

含海上风电场混合直流系统的稳定下垂控制

马州生¹, 姚阳²

(1. 河南经贸职业学院 物联网学院, 河南 郑州 450018;
2. 华北电力大学 高压与电磁兼容北京重点实验室, 北京 102206)

摘要:针对电压源变流器(VSC)和线路换流变流器(LCC)组成的混合高压直流(HVDC)系统,提出了一种新型直流电流-电压下垂控制方法。该方法利用直流电压下垂控制减少逆变侧交流电压波动,以实现利用HVDC系统将海上风电场连接到弱电网,而不需要连续无功补偿设备的目标。另外,还提出了最优下垂系数计算方法,以保持交流电压对风电波动的稳定性。为了评估该方法的稳定性,建立了系统的小信号状态空间模型,并进行了根轨迹分析。最后,利用PSCAD和Matlab进行了仿真分析,结果表明,采用所提方法可在没有额外设施的情况下成功地实现了海上风能和弱电网的安全稳定连接,风力波动时交流电压可以保持在一个接近恒定的水平。

关键词:频率;直流电压稳定;功率分配;虚拟惯量;虚拟调节器增益

中图分类号:TM28 **文献标识码:**A **DOI:**10.19457/j.1001-2095.dqed22974

Stable Droop Control for Hybrid DC System with Offshore Wind Farm

MA Zhousheng¹, YAO Yang²

(1. College of Internet of Things, Henan Institute of Economics and Trade, Zhengzhou 450018, Henan, China; 2. Beijing Key Laboratory of High Voltage & Electromagnetic, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: A novel DC current-voltage droop control method was proposed for a hybrid high-voltage direct current (HVDC) system composed of a voltage source converter (VSC) and a line-commutated converter (LCC). The DC voltage droop control was used to reduce AC voltage fluctuation on the inverter side, so as to achieve the goal of connecting offshore wind farms to the weak power grid using HVDC system without the need for continuous reactive power compensation equipment. In addition, the optimal droop coefficient calculation method was proposed to maintain the stability of AC voltage to wind power fluctuation. In order to evaluate the stability of the method, a small-signal state space model of the system was established and root locus analysis was performed. Finally, PSCAD and Matlab were used for simulation analysis. The results show that the proposed method can successfully realize the safe and stable connection between offshore wind energy and weak power grid without additional facilities, and the AC voltage can be kept at a nearly constant level when the wind fluctuates.

Key words: frequency; DC voltage stability; power distribution; virtual inertia; virtual regulator gain

风能将成为电力系统中可持续发展和多元化能源投资组合的重要组成部分^[1-5]。与陆上风电场相比,海上风电具有规划限制少、风速大等优点^[6-8]。为了把海上风电场与陆上电网结合起来,高压直流(high-voltage direct current, HVDC)技术已被证明比交流系统更具技术、经济 and 环保

优势^[9-11]。不同拓扑结构的直流输电系统中,混合直流输电系统由在风电场侧的电压源转换器(voltage sourced converter, VSC)和并网侧的线路转换器(line-commutated converter, LCC)连接组成,因为LCC在陆地上具有更好的经济性,而VSC更适合海上安装。

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51809112)

作者简介:马州生(1968—),男,本科,讲师,Email:m13503818900@163.com

利用混合高压直流系统将风能整合到电网中,需要考虑风能的间歇性特性^[12]。这是因为LCC吸收无功功率进行合适的换相,HVDC系统逆变侧交流电压根据风电变化而波动。为了调节LCC在有功基准变化时所消耗的无功功率,文献[13]提出了一种直流电压调节方法,该方法在逆变侧采用了以交流电压为输入变量的比例积分(PI)控制器。文献[14]采用了一种基于整流侧和逆变侧通信的直流参考电流、电压计算方法来调节交流电压。文献[15]对文献[14]中的方法进行了改进,以适用于整流侧。然而,对于LCC高压直流系统并不适用。由于这些控制方法,整流器和逆变器的无功功率输出同时改变,故直流电压被传输线联锁。另一方面,对于HVDC系统,直流电压控制只影响LCC侧,因为VSC可以不考虑直流电压水平而调节无功功率。此外,目前的研究只考虑了提供恒定功率的HVDC系统。为了根据连续变化的有功功率调整直流电压,已有研究基于局部采集的信息研究了HVDC系统的直流电压控制方法。最广泛使用的方法是 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制策略,它被用于多终端HVDC系统的功率分配。文献[16]提出的 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制方法广泛用于既有VSCs又有LCCs的HVDC系统。然而,下垂控制方法仅用于混合高压直流系统的有功功率分配,很少研究其对连接交流电压的影响。为了设计不同目的的直流电压调节方法,文献[17]使用小信号模型分析了不同HVDC系统的响应特性,并利用直流电压控制器改进了LCC-HVDC系统的小信号状态空间模型,以提升其瞬态响应能力。文献[18]提出的 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制策略适用于基于VSC的多端直流系统(multi-terminal direct current, MTDC)系统的状态空间(state-space, SS)模型中。

综上所述,虽然在以往的研究中,主要针对内部控制结构和直流系统进行了大量研究,但在状态空间模型中并没有考虑直流电压调整对交流系统电压的影响。基于此,本文提出了一种 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制方法,用于点对点海上风电场接入HVDC系统。该方法采用 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制,利用直流电压调节抑制电网侧LCC的交流电压波动。此外,本文还给出了下垂系数的计算方法,并建立了HVDC系统的状态空间模型,采用根轨迹法对系统的稳定性进行了研究。最终,在不需要连续无功补偿装置的前提下,可实现交流电网

