref2}, P_{ref1}, P_{ref2}, P_{ref3}, P_{ref4}]^T$,该指令值可通过调度部门获取。系统状态的变化由输入决定,当输入发生变化时,会引起系统状态向量 \mathbf{x} 的变化,即直流侧将发生动态响应过程,而 \mathbf{x} 的初值如下:

$$\mathbf{x}_0 = -\text{inv}(\mathbf{M})\mathbf{N}\mathbf{h}_0 \quad (19)$$

其中, $\text{inv}()$ 表示矩阵的求逆运算。综上,只要已知变化前的值 \mathbf{h}_0 以及变化后的值 \mathbf{h}_1 ,不难获取各换流站直流侧的电压、电流以及功率,这是构成本文方法的重要基础。

2.2 系统稳定性分析

对于图 1 所示的 VSC-MTDC 系统,有 2 个下垂系数—— K_1 和 K_2 ,其取值的不同可能会影响系统的稳定性。由式(5)和式(6)可知,若 $\sum K_i$ 不变,则各换流站功率增量 ΔP_i 与其下垂系数 K_i 成正比,且系统电压增量 ΔU 与 U_{ref} 呈线性关系,此时系统参数具有良好的控制特性,方便对其进行参数设计。因此,

设计 K_1 和 K_2 时增加如下约束:

$$\sum_{i=1}^2 K_i = \mu \quad (20)$$

其中, μ 为正的定值,且 $0 < K_1, K_2 < \mu$ 。为了使得 K_1 、 K_2 有较大的调节范围, μ 应越大越好;而从稳定性的角度出发,希望其越小越好。为此提出整定方法如下:设定 μ 以 $d\mu$ 的间隔从大到小变化。对于任一较大的 μ , K_1 的范围为 $(0, \mu)$,相应地 $K_2 = \mu - K_1$ 。对于每组参数 (K_1, K_2) 均能利用状态空间模型式(18)判别其稳定性。若此时所有典型的 (K_1, K_2) 都能使得系统稳定,则该 μ 满足要求,否则减小 μ ,直到满足要求。同时,为了不使系统衰减振荡得过慢,应留有一定的稳定裕度。

2.3 协调控制方法设计

本文提出自适应地选取 U_{ref} 和 K_i ,同时调节 VSC-MTDC 系统电压和功率。若以 VSC₄ 为例,已知调度发令前、后的 2 个输入分别为 $\mathbf{h}_0 = [U_{ref0}, U_{ref0}, P_{ref1}, P_{ref2}, P_{ref3}, P_{ref4}]^T$ 、 $\mathbf{h}_1 = [U_{ref0}, U_{ref0}, P_{ref1}, P_{ref2}, P_{ref3}, P_{ref4_new}]^T$ 。其中, \mathbf{h}_0 和 \mathbf{h}_1 对应的输出状态分别为状态 1 和状态 2; U_{ref0} 为公共电压参考值; P_{ref4} 、 P_{ref4_new} 分别为 VSC₄ 在调度发令前、后的指令。并令 K_1 和 K_2 分别为 VSC₁ 和 VSC₂ 的下垂系数。

考虑较为严重的情况,状态 2 下有 1 个下垂控制站过载,且有些换流站电压越限。根据式(5)和式(6)可知:修改电压参考值 U_{ref} 会影响直流电压水平但不会影响功率分配;功率分配只与下垂系数有关,但修改下垂系数会影响直流电压。基于此,本文先处理功率越限再解决电压越限问题。

2.3.1 功率越限问题

由式(1)可知,在调整下垂系数前后,其控制特性曲线均为过参考值点 (U_{ref}, P_{refi}) (该点在稳定运行范围内)且斜率为负的直线。功率越限分析示意图如图 3 所示。图 3 中有 2 条控制特性曲线,其下垂系数分别为 K_i 和 K'_i ,且满足 $K'_i < K_i$ 。当下垂系数为 K_i 时,功率越限的点如图中粗实线部分所示;当下垂系数为 K'_i 时,功率越限的点如图中粗虚线部分所示。显然,调低下垂系数有利于使功率越限的范围缩小,进而使得过载的下垂控制站进入正常运行状态。但由于约束条件式(20),调低其中一个过载换流站的下垂系数也意味着调高另一个有一定功率

