

DOI:10.12158/j.2096-3203.2022.06.009

基于模型预测的 VSC-MTDC 协调控制策略

马文忠¹, 管增嘉¹, 张奎同², 张彦², 么旻蕊¹, 李沐书¹

(1. 中国石油大学(华东)石大山能新能源学院, 山东 青岛 266580;

2. 山东能源集团有限公司, 山东 济南 250014)

摘要:多端柔性直流(VSC-MTDC)输电系统主要应用于新能源发电并网和远距离输电。新能源发电具有波动性和不确定性,在使用传统下垂控制策略时,电压源型换流器(VSC)会因功率分配不均而超载、因直流电压偏差过大造成保护误动作、因通信延时而振荡,因此文中提出一种基于模型预测控制(MPC)的协调控制策略。该策略根据系统状态进行参数寻优,发送VSC功率基准,消除了下垂系数、线路电阻和系统拓扑对功率分配的影响,MPC的鲁棒性也提高了系统在通信延时情况下的稳定性。在Simulink中搭建四端VSC-MTDC模型,并设置不同的运行条件进行时域仿真,仿真结果表明该控制策略能够在系统发生扰动的情况下快速调节换流站功率,控制直流电压,并在通信延时发生时保证系统稳定性,从而提高电力系统对新能源发电波动性和不确定性的适应能力。

关键词:多端柔性直流(VSC-MTDC)输电;电压源型换流器(VSC);功率分配;直流电压偏差抑制;下垂控制;模型预测控制(MPC)

中图分类号:TM72

文献标志码:A

文章编号:2096-3203(2022)06-0075-07

0 引言

由于新能源发电具有间歇性、随机性和低惯量等特点,传统交流输电在新能源大规模消纳和电能大容量远距离传输时面临极大挑战^[1-2]。与传统交流输电相比,多端柔性直流(voltage source converter based multi-terminal direct current, VSC-MTDC)输电系统凭借有功无功可独立控制,可向无源网络和弱电网供电,无换向失败问题和不需要无功补偿等优势,已经成为解决新能源并网和消纳、远距离输电问题的最有潜力方案之一,得到了国内外学者的广泛关注^[3-7]。

VSC-MTDC的换流站协调控制策略主要包括主从控制和下垂控制^[8-9]。其中,下垂控制能在无通信的条件下,同时完成不平衡功率分配和直流电压控制,但传统电压下垂(conventional voltage droop, CVD)控制仅以本地电压为反馈信号,系统功率易受本地下垂系数、系统拓扑和线路电阻的影响而无法精确规划^[10]。学者们对此进行了研究,提出了一些改进方法,但都无法兼顾功率分配和直流电压控制。一方面,为了精确分配功率,自适应下垂控制策略通过动态修正下垂系数来提高系统功率分配的精确性,但该方法缺乏全局信息,无法保证功率的精确分配^[11-13];分布式比例积分(proportional integral, PI)控制器在本地电压反馈的基础上附加功

率补偿,提高了系统功率分配的精确性,但其控制结构较复杂且参数不易整定^[14]。另一方面,为控制直流电压,自适应下垂控制器通过改变下垂系数来抑制直流电压偏差^[15],全局模型预测控制(model predictive control, MPC)通过同时修正所有VSC的下垂系数来实现直流电压的控制^[16],而下垂系数决定功率分配,因此这2种方法会影响功率分配的精确性。另外,利用光纤发送VSC直流电压用于反馈或者附加平均电压反馈的方法^[17-18]未考虑通信延时或中断对系统稳定性的影响。

为了更好地控制直流电压,兼顾功率分配,并且考虑通信延时或中断的影响,文中提出一种基于电压下垂控制的模型预测协调控制策略(model predictive coordinated control strategy based on voltage droop, MVD)。该策略在每个采样周期内下发控制指令,完成换流站之间的精确功率分配和直流电压偏差抑制,且在通信延时的情况下具有一定的鲁棒性,提高了系统对新能源发电波动性和不确定性的适应能力,增强了系统稳定性,有助于新能源消纳。文中建立VSC-MTDC线性化状态空间模型,并在此基础上设计MPC控制器,通过Simulink对提出的协调控制策略进行不同运行条件下的时域仿真,验证了该控制策略的可行性。

1 VSC-MTDC 数学模型

VSC-MTDC由多个VSC和线路组成,文中以图1所示连接海上风电的VSC-MTDC为基础进行建

收稿日期:2022-05-07;修回日期:2022-07-13

基金项目:山东省自然科学基金资助项目(ZR2018MEE040)

模。设图 1 中 VSC-MTDC 系统共有 N 个 VSC 换流站,其中包括 N_g 个网侧换流站(grid side converter, GSC)和 N_w 个风电侧换流站(wind farm converter, WFC),即 $N=N_g+N_w$,这些 VSC 换流站由 N_b 条直流线路连接组成 VSC-MTDC 系统。对该系统的建模主要包括 VSC 建模、VSC 下垂控制建模、WFC 建模以及系统整体模型构建,其中线路的建模采用 π 型等效电路。图 1 中 L_1, R_1, C_1 分别为线路分布参数的电压、电阻、电容。

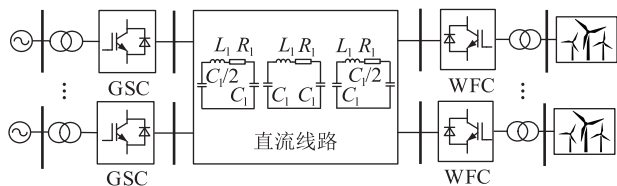


图 1 连接海上风电的 VSC-MTDC 系统拓扑
Fig.1 Topology of VSC-MTDC system linked with offshore wind farm