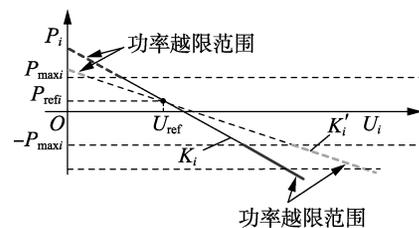


图 3 功率越限分析示意图

Fig.3 Schematic diagram of power over limit analysis

裕度的主导换流站的下垂系数,因此调整下垂系数时应谨慎,为此可设置一个下垂系数的增量 ΔK ,逐步进行迭代修正。修正的下垂系数可表示为:

$$\begin{cases} K'_i = K_i - n\Delta K \\ K'_j = K_j + n\Delta K \end{cases} \quad (21)$$

其中, n 为正整数。

在已知调整下垂系数方向及取值范围的情况下,就可以遍历所有的下垂系数及相应的直流响应(包括相应的下垂控制站功率),进而筛选得到下垂控制站功率小于其最大运行值时的下垂系数及其相应功率 P_i 。由于中间点对应的任何一个功率值不会过大或过小,故按照选取中间点的原则选取相应的下垂系数。调整结束时, VSC₁、VSC₂ 的下垂系数分别变为 K'_1 和 K'_2 。

2.3.2 电压越限问题

上文已证明,在满足约束式(20)的条件下,改变公共电压参考值 U_{ref} 可以线性地改变系统电压水平,即可线性地改变系统电压最大值和最小值,这为定量控制 VSC-MTDC 系统的直流电压提供了便利。正常运行时,设直流侧的电压波动范围为 $\pm 5\%$ ($V_{min} = 0.95$ p.u. 和 $V_{max} = 1.05$ p.u.),由式(18)、(19)计算得到所有换流站各端直流电压后,记录其最大值 U_{max0} 和 U_{min0} ,那么此时有以下 3 种情况。

a. 若电压 U_{max0} 和 U_{min0} 均在允许范围内,则不作调整。

b. 若 $U_{max0} > V_{max}$,则说明系统会出现过电压。为了避免过电压,则需要调低 U_{ref} 为 U_{refnew} 。选取以最低电压限值 V_{min} 为预想新输入,则 h_2 为:

$$h_2 = [V_{min}, V_{min}, P_{ref1}, P_{ref2}, P_{ref3}, P_{ref4_new}]^T \quad (22)$$

由 h_0 和 h_2 计算得到电压最大值为 U_{max1} 。此时由于改变 U_{ref} 可以线性地改变 U_{max} ,则 (U_{ref0}, U_{max0}) 和 (V_{min}, U_{max1}) 这两点确定了一条直线。如果令最大限值 $V_{max} = 1.05$ p.u. 在这条直线上,说明所有直流电压均不会超过最大限值,满足正常运行要求,所求出的 U_{refnew} 则为调低的公共电压参考值。同时为了不使 U_{refnew} 偏高,将其减去一个直流电压区间宽度,具体可表示为:

$$U_{refnew} = \frac{V_{max}(V_{min} - U_{ref0}) - (V_{min}U_{max0} - U_{ref0}U_{max1})}{U_{max1} - U_{max0}} - (U_{max1} - U_{min1}) \quad (23)$$

c. 假如 $U_{min0} < V_{min}$,则说明系统会出现低电压。为了避免低电压,则需调高 U_{ref} 为 U_{refnew} 。选取以最高电压限值为预想新输入,则 h_3 为:

$$h_3 = [V_{max}, V_{max}, P_{ref1}, P_{ref2}, P_{ref3}, P_{ref4_new}]^T \quad (24)$$

由 h_0 和 h_3 计算得到电压最小值为 U_{min1} 。同理,令所有直流电压均不低于 V_{min} ,同时为了不使

U_{refnew} 偏低,将其加上一个直流电压区间宽度,具体可表示为:

$$U_{refnew} = \frac{V_{min}(V_{max} - U_{ref0}) - (V_{max}U_{min0} - U_{ref0}U_{min1})}{U_{min1} - U_{min0}} + (U_{max1} - U_{min1}) \quad (25)$$

故电压越限后可由式(23)或式(25)计算得到需要调整的公共电压参考值 U_{refnew} 。

综上,本文所提的下垂控制方法计算流程图如附录中图 A1 所示。图中, $P'_{i(n)}$ 为第 i 个换流站选择第 n 个下垂系数时下垂控制站的有功功率; $N_K = \text{floor}(K_i/\Delta K - 1)$,为下垂系数的最大减少次数,其中 $\text{floor}()$ 表示向下取整。

3 算例分析

为验证所提方法的正确性,在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上搭建了如图 1 所示的四端 VSC-MTDC 系统,其中换流站采用模块化多电平换流站结构,系统参数如附录中表 A1 和表 A2 所示。

3.1 状态空间模型验证及稳定性分析

本小节将研究当系统发生较大功率变化时系统的动态过程。给定输入如下: $h_0 = [1, 1, 0.4, -0.6, 0.15, 0.2]^T$, $h_1 = [1, 1, 0.4, -0.6, 0.15, 0.9]^T$ 。即 VSC₄ 有功功率由 0.2 p.u. 上升至 0.9 p.u.。此外,设置初始下垂系数 $K_1 = K_2 = 20$ 。利用式(18)、(19)即可快速获得直流侧的动态响应。设在 2 s 时发生功率阶跃,仿真波形(虚线)与计算波形(实线)的对比如图 4 所示。图中各变量均为标么值,后同。由图 4 可知,当系统有较大不平衡功率时, VSC₄ 的电压 $U_4 > 1.05$ p.u.,即产生了过电压;在发生较大功率变动的情况下,仿真波形和计算波形仍具有较好的一致性,说明了本文所提方法的准确性。

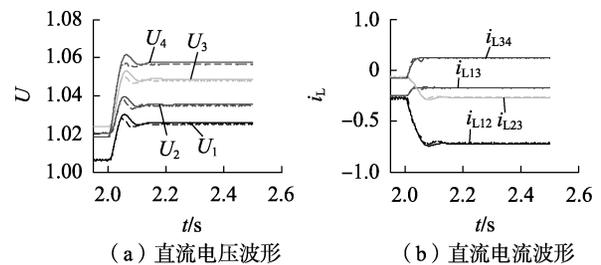


图 4 仿真与计算波形对比

Fig. 4 Comparison between simulative and calculative waveforms

此外,为了便于设计参数,本文增加了约束条件式(20)。为了找到合适的常数 μ ,令 μ 在 $(0, 500]$ 内变化。对于每一个 μ ,通过检测所有典型点 (K_1, K_2) 的稳定性,即可获得一条主导极点曲线。主导极点曲线随 μ 的变化趋势图如附录中图 A2 所示。由附录中图 A2 可知,随着 μ 的增大,主导极点曲线由远及近逐渐靠近虚轴,由近及远逐渐远离实轴。当超

过虚轴时,说明在该 μ 值下有部分点(K_1, K_2)使得系统不稳定,不满足设计要求。为了使得系统稳定性较强,要求主导极点曲线距离虚轴有一定距离,故本文选择最大主导极点的实部不大于-15,相应地取 $\mu=60$ 。因此,下文中的计算将均基于约束条件 $K_1+K_2=60$,而满足该直线上的所有点(K_1, K_2)均能使得系统稳定。