1.1 VSC 平均值模型及矢量控制

VSC 换流站采用图 2(a) 所示主电路。对 VSC 进行建模时,如果采用传统的详细开关模型,不仅仿真步长小,而且仿真时间长,故使用等效模型来代替,且 VSC-MTDC 的拓扑多样,因此文中使用图 2(b) 所示平均值模型对 VSC 进行建模^[19]。该模型能够在不改变模型本身的情况下添加和删除 VSC 和线路,是一种适用于任意拓扑的通用 VSC 动态模型。

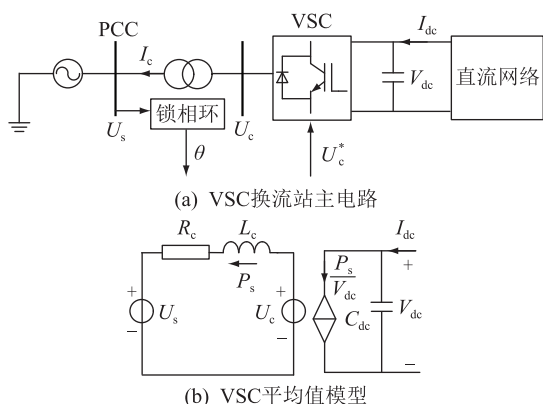


图 2 VSC 换流站主电路及平均值模型

Fig.2 Main circuit and average model of VSC

图中 U_c, U_c^* 分别为 VSC 交流侧交流电压有效值和参考值; I_c 为 VSC 交流侧交流电流有效值; V_{dc} 为 VSC 直流侧直流电压; I_{dc} 为 VSC 直流侧直流电流; U_s 为 VSC 系统与交流电网公共连接点(point of common coupling, PCC) 母线交流电压有效值; θ 为 PCC 母线交流电压相位; R_c 为 VSC 交流侧的集总电阻参数; L_c 为 VSC 交流侧的集总电感参数; C_{dc} 为

VSC 直流侧的电容参数; P_s 为 VSC 交流侧有功功率(文中选取的逆变方向为有功功率流向的正方向,即 $P_s > 0$)。

VSC 交流侧的控制使用图 3 所示 dq 坐标系下的矢量控制器^[20]。

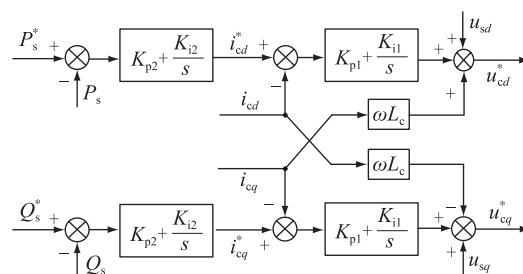


图 3 VSC 控制器模型

Fig.3 VSC controller model

内环电流控制器表达式为:

$$\begin{cases} \Delta u_{cd}^* = K_{p1} \Delta e_1 + \Delta z_1 + \omega L_c \Delta i_{cq} + \Delta u_{sd} \\ \Delta u_{cq}^* = K_{p1} \Delta e_2 + \Delta z_2 - \omega L_c \Delta i_{cd} + \Delta u_{sq} \\ \Delta z_1 = K_{i1} \int \Delta e_1 dt \\ \Delta z_2 = K_{i1} \int \Delta e_2 dt \\ \Delta e_1 = \Delta i_{cd}^* - \Delta i_{cd} \\ \Delta e_2 = \Delta i_{cq}^* - \Delta i_{cq} \end{cases} \quad (1)$$

外环功率控制器表达式为:

$$\begin{cases} \Delta i_{cd}^* = K_{p2} \Delta e_3 + \Delta z_3 \\ \Delta i_{cq}^* = K_{p2} \Delta e_4 + \Delta z_4 \\ \Delta z_3 = K_{i2} \int \Delta e_3 dt \\ \Delta z_4 = K_{i2} \int \Delta e_4 dt \\ \Delta e_3 = \Delta P_s^* - \Delta P_s \\ \Delta e_4 = \Delta Q_s^* - \Delta Q_s \end{cases} \quad (2)$$

式中: u_{cd}, u_{cq} 分别为 VSC 交流侧交流电压的 d, q 轴分量; i_{cd}, i_{cq} 分别为 VSC 交流侧交流电流的 d, q 轴分量; u_{sd}, u_{sq} 分别为 VSC 系统与交流电网 PCC 母线交流电压的 d, q 轴分量; K_{p1}, K_{i1} 分别为电流内环控制的比例系数和积分系数; K_{p2}, K_{i2} 分别为外环控制的比例系数和积分系数; Q_s 为 VSC 向交流侧传输的无功功率; ω 为 PCC 母线交流电压角频率; $\Delta e_i (i = 1, 2, 3, 4)$ 为各变量参考值与实际值的误差; $\Delta z_i (i = 1, 2, 3, 4)$ 为各变量误差的积分调节值。公式中“*”表示相应变量的参考值;“ Δ ”表示相应变量的小信号量,下文同。

1.2 VSC 下垂控制建模

文中使用下垂控制作为直流电压控制策略对

VSC 进行建模,下垂控制的基本原理如图 4 所示。

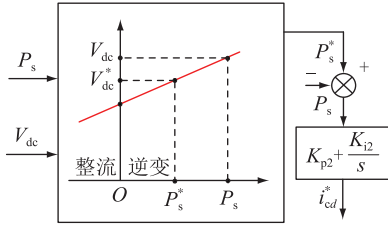


图 4 定系数下垂控制原理

Fig.4 Principle of constant coefficient droop control

图中 V_{dc}^* , P_s^* 分别为下垂控制器电压和功率参考值,一般设置为定值,也可以由上层控制器修改。下垂控制器变量之间的关系为:

$$P_s = K_{dnp}(V_{dc}^* - V_{dc}) + P_s^* \quad (3)$$

式中: K_{dnp} 为下垂系数。当 $K_{dnp} = 0$ 时, $P_s = P_s^*$, VSC 运行在定有功控制模式;当 $K_{dnp} \neq 0$ 时, VSC 运行在下垂控制模式。