3.2 协调控制方法有效性验证

本文的计算环境为 Inter Core i5-5200, CPU 2.2 GHz, RAM 8 GB, MATLAB 2014a。为验证所提控制方法的有效性,本文设计了以下3个算例进行分析(算例中考虑了实际系统的限幅环节)。

3.2.1 算例1:功率不超载、电压越限情形

给定变化前、后的功率指令分别为 $\mathbf{h}_0 = [0.97, 0.97, -0.4, -0.5, 0.3, 0.2]^T$ 、 $\mathbf{h}_1 = [0.97, 0.97, -0.4, -0.5, 0.3, -0.7]^T$ 。即VSC₄的功率指令由0.2 p.u. 翻转至-0.7 p.u.。设置初始下垂系数 $K_1=45, K_2=15$,公共电压参考值 $U_{ref}=0.97$ p.u.。

利用式(18)、(19)不难预判上述条件下最低电压 $U_4=0.942$ p.u.,因此预判会发生低电压(下垂控制站的功率没有过载),因此只需要调整公共电压参考值 U_{ref} 即可。通过式(24)、(25)计算得到 $U_{refnew}=0.984$ p.u.。

上述计算过程耗时为0.018 s,因此具有较快的运算速度。2 s时功率发生阶跃变化,若参数不变则直流电压 U 和换流站功率 P 的动态响应如图5(a)所示;若在功率发生变化时采用本文所提方法,其直流响应如图5(b)所示。

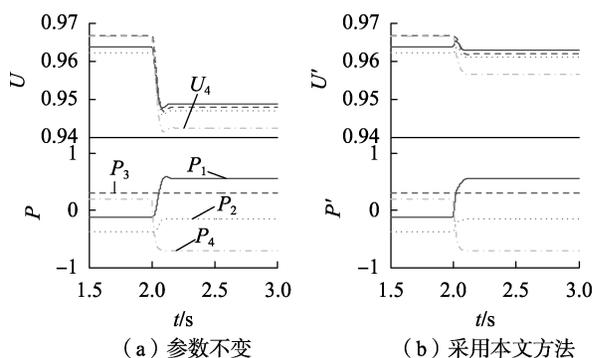


图5 算例1仿真结果

Fig.5 Simulative results of Case 1

由图5可知,在功率指令发生变化之前,直流电压、功率均在允许运行范围内。VSC₄的功率指令在2 s时发生变化,直流电压及功率随之变化,其中变化功率由VSC₁和VSC₂共同承担且不过载,而直流电压 U_4 超过了最小值。由图5(b)可以看出,调整后的直流电压均在限值以内,且 P_1, P_2 值未变说明修改 U_{ref} 不会影响功率的分配。

3.2.2 算例2:功率满载、电压不越限情形

给定变化前、后的功率指令分别为 $\mathbf{h}_0 = [1.02, 1.02, 0.7, -0.6, -0.7, 0.7]^T$ 、 $\mathbf{h}_1 = [1.02, 1.02, 0.7, -0.6, -0.7, -0.6]^T$ 。即VSC₄的功率指令由0.7 p.u. 翻转至-0.6 p.u.。设置初始下垂系数 $K_1=23, K_2=37$,公共电压参考值 $U_{ref}=1.02$ p.u.。

在不考虑限幅的情况下,利用式(18)、(19)不难预判上述条件下VSC₁的功率将变为1.078 p.u. (实际将被限制在0.8 p.u.),最高电压 $U_4=1.014$ p.u.,因此预判只会发生功率过载。故只需调低下垂系数 K_1 即可。选择步长 $\Delta K=1$,则最大下降次数 $N_K=22$ ($n \leq N_K$),且 $K'_1=K_1+n\Delta K, K'_2=K_2-n\Delta K$,并计算得到第 n 次的下垂控制站有功功率 $P'_{i(n)}$ ($i=1,2$)。筛选所有的 $|P'_{i(n)}| \leq P_{maxi}$ 的点(共5组),按照选取中间点的原则选择第3组数据对应的下垂系数及功率如下: $K'_1=3, P'_1=0.756$ p.u., $P'_2=0.544$ p.u.。

上述计算过程耗时为0.022 s。2 s时发生阶跃变化,若参数不变则直流动态响应如图6(a)所示;若在功率发生变化时采用本文所提方法,直流动态响应如图6(b)所示。

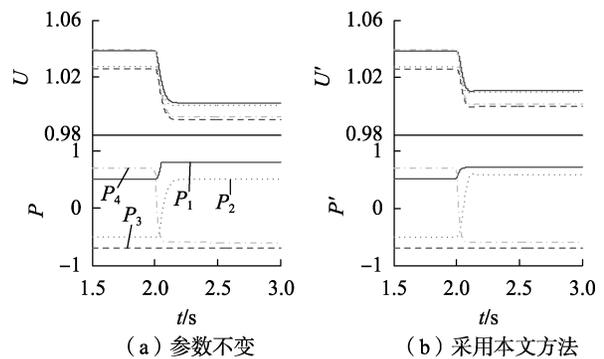


图6 算例2仿真结果

Fig.6 Simulative results of Case 2

由图6可知,当大幅调整了下垂系数之后,功率均在允许范围内,然而仍然不会对直流电压造成太大的影响,其值均在正常范围之内。

3.2.3 算例3:功率满载、电压越限情形

算例3将给出更加严苛的条件,给定变化前、后的功率指令分别为 $\mathbf{h}_0 = [1.01, 1.01, -0.2, 0.7, 0.8, -0.8]^T$ 、 $\mathbf{h}_1 = [1.01, 1.01, -0.2, 0.7, 0.8, 0.9]^T$ 。即VSC₄的功率指令由-0.8 p.u. 翻转至0.9 p.u.。设置初始下垂系数 $K_1=10, K_2=50$,公共电压参考值 $U_{ref}=1.01$ p.u.。

首先做预判,上述条件下VSC₂的功率将变为-1.099 p.u. (实际将被限制在1 p.u.),最高电压 $U_4=1.062$ p.u.,因此预判会发生功率过载和电压越限。然后调低下垂系数 K_2 ,仍选择步长 $\Delta K=1$,则最大下降次数 $N_K=49$,计算得到第 n 次的下垂控制站有功

功率 $P'_{i(n)}$ ($i=1,2$)。筛选所有的 $|P'_{i(n)}| \leq P_{\max i}$ 的点 (共 3 组), 进而选择中间点对应的下垂系数 $K'_1 = 14$, 相应地 $P'_1 = -0.738$ p.u., $P'_2 = -0.962$ p.u.。调整完下垂系数后电压依然过压, 因此利用式 (23) 计算得到新的公共直流电压参考值 $U_{\text{refnew}} = 0.984$ p.u.。

上述计算过程耗时为 0.026 s。2 s 时发生阶跃变化, 若参数不变则直流动态响应如图 7(a) 所示; 若在功率发生变化时采用本文所提方法, 其直流动态响应如图 7(b) 所示。

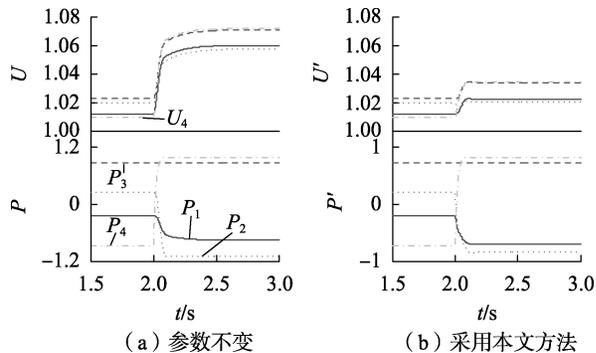


图 7 算例 3 仿真结果

Fig.7 Simulative results of Case 3

由图 7 可知, 在定功率站发生较大功率翻转的情况下, VSC₁ 和 VSC₂ 都将接近满载。然而利用本文所提方法仍能找到适当的解, 同时调整功率和电压, 使得功率和电压均在正常运行范围内。