将 VSC 系统的状态空间表达式进行连接,得到状态空间模型为:

$$\begin{cases} \Delta \dot{\mathbf{x}}_{g,i} = \mathbf{A}_{g,i} \Delta \mathbf{x}_{g,i} + \mathbf{B}_{g,i} \Delta \mathbf{u}_{g,i} + \mathbf{B}_{d,i} \Delta \mathbf{d}_{g,i} \\ \Delta \mathbf{x}_{g,i} = [\Delta V_{dc,i}, \Delta i_{cd,i}, \Delta i_{cq,i}, \Delta z_{1,i}, \Delta z_{2,i}, \Delta z_{3,i}, \Delta z_{4,i}]^T \\ \Delta \mathbf{u}_{g,i} = [\Delta P_{s,i}^*, \Delta I_{dc,i}]^T \\ \Delta \mathbf{d}_{g,i} = [\Delta u_{sd,i}, \Delta u_{sq,i}, \Delta V_{dc,i}^*, \Delta Q_{s,i}^*]^T \end{cases} \quad (4)$$

式中: $\Delta \mathbf{x}_{g,i}$ 为网侧第 i 个 VSC 状态向量; $\Delta \mathbf{u}_{g,i}$ 为网侧第 i 个 VSC 直流侧变量; $\Delta \mathbf{d}_{g,i}$ 为网侧第 i 个 VSC 交流侧变量; $\mathbf{A}_{g,i}$, $\mathbf{B}_{g,i}$, $\mathbf{B}_{d,i}$ 为模型的系数矩阵。由于文中主要研究直流侧动态和有功功率,因此 $\Delta \mathbf{d}_{g,i}$ 不在讨论范围之内。

1.3 WFC 建模

VSC-MTDC 系统多用于风电场接入交流电网的场合,因此有必要对 WFC 进行建模。文中只对 WFC 直流电压动态建模,根据 VSC 直流电压状态方程,所建模型为:

$$\begin{cases} \Delta \dot{\mathbf{x}}_{w,i} = \mathbf{A}_{w,i} \Delta \mathbf{x}_{w,i} + \mathbf{B}_{w,i} \Delta \mathbf{u}_{w,i} \\ \Delta \mathbf{x}_{w,i} = [\Delta V_{dc,1}, \Delta V_{dc,2}, \dots, \Delta V_{dc,i}] \\ \Delta \mathbf{u}_{w,i} = [\Delta P_{s,1}^*, \Delta P_{s,2}^*, \dots, \Delta P_{s,i}^*] \end{cases} \quad (5)$$

式中: $\Delta \mathbf{x}_{w,i}$ 为风电侧第 i 个 VSC 状态向量; $\Delta \mathbf{u}_{w,i}$ 为风电侧第 i 个 VSC 有功功率,均为小信号量; $\mathbf{A}_{w,i}$, $\mathbf{B}_{w,i}$ 为模型的系数矩阵。

1.4 VSC-MTDC 系统建模

将 GSC, WFC 连接直流网络状态空间模型^[21], 得到线性化状态空间表达式为:

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A} \mathbf{x} + \mathbf{B}_u \mathbf{u} + \mathbf{B}_d \mathbf{w} \\ \mathbf{y} = \mathbf{C} \mathbf{x} \end{cases} \quad (6)$$

其中:

$$\begin{cases} \mathbf{x} = [\Delta \mathbf{x}_{g,1}^T, \dots, \Delta \mathbf{x}_{g,N_g}^T, \Delta \mathbf{x}_{w,1}^T, \dots, \Delta \mathbf{x}_{w,N_w}^T, \Delta \mathbf{x}_{dc}^T]^T \\ \mathbf{u} = [\Delta P_{s,1}^*, \Delta P_{s,2}^*, \dots, \Delta P_{s,N_g}^*]^T \\ \mathbf{w} = [\Delta P_{wf,1}, \Delta P_{wf,2}, \dots, \Delta P_{wf,N_w}]^T \\ \mathbf{y} = [\mathbf{x}^T, \Delta \mathbf{P}_g^T, \Delta V_{avg}]^T \end{cases} \quad (7)$$

式(7)中:

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{x}_{dc} = [\Delta I_{L,12}, \dots, \Delta I_{L,1N}, \Delta I_{L,23}, \dots, \Delta I_{L,2N}, \dots, \Delta I_{L,(N-1)N}]^T \\ \Delta \mathbf{P}_g = [\Delta P_{g,12}, \Delta P_{g,23}, \dots, \Delta P_{g,(N_g-1)N_g}]^T = \\ [\rho_1 \Delta P_{s,1} - \rho_2 \Delta P_{s,2}, \rho_2 \Delta P_{s,2} - \rho_3 \Delta P_{s,3}, \dots, \\ \rho_{N_g-1} \Delta P_{s,N_g-1} - \rho_{N_g} \Delta P_{s,N_g}]^T \\ \Delta V_{avg} = (\Delta V_{dc,1} + \dots + \Delta V_{dc,N})/N \end{cases} \quad (8)$$

式中: \mathbf{x} 为系统的状态向量,其中下标 g 表示 GSC 变量,下标 w 表示 WFC 变量,下标 dc 表示直流线路变量; $I_{L,ij}$ 为节点 i 和节点 j 之间的线路电流;控制量 \mathbf{u} 选择为 GSC 下垂控制器的额定有功功率 $\Delta P_{s,i}^*$, $i = 1, 2, \dots, N_g$; 扰动量 \mathbf{w} 选择为 WFC 有功功率 $\Delta P_{wf,i} = \Delta P_{s,N_g+i}$, $i = 1, 2, \dots, N_w$; 输出量 \mathbf{y} 包括三部分:所有状态量 \mathbf{x} , GSC 有功差值 $\Delta \mathbf{P}_g$, 直流电压平均值 ΔV_{avg} ; ρ_i 为 GSC 功率分配比例, $i = 1, 2, \dots, N_g$; \mathbf{A} , \mathbf{B}_u , \mathbf{B}_d , \mathbf{C} 为模型的系数矩阵。