综上所述, 本文所提控制方法能在保证系统稳定性的前提下同时实现 VSC-MTDC 系统不平衡功率的合理分配和电压再调整, 当下垂控制参数发生较大变化时不会对系统造成过大的冲击, 且其运算速度在 0.01 s 数量级, 能满足一般控制器的实时性要求。

4 结论

针对负荷大幅波动的 VSC-MTDC 系统功率过载和电压越限问题, 本文提出一种考虑直流侧响应的 VSC-MTDC 协调控制方法。该方法针对变化的功率指令, 在满足系统稳定性的前提下, 用所提计算模型定量预判该功率指令是否会造成功率过载和电压越限, 进而调整下垂系数和公共电压参考值, 使得功率和电压在正常允许运行范围内。在 PSCAD/EMTDC 环境下的仿真结果表明, 该协调控制策略既可以满足不同运行状态下的运行要求, 又可有效维持系统的功率平衡和电压稳定, 同时具有较高的运算速度。

附录见本刊网络版 (<http://www.epae.cn>)。

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.

[2] 冯满盈, 李岩, 许树楷, 等. 南澳多端柔性直流输电示范工程仿真和测试[J]. 南方电网技术, 2015, 9(1): 68-72.
FENG Manying, LI Yan, XU Shukai, et al. Simulation and test of Nan'ao VSC-MTDC demonstration project[J]. Southern Power System Technology, 2015, 9(1): 68-72.

[3] 吴方劫, 马玉龙, 梅念, 等. 舟山五端柔性直流输电工程主接线方案设计[J]. 电网技术, 2014, 38(10): 2651-2657.
WU Fangjie, MA Yulong, MEI Nian, et al. Design of main connection scheme for Zhoushan flexible multi-terminal HVDC transmission project[J]. Power System Technology, 2014, 38(10): 2651-2657.

[4] 李兴源, 曾琦, 王渝红, 等. 柔性直流输电系统控制研究综述[J]. 高电压技术, 2016, 42(10): 3025-3037.
LI Xingyuan, ZENG Qi, WANG Yuhong, et al. High voltage engineering, control strategies of voltage source converter based direct current transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10): 3025-3037.

[5] NAKAJIMA T, IROKAWA S. A control system for HVDC transmission by voltage sourced converter[C]//IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. Edmonton, Canada; IEEE, 1999: 1113-1119.

[6] 阮思焯, 李国杰, 孙元章. 多端电压源型直流输电系统的控制策略[J]. 电力系统自动化, 2009, 33(12): 57-61.
RUAN Siye, LI Guojie, SUN Yuanzhang. A control strategy for multi-infeed VSC-HVDC systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(12): 57-61.

[7] HAILESELASSIE T M, UHLEN K. Impact of DC line voltage droops on power flow of MTDC using droop control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2012, 27(3): 1441-1449.

[8] 吴金龙, 刘欣和, 王先为, 等. 多端柔性直流输电系统直流电压混合控制策略[J]. 电网技术, 2015, 39(6): 1593-1599.
WU Jinlong, LIU Xinhe, WANG Xianwei, et al. Research of DC voltage hybrid control strategy for VSC-MTDC system[J]. Power System Technology, 2015, 39(6): 1593-1599.

[9] 唐庚, 徐政, 刘昇, 等. 适用于多端柔性直流输电系统的新型直流电压控制策略[J]. 电力系统自动化, 2013, 37(15): 125-131.
TANG Geng, XU Zheng, LIU Sheng, et al. A novel DC voltage control strategy for VSC-MTDC systems[J]. Automation of Electric Power Systems, 2013, 37(15): 125-131.