若使 $\Delta P_{g,ij} = \rho_i \Delta P_{s,i} - \rho_j \Delta P_{s,j} = 0$, 则:

$$\frac{\rho_j}{\rho_i} = \frac{\Delta P_{s,i}}{\Delta P_{s,j}} \quad (9)$$

通过设置参数 ρ_i 和 ρ_j 可实现任意比例的功率分配,若调节 $\Delta V_{avg} = 0$, 则系统在扰动情况下始终保持恒定的直流电压平均值。

2 VSC-MTDC 模型预测控制

2.1 MPC 理论基础

MPC 是一种最优控制理论,与传统最优控制理论相比,适用于控制具有非线性、多输入多输出 (multi-input multi-output, MIMO) 性质以及带有通信延时的对象,并且概念清晰直观,控制器普适性强,方便施加约束条件^[22-23]。

MPC 的基本原理为:在每一个采样间隔 T_s , 利用系统的离散状态空间模型对预测界限 P 个 T_s 内的系统状态进行预测,通过对目标函数进行滚动优化,求解得到使目标函数取极小值的 n_u 个控制增量,并取即时控制增量构成系统输入量。关于 MPC 原理的详细描述见文献[24-26]。

2.2 MPC 控制器设计

一个线性非时变系统的状态空间描述如式(6)所示,在设计 MPC 控制器时,系统的状态向量 \mathbf{x} 选取 VSC-MTDC 模型的状态向量,输入量 \mathbf{u} 选取所有下垂控制节点的额定有功功率 $\Delta P_{s,i}, i = 1, 2, \dots, N_g$, 扰动量 \mathbf{w} 选取 WFC 有功功率 $\Delta P_{wf,i} = \Delta P_{s,N_g+i}, i = 1, 2, \dots, N_w$, 输出量 \mathbf{y} 包括 GSC 有功差值 $\Delta P_{g,i}$ 、节点直流电压 $\Delta V_{dc,i}, i = 1, 2, \dots, (N_g + N_w)$ 、直流电压高频分量 $\Delta V_{osc,i}, i = 1, 2, \dots, (N_g + N_w)$ 三部分。

对式(6)进行离散化:

$$\begin{cases} \mathbf{x}(k+1) = \hat{\mathbf{A}}\mathbf{x}(k) + \hat{\mathbf{B}}_u\mathbf{u}(k) + \hat{\mathbf{B}}_d\mathbf{w}(k) \\ \mathbf{y}(k) = \mathbf{C}\mathbf{x}(k) \end{cases} \quad (10)$$

其中:

$$\begin{cases} \hat{\mathbf{A}} = e^{A T_s} \\ \hat{\mathbf{B}}_u = \int_0^{T_s} e^{A\tau} d\tau \mathbf{B}_u \\ \hat{\mathbf{B}}_d = \int_0^{T_s} e^{A\tau} d\tau \mathbf{B}_d \end{cases} \quad (11)$$

在 k 时刻, MPC 根据离散状态空间表达式即式(10)对未来 P 个周期内的系统输出进行预测, 预测结果如下:

$$\begin{cases} \mathbf{x}(k+t+1|k) = \hat{\mathbf{A}}\mathbf{x}(k+t|k) + \\ \hat{\mathbf{B}}_u\mathbf{u}(k+t|k) + \hat{\mathbf{B}}_d\mathbf{w}(k+t) \\ \mathbf{y}(k+t|k) = \mathbf{C}\mathbf{x}(k+t|k) \end{cases} \quad (12)$$

式中: $(k+t|k)$ 表示 k 时刻对 $k+t$ 时刻的预测量, 预测向量的维度与实际量相同, $t=0, 1, \dots, P-1$ 。

由式(12)可知, 求得 $\mathbf{y}(k+t|k), t=0, 1, \dots, P-1$, 须已知 $\Delta \mathbf{u}(k+t|k)$, 令:

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{u}_p(k) = [\Delta \mathbf{u}(k|k), \dots, \Delta \mathbf{u}(k+P-1|k)]^T \\ \mathbf{y}_p(k) = [\mathbf{y}(k|k), \dots, \mathbf{y}(k+P-1|k)]^T \end{cases} \quad (13)$$

式(13)中元素定义为:

$$\begin{cases} \Delta \mathbf{u}(k+t|k) = \\ [\Delta \mathbf{u}_1(k+t|k), \dots, \Delta \mathbf{u}_{n_u}(k+t|k)]^T \\ \mathbf{y}(k+t|k) = [\mathbf{y}_1(k+t|k), \dots, \mathbf{y}_{n_y}(k+t|k)]^T \end{cases} \quad (14)$$

式中: n_u, n_y 分别为被控对象输入量和输出量的维度。

在 k 时刻, 设目标函数 $\mathbf{J}(k)$ 为:

$$\mathbf{J}(k) = f(\mathbf{x}(k), \Delta \mathbf{u}_p(k), \mathbf{r}(k)) \quad (15)$$

其中:

$$\mathbf{r}(k) = [\mathbf{r}_1(k), \dots, \mathbf{r}_{n_y}(k)] \quad (16)$$

式中: $\mathbf{r}(k)$ 为 k 时刻参考量。对于参考量跟踪问题, 在 k 时刻 MPC 求解使目标函数 $\mathbf{J}(k)$ 取最小值的优

化问题得到向量组 $\Delta \mathbf{u}_p(k)$, 并取 $\Delta \mathbf{u}(k|k)$ 作为实际输入量增量, 通过在每一个采样周期重复以上步骤, 完成对目标函数的滚动优化。若 $\mathbf{J}(k)$ 选取为跟踪误差和输入增量在 P 个周期内预测值的二次型函数, 则在 k 时刻, MPC 需求解的优化问题为:

$$\min_{\Delta \mathbf{u}_p(k)} \mathbf{J}(k) = \sum_{t=0}^{P-1} \left[\sum_{j=1}^{n_y} \|\mu_{t+1,j}(\mathbf{y}_j(k+t|k) - \mathbf{r}_j(k+t))\|_2^2 + \sum_{l=1}^{n_u} \|\omega_{t,l} \Delta \mathbf{u}_l(k+t)\|_2^2 \right] \quad (17)$$

优化问题的约束条件为:

$$\begin{cases} \mathbf{u}_{l_{\min}}(t) \leq \mathbf{u}_l(k+t|k) \leq \mathbf{u}_{l_{\max}}(t) \\ \Delta \mathbf{u}_{l_{\min}}(t) \leq \Delta \mathbf{u}_l(k+t|k) \leq \Delta \mathbf{u}_{l_{\max}}(t) \end{cases} \quad (18)$$

式中: $\mu_{t,j}, \omega_{t,l}$ 分别为第 t 个预测周期内第 j 个输出量和第 l 个控制量增量的权重; $\mathbf{u}_{l_{\max}}(t), \mathbf{u}_{l_{\min}}(t)$ 分别为第 t 个预测周期第 l 个控制量的上限和下限; $\Delta \mathbf{u}_{l_{\max}}(t), \Delta \mathbf{u}_{l_{\min}}(t)$ 分别为第 t 个预测周期第 l 个控制量增量的上限和下限。使用二次型规划方法^[24]求解式(17), 过程结束可得到 $\Delta \mathbf{u}_p(k)$, 选取 k 时刻的控制量为 $\mathbf{u}(k) = \Delta \mathbf{u}(k|k) + \mathbf{u}(k-1)$ 。同理, 在 $k+1$ 时刻控制器仍按照上述原理重复运行。

3 算例分析

为验证文中提出的 VSC-MTDC 协调控制策略, 在 Simulink 中使用图 5 所示 VSC-MTDC 系统进行时域仿真。图 5 所示四端 VSC-MTDC 系统包含 2 个运行在交流电压控制模式的 VSC: WFC1 和 WFC2; 2 个运行在下垂控制模式的 VSC: GSC1 和 GSC2。所有 VSC 均使用平均值模型, 控制结构使用矢量控制, 直流电缆使用级联 π 型电路进行等效。仿真系统参数设置如表 1 所示。

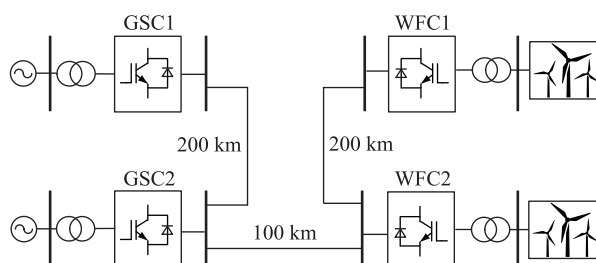


图 5 四端 VSC-MTDC 系统拓扑结构

Fig.5 Topology of the four-terminal VSC-MTDC system

根据表 1 中数据计算使用 CVD 的四端 VSC-MTDC 的潮流, 各 VSC 直流侧电压和有功功率的计算结果如表 2 所示。通过计算可得 VSC 直流电压平均值 $V_{avg} = 1.055$ 1 p.u., GSC1 和 GSC2 的功率差值 $\Delta P_{g,12} = 0.103$ 1 p.u.。

表 1 VSC-MTDC 系统参数

Table 1 Parameters of VSC-MTDC system

参数	取值
GSC1 直流侧电压 $V_{dc,1}/p.u.$	1
GSC2 直流侧电压 $V_{dc,2}/p.u.$	1
WFC1 有功功率 $P_{wf,1}/p.u.$	-0.5
WFC2 有功功率 $P_{wf,2}/p.u.$	-0.4
GSC1 下垂系数 $K_{dp,1}$	10
GSC2 下垂系数 $K_{dp,2}$	10
每千米线路电阻/ $p.u.$	0.000 137
每千米线路电抗/ $p.u.$	0.000 003 375
每千米电路容抗/ $p.u.$	0.000 034

表 2 VSC-MTDC 系统稳态值

Table 2 Steady state value of VSC-MTDC system
p.u.

参数	GSC1	GSC2	WFC1	WFC2
直流电压	1.049 3	1.039 0	1.060 9	1.071 2
有功功率	0.492 8	0.389 7	-0.5	-0.4

通过表 2 可以发现,虽然使用了相同的下垂系数,但 GSC1 和 GSC2 的换流站功率仍然存在差异,有必要通过 MPC 对各 GSC 下垂控制器的 $P_{s,i}^*$ 进行二次调节。MPC 的目标为在每个采样间隔改变 $P_{s,i}^*$ 使得系统输出 $\Delta P_{g,12}(\rho_1/\rho_2 = 1)$ 和 V_{avg} 与参考值之间的偏差最小,从而完成功率精确分配和直流电压偏差抑制的功能。

根据上文方法设计 MPC 控制器,具体实现流程如图 6 所示。预测界限 $P = 10$,控制界限 $u_u = 2$,采样频率 $T_s = 0.005$,并分别使用 CVD 和 MVD 进行时域仿真。