[10] 张海波, 袁志昌, 赵宇明, 等. VSC-MTDC 系统变截距直流电压下垂控制策略[J]. 电力自动化设备, 2016, 36(10): 60-64.
ZHANG Haibo, YUAN Zhichang, ZHAO Yuming, et al. Variable intercept DC-voltage droop control for VSC-MTDC system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2016, 36(10): 60-64.

[11] 刘盼盼, 荆龙, 吴学智, 等. 一种 MMC-MTDC 系统新型协调控制策略[J]. 电网技术, 2016, 40(1): 64-69.
LIU Panpan, JING Long, WU Xuezhong, et al. A new coordinated control strategy for MMC-MTDC system and stability analysis[J]. Power System Technology, 2016, 40(1): 64-69.

[12] 朱瑞可, 王渝红, 李兴源, 等. VSC-MTDC 系统直流电压自适应斜率控制策略[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(4): 63-68.
ZHU Ruike, WANG Yuhong, LI Xingyuan, et al. An adaptive DC voltage droop control strategy for the VSC-MTDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(4): 63-68.

[13] 刘瑜超, 武健, 刘怀远, 等. 基于自适应下垂调节的 VSC-MTDC 功率协调控制[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(1): 40-48.
LIU Yuchao, WU Jian, LIU Huaiyuan, et al. Effective power sharing based on adaptive droop control method in VSC multi-terminal DC grids[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(1): 40-48.

- [14] 朱瑞可, 李兴源, 吴峰. 考虑功率裕度的 VSC-MTDC 系统改进下垂控制策略[J]. 四川大学学报, 2015, 47(3): 137-143.
ZHU Ruike, LI Xingyuan, WU Feng. A novel droop control strategy taking into account the available headroom for VSC-MTDC system [J]. Journal of Sichuan University, 2015, 47(3): 137-143.
- [15] 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): 4015-4023.
YANG Jie, LIU Kaipei, RAO Xue, et al. Small signal modeling for VSC-MTDC [J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(16): 4015-4023.
- [16] 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.
- [17] COLE S, BEERTEN J, BELMANS R. Generalized dynamic VSC MTDC model for power system stability studies [J]. IEEE Transactions on Power System, 2010, 25(3): 1655-1662.
- [18] 韩民晓, 熊凌飞, 丁辉. 利用电压斜率控制的 VSC-MTDC 稳定性分析[J]. 电网技术, 2015, 39(7): 1808-1813.
HAN Xiaoming, XIONG Lingfei, DING Hui. Stability analysis of VSC-MTDC with voltage droop control [J]. Power System Technology, 2015, 39(7): 1808-1813.
- [19] 张兴. PWM 整流器及其控制策略的研究 [D]. 合肥: 合肥工业大学, 2003.
ZHANG Xing. Study on the PWM rectifier and its control strategies [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2003.

作者简介:

陈 迅(1958—), 男, 北京人, 教授级高级工程师, 主要研究方向为电力系统分析、励磁系统和继电保护;

郭敬梅(1987—), 女, 河北秦皇岛人, 博士, 通信作者, 主要研究方向为高压直流输电和柔性直流输电技术 (E-mail: gjm_scut@163.com);

曾德辉(1988—), 男, 河南焦作人, 博士, 主要研究方向为电力系统继电保护自动化装置、故障分析。

Coordinated control of VSC-MTDC system considering DC-side response

CHEN Xun¹, GUO Jingmei¹, ZENG Dehui², ZHANG Jian¹, HUANG Hui¹

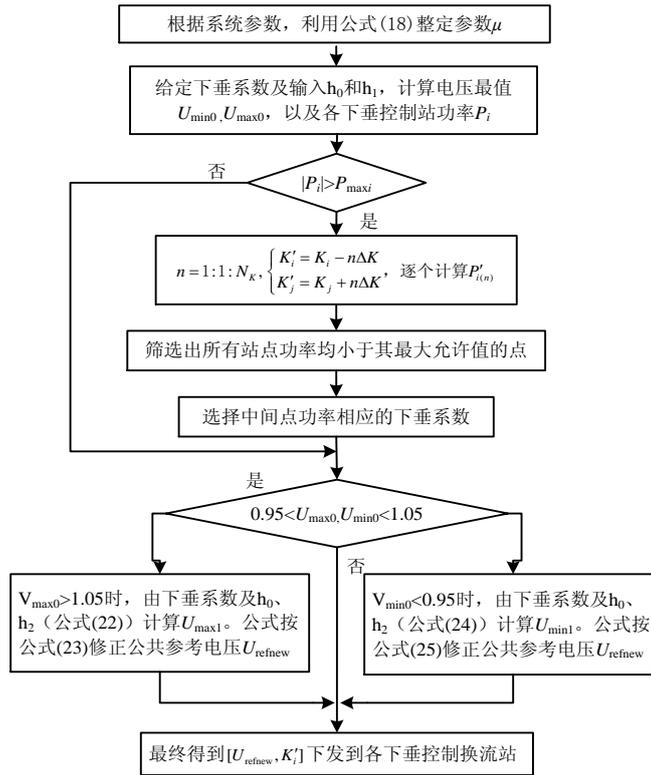
(1. Electric Power Research Institute of Guangdong Power Grid Corporation, Guangzhou 510080, China;

2. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China)

Abstract: To address the control problem of VSC-MTDC (Voltage Source Converter based Multi-Terminal Direct Current) system with time-variable power reference commands, a coordinated control method of VSC-MTDC system considering DC-side response is proposed. Firstly, a per-unit state space model with the active power balance is formulated, based on which the system stability analysis is performed, and DC-side responses are indicated. Secondly, a modified method for droop coefficients and the common voltage reference is presented which can simultaneously contribute to a reasonable distribution of the unbalanced power flows and the voltage regulation in DC networks. In addition, the system stability can be ensured using this approach. Finally, experiments are carried out on PSCAD/EMTDC, and the results demonstrate the validity of the proposed method.

Key words: VSC-MTDC; coordinated control; droop control; state space model; stability

附录



图A1 所提控制算法流程

Fig.A1 Flowchart of proposed control method

表 A1 MMC-MTDC 系统参数

Table A1 Parameters of MMC-MTDC system

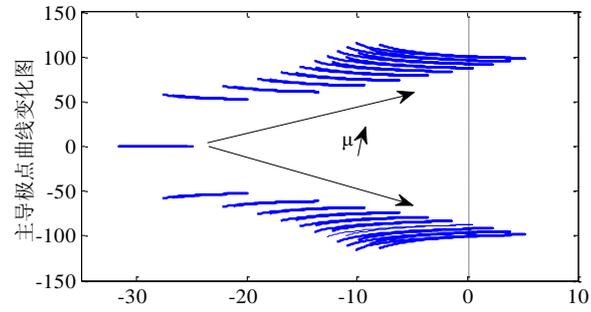
	VSC1	VSC2	VSC3	VSC4
控制方式	下垂	下垂	定功率	定功率
基准功率	1000			
额定容量/MVA	800	1000	1000	900
直流电压/kV	700			
直流电压范围/%	5			
交流线电压/kV	380	380	380	380
连接变压器	800 380/220 0.18	1000 380/220 0.18	1000 380/220 0.18	800 380/220 0.18
电平数 N	200	200	200	200
子模块电容/mF	10000	10000	10000	10000
桥臂电抗/mH	29	29	29	29

表 A2 直流线路参数

Table A2 Parameters of DC lines

参数	数值	
等效电阻/ Ω	线路 1	3.5
	线路 2	4.5
	线路 3	4
	线路 4	5.5
等效电感/L	线路 1	0.008
	线路 2	0.013
	线路 3	0.010
	线路 4	0.018

等效电容/ μF	线路 1	0.0005
	线路 2	0.0005
	线路 3	0.0005
	线路 4	0.0005



图A2 μ 变化对系统稳定性影响

Fig.A2 Influence of μ on the stability of the system