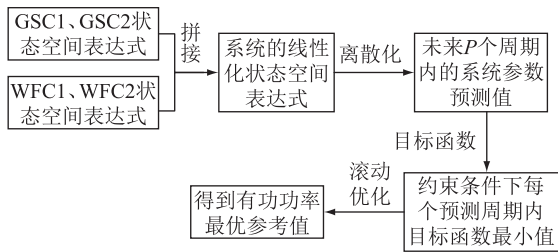


图 6 MPC 控制器实现流程

Fig.6 Implementation process of MPC controller

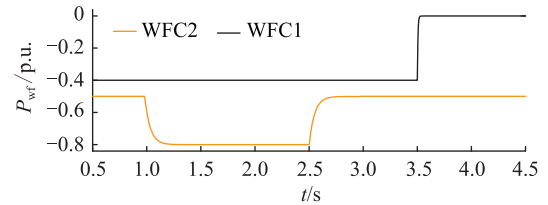
3.1 系统扰动时域仿真分析

对算例系统分别使用 CVD 和 MVD 进行时域仿真,验证 MVD 在送端功率波动和换流站退出运行时的有效性和优越性。系统扰动设置为: $t = 1$ s 时, WFC2 所连接风场增发 0.3 p.u. 的功率,并在 $t = 2.5$ s 时恢复, $t = 3.5$ s 时, WFC1 主动退出运行。所设置的 WFC1 和 WFC2 传输功率的时域波形见图 7(a)。

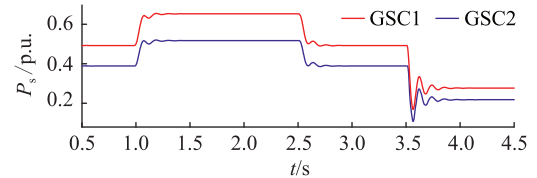
图 7 (b) 和图 7 (c) 为 2 种策略下 GSC1 和

GSC2 的时域波形。观察图 7(b) 可知,线路电阻和系统拓扑对功率分配的影响较为显著,且功率偏差会随着 GSC 功率的增加而增加。在图 7(c) 中,使用 MVD 策略对 GSC 进行二次调节之后, GSC1 和 GSC2 的功率实现了精确的 1:1 分配。图 7(d) 为 2 种策略下功率分配的偏差波形,可以看出 CVD 没有调节功率偏差的能力,而 MVD 可以在仿真过程中始终控制功率偏差趋近于 0。

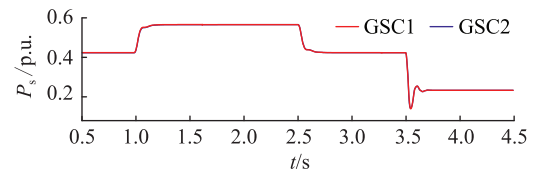
图 7(e) 和图 7(f) 为各换流站直流电压。由图 7(e) 可知,在 WFC2 发生功率扰动后,各 VSC 的直流电压均升高,其中 WFC1 的直流电压已经接近电压上限 1.1 p.u.; 而图 7(f) 中使用 MVD 的 VSC 电压依然保持稳定,且比 CVD 拥有更好的暂态响应。图 7(g) 为 2 种策略下算例系统的平均直流电压波形,可以看出, MVD 能够有效控制直流电压均值,从而使整个算例系统所有换流站的电压保持在一定范围内,防止直流电压偏差过大导致保护误动作,保证系统安全运行。



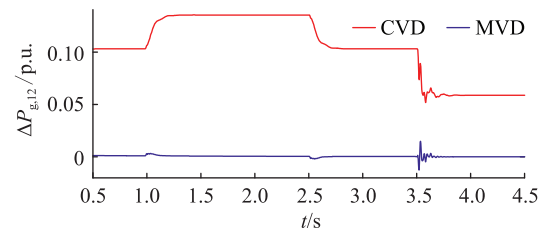
(a) WFC有功功率



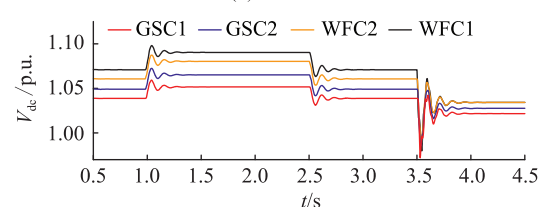
(b) GSC有功功率(CVD)



(c) GSC有功功率(MVD)



(d) GSC功率偏差



(e) 换流站直流电压(CVD)

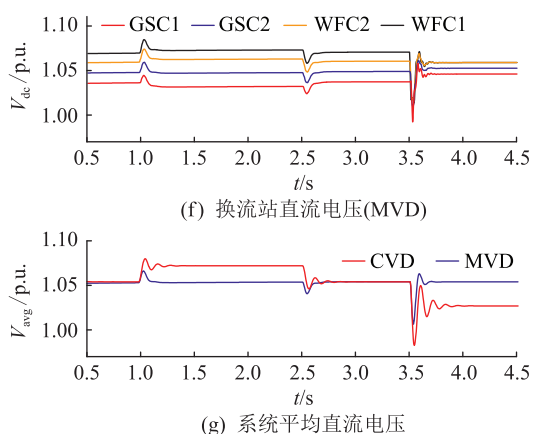


图7 送端扰动下时域仿真结果

Fig.7 Time domain simulation results under sending end disturbance

由仿真结果可知, MVD 策略能够降低 VSC-MTDC 系统承受不同扰动时的直流电压偏差, 并且能够实现 GSC 功率的精确分配。

3.2 通信延时仿真分析

VSC-MTDC 全局协调控制策略正常运行的前提是能够通过广域测量系统 (wide area measurement system, WAMS) 对系统各换流站的电压功率进行实时采样, 但实际通信系统存在不同时间长度的通信延时, 较大的通信延时会对全局协调控制的鲁棒性造成不利影响^[12]。

为考察 MVD 在存在通信延时下的控制性能, 与文献 [15] 中使用的先导电压下垂控制 (pilot voltage droop, PVD) 在相同条件下进行时域仿真。仿真结果显示, 在分别使用 PVD 和 MVD 时, GSC1 和 GSC2 功率变化曲线具有相同的变化趋势, GSC1 的功率变化曲线如图 8 所示。

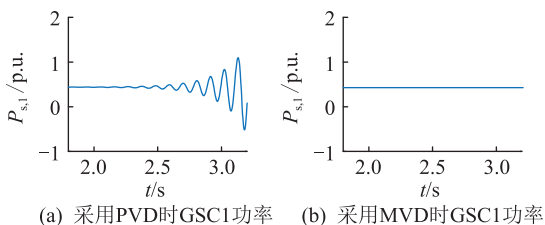


图8 10 ms 延时下时域仿真结果

Fig.8 Time domain simulation results with 10 ms time delay

图 8 中, 初始延时时间为 0 ms, $t=2.5$ s 时延时时间设置为 10 ms。观察图 8 (a) 可知, PVD 策略对系统的通信带宽要求较高, 鲁棒性较差, 当延时时间超过界限时系统会出现振荡失稳现象。而从图 8 (b) 中可发现, 当被测试系统使用 MVD 时, 由于 MPC 能够对未来 P 个周期内的系统输出进行预测, 弥补通信延迟造成的不确定性, 因此 10 ms 通信延

时条件下系统依然保持稳定。对比 2 种策略可得出结论: PVD 和 MVD 均能实现功率精确分配, 在较长延时情况下 MVD 相对于 PVD 拥有更强的鲁棒性。

4 结论

文中针对 VSC-MTDC 系统的功率分配和直流偏差抑制不能兼顾以及通信延时可能造成的稳定性问题, 提出了基于 MPC 的协调控制策略, 通过仿真得出以下结论:

(1) MVD 通过对 GSC 的功率指令进行动态调节, 能够克服线路阻抗和系统拓扑对功率分配的影响, 实现功率的精确分配, 避免了功率不平衡可能造成的过载问题; 控制器的界限保证了换流站直流电压趋于稳定不越限, 防止直流电压偏差过大引起的保护误动作。

(2) MVD 具有更强的鲁棒性, 在通信延时的情况下依然能够保证系统的稳定性。

(3) MVD 综合考虑了功率分配、直流电压偏差抑制和通信延时, 与传统控制策略相比, VSC-MTDC 系统调节更可靠, 稳定性更强。

参考文献:

- [1] 舒印彪, 张智刚, 郭剑波, 等. 新能源消纳关键因素分析及解决措施研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(1): 1-9. SHU Yinbiao, ZHANG Zhigang, GUO Jianbo, et al. Study on key factors and solution of renewable energy accommodation [J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(1): 1-9.
- [2] 康重庆, 姚良忠. 高比例可再生能源电力系统的关键科学问题与理论研究框架[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(9): 2-11. KANG Chongqing, YAO Liangzhong. Key scientific issues and theoretical research framework for power systems with high proportion of renewable energy [J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(9): 2-11.
- [3] 徐殿国, 刘瑜超, 武健. 多端直流输电系统控制研究综述 [J]. 电工技术学报, 2015, 30(17): 1-12. XU Dianguo, LIU Yuchao, WU Jian. Review on control strategies of multi-terminal direct current transmission system [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(17): 1-12.
- [4] 廖毅, 高毓群, 简翔浩, 等. 多端柔性直流配网过电压防护方案对过电流影响研究[J]. 电瓷避雷器, 2020(5): 75-83. LIAO Yi, GAO Yuqun, JIAN Xianghao, et al. Research on over-voltage protection scheme of multi-terminal DC distribution system and its impact on overcurrent [J]. Insulators and Surge Arresters, 2020(5): 75-83.
- [5] 林栋, 熊小萍, 李宁. 基于首次及后备判别的柔性直流线路保护方法[J]. 电力信息与通信技术, 2021, 19(1): 27-35. LIN Dong, XIONG Xiaoping, LI Ning. Protection method of VSC-HVDC line based on first and backup discrimination [J]. Electric Power Information and Communication Technology,

- 2021,19(1):27-35.
- [6] YU Y S, FENG Y H, JIANG H X, et al. Research on VSC-MTDC for grid integration of wind farm[C]//International Conference on Renewable Power Generation (RPG 2015). Beijing, China. IET;1-5.
- [7] MOHAMMADI F, NAZRI G A, SAIF M. An improved droop-based control strategy for MT-HVDC systems[J]. Electronics, 2020,9(1).
- [8] 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. Control strategies of voltage source converter based direct current transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2016, 42(10): 3025-3037.
- [9] WANG Y Z, WEN W J, WANG C S, et al. Adaptive voltage droop method of multiterminal VSC-HVDC systems for DC voltage deviation and power sharing[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019,34(1):169-176.
- [10] BEERTEN J, BELMANS R. Analysis of power sharing and voltage deviations in droop-controlled DC grids[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013,28(4):4588-4597.
- [11] 王渝红,陈勇,曾琦,等. 适用于 VSC-MTDC 的改进下垂控制[J]. 高电压技术,2018,44(10):3190-3196.
WANG Yuhong, CHEN Yong, ZENG Qi, et al. Improved droop control strategy for VSC-MTDC[J]. High Voltage Engineering, 2018,44(10):3190-3196.
- [12] 陈大鹏,陈朋,李梅航,等. 适用于多端柔性直流输电系统的优化下垂控制策略[J]. 电力系统自动化,2017,41(9):194-199.
CHEN Dapeng, CHEN Peng, LI Meihang, et al. Optimized droop control strategy for voltage source converter based multiterminal direct current system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017,41(9):194-199.
- [13] 陶艳,刘天琪,李保宏,等. 高压柔性直流电网分层协同自适应下垂控制[J]. 电力系统自动化,2018,42(18):70-76.
TAO Yan, LIU Tianqi, LI Baohong, et al. Hierarchical coordinated adaptive droop control in flexible HVDC grid[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018,42(18):70-76.
- [14] KIRAKOSYAN A, EL-SAADANY E F, MOURSI M S E, et al. Control approach for the multi-terminal HVDC system for the accurate power sharing[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018,33(4):4323-4334.
- [15] WANG Y Z, WEN W J, WANG C S, et al. Adaptive voltage droop method of multiterminal VSC-HVDC systems for DC voltage deviation and power sharing[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019,34(1):169-176.
- [16] LI G Y, DU Z C, SHEN C, et al. Coordinated design of droop control in MTDC grid based on model predictive control[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2018, 33(3): 2816-2828.
- [17] KIRAKOSYAN A, EL-SAADANY E F, MOURSI M S E, et al. DC voltage regulation and frequency support in pilot voltage droop-controlled multiterminal HVdc systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018,33(3):1153-1164.
- [18] KIRAKOSYAN A, EL-SAADANY E, EL-MOURSI M, et al. Average voltage regulation in droop-controlled MTDC grids[C]//2019 IEEE Electrical Power and Energy Conference, 2019.
- [19] COLE S, BEERTEN J, BELMANS R. Generalized dynamic VSC MTDC model for power system stability studies[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2010,25(3):1655-1662.
- [20] 徐政,肖晃庆,张哲任. 柔性直流输电系统[M]. 2版. 北京:机械工业出版社,2017.
XU Zheng, XIAO Huangqing, ZHANG Zheren. Flexible DC transmission system[M]. 2nd ed. Beijing:China Machine Press, 2017.
- [21] WANG W Y, BARNES M, MARJANOVIC O. Stability limitation and analytical evaluation of voltage droop controllers for VSC MTDC[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2018,4(2):238-249.
- [22] 刘勇,李腾,赵丹阳,等. 混合储能系统的能量管理及 VDCM-MPC 联合控制[J]. 供用电,2022,39(9):68-75,82.
LIU Yong, LI Teng, ZHAO Danyang, et al. Energy management for hybrid energy storage system and joint control based on VDCM-MPC[J]. Distribution & Utilization, 2022,39(9):68-75,82.
- [23] 肖健夫,张亮,黄娟,等. 兼顾经济性和鲁棒性的配电网分布式储能 MPC 协调控制方法[J]. 电器与能效管理技术, 2022(5):55-64,70.
XIAO Jianfu, ZHANG Liang, HUANG Juan, et al. Distributed energy storage MPC coordinated control method for distribution network considering economy and robustness[J]. Electrical & Energy Management Technology, 2022(5):55-64,70.
- [24] CAMACHO E F, BORDONS C. Model predictive control[M]. London:Springer, 2004.
- [25] PIROOZ AZAD S, IRAVANI R, TATE J E. Damping inter-area oscillations based on a model predictive control (MPC) HVDC supplementary controller[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2013,28(3):3174-3183.
- [26] KRAVARIS C, KOOKOS I. Understanding process dynamics and control[M]. Cambridge University Press, 1983.

作者简介:



马文忠

马文忠(1968),男,博士,教授,研究方向为柔性直流输电、电机设计和电机驱动(E-mail:mawenzhong@126.com);

管增嘉(1997),男,硕士在读,研究方向为柔性直流输电;

张奎同(1983),男,硕士,高级工程师,从事能源化工技术相关工作。

Live test technology for metal shielding of medium and low voltage power cables in continuous state

BIAN Beilei¹, CAO Jingying², LIU Peng³

(1. State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd., Hangzhou 310007, China;

2. State Grid Jiangsu Electric Power Co., Ltd. Research Institute, Nanjing 211103, China;

3. State Grid Ningbo Power Supply Company of Zhejiang Electric Power Co., Ltd., Ningbo 315000, China)

Abstract: The defects of poor metal shielding connection of medium and low voltage cable lines are tested for a long time, which requires the lines are out of service. A method to measure the resistance of cable metal shield circuit by using different frequency coupling is presented. Combined with electromagnetic induction law and Ohm's law, the circuit resistance or branch resistance is calculated by constructed simultaneous equations, which is used for judging the connection state of metal shielding. Through laboratory simulation test, it is found that the test cable metal shielding resistance parameters are consistent with the actual values when the original grounding state is not changed. The connection state of cable metal shielding with resistance below $10\ \Omega$ can not be detected and judged for single-circuit cable lines. While double-circuit and above cable lines are not easy to be affected by the grounding grid, and the connection state of cable metal shielding can be judged by comparing the circuit resistance and branch resistance with theoretical value, or by comparing the branch resistance with each other. The detection technology is verified by the engineering application, which is effective and feasible to judge the metal shielding connection state for medium and low voltage cables.

Keywords: medium and low voltage cables; metal shielding; loop resistance; live test; different frequency coupling; connection status

(编辑 吴楠)

(上接第 81 页)

Coordinate control strategy of VSC-MTDC based on model predictive control

MA Wenzhong¹, GUAN Zengjia¹, ZHANG Kuitong², ZHANG Yan², YAO Minrui¹, LI Mushu¹

(1. College of New Energy, China University of Petroleum (East China), Qingdao 266580, China;

2. Shandong Energy Group Co., Ltd., Jinan 250014, China)

Abstract: The voltage-source converter based multi-terminal direct current (VSC-MTDC) transmission system is mainly applied in grid-connection and long-distance transmission of new energy power generation. New energy power generation has volatility and uncertainty. When using traditional droop control strategy, VSC will be overloaded due to uneven power distribution, protection malfunction will be caused by excessive DC voltage deviation, and oscillation will occur due to communication delay. Therefore, a coordinated control strategy based on model predictive control (MPC) is proposed in this paper. The strategy optimizes parameters according to system state and sends VSC power reference, eliminating the influence of droop coefficient, line resistance and system topology on power allocation. The robustness of MPC also improves the stability of the system in the case of communication delay. The four terminal VSC-MTDC model is built in Simulink, and different operating conditions are set for time-domain simulation. The simulation results show that the control strategy can quickly adjust the converter station power and control the DC voltage when the system is disturbed, and ensure the system stability when the communication delay occurs, so as to improve the adaptability of the power system to the fluctuation and uncertainty of new energy generation.

Keywords: voltage-source converter based multi-terminal direct current (VSC-MTDC); voltage-sourced converter (VSC); power sharing; DC voltage deviation suppression; droop control; model predictive control (MPC)

(编辑 方晶)