电压不受海上风速变化的影响。

1 所提下垂控制

图1为采用下垂控制器的HVDC系统结构图。

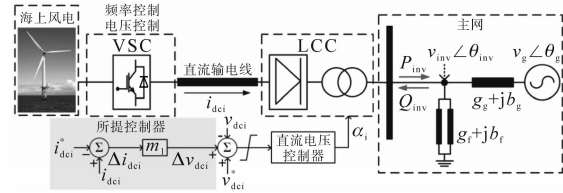


图1 采用下垂控制器的HVDC系统结构图

Fig.1 Configuration of a hybrid HVDC system using the proposed droop controller

由图1可知,VSC整流器保持恒定的频率和交流电压幅值在风电侧通过高压直流输电线路输送风能,LCC逆变器控制相应的直流电压参考值 v_{dc1}^* ,并将有功功率通过直流输电线路送到主网。由于采用了 I_{dc}/V_{dc} 下垂控制器,直流电压变化量 Δv_{dc1} 可以由直流电流偏差 Δi_{dc1} 和下垂系数 m_1 来确定。然而,传统方法中,无论工作点是何种情况,直流电压都是恒定的。与传统方法不同的是,当直流电压随风功率的波动而变化时,本文在逆变器侧控制器中增加了一个限幅器。此外图1中,主网采用等效电路模型来模拟交流电压特性。主网电压用 v_g 表示,公共耦合点的电压幅值和角度可表示为 v_{inv} 和 θ_{inv} 。等效网络导纳和滤波器导纳分别用 $g_g + jb_g$ 和 $g_r + jb_r$ 表示。逆变侧有功输出和无功输出分别用 P_{inv} 和 Q_{inv} 表示。值得注意的是,其有功和无功的方向是相反的,这是因为LCC具有吸收无功功率的特性。本文所提控制器的目标是通过调节直流电压来减小有功功率变化时交流电压的波动。所提控制器由下垂系数计算器和内部直流控制器两部分组成。计算器推导出最佳下垂系数 m_1 ,保持交流电压不变,计算器采用直流电压、电流设定点(v_{dc1}^* 和 i_{dc1}^*),和电网等效导纳的数据。无论输出有功功率怎样变化,直流电流设定点为1(标么值),其值由预测风电功率 P_{ω}^* 确定:

$$i_{dc1}^* = \frac{-v_{dc1}^* + \sqrt{(v_{dc1}^*)^2 + 4R_{dc}P_{\omega}^*}}{2R_{dc}} \quad (1)$$

式中: R_{dc} 为直流输电线路的电阻。

i_{dc1}^* 和 $g_g + jb_g$ 由系统运营商决定,同时根据监管规则定期预测风电和计算电网阻抗。因此,计算出的 m_1 随着时间段的变化而变化。由于在

通信间隔期间交流电压由内部高压直流控制器维持,因此在几min的时间内对该方法也是有效的。在本文中,首先对每个案例进行了 m_1 的初步确定,以评估所提控制器在给定交流条件下的有效性。在本文所提方法中,交流电压随风波动的变化程度取决于 m_1 。本节将给出一种 m_1 的计算方法,以保持交流电压 v_{inv} 维持不变,主要方法是利用等效网络模型的潮流方程和LCC的特征方程来计算。首先,由图1可得主网的等效电路中 P_{inv} 、 Q_{inv} 分别为

$$P_{inv} = (g_g + g_f) v_{inv}^2 - v_g v_{inv} (g_g \cos \theta_{inv} + b_g \sin \theta_{inv}) \quad (2)$$

$$Q_{inv} = v_g v_{inv} (g_g \sin \theta_{inv} - b_g \cos \theta_{inv}) - (b_g + b_f) v_{inv}^2 \quad (3)$$

由式(2)和式(3)可得 v_{inv} 如下式:

$$v_{inv} = \sqrt{\frac{-c_2 + \sqrt{c_2^2 - 4c_1 c_3}}{2c_1}} \quad (4)$$

其中

$$c_1 = (g_g + g_f)^2 + (b_g + b_f)^2 \quad (5)$$

$$c_2 = -2Q_{inv} (b_g + b_f) - 2P_{inv} (g_g + g_f) - (g_g^2 + b_g^2) v_g^2 \quad (6)$$

$$c_3 = P_{inv}^2 + Q_{inv}^2 \quad (7)$$

另一方面,利用LCC的特征方程, P_{inv} 和 Q_{inv} 也可以用高压直流系统参数表示为

$$P_{inv} = v_{dci}^* i_{dci}^* \quad (8)$$

$$Q_{inv} = \frac{i_{dci}^*}{\pi} \sqrt{18v_{inv}^2 - \pi^2 (v_{dci}^*)^2} \quad (9)$$

此处没有出现匝数比,因为系统是按单位(标么值)设计的。将式(8)和式(9)代入式(4),则 v_{inv} 可以用 v_{dci}^* 和 i_{dci}^* 表示。因此,由一阶泰勒近似,可确定电压偏差 Δv_{inv} 为

$$\Delta v_{inv} = \frac{\partial v_{inv}}{\partial i_{dci}^*} \Delta i_{dci} + \frac{\partial v_{inv}}{\partial v_{dci}^*} \Delta v_{dci} \quad (10)$$

由于直流电压的偏差是 m_1 与直流电流的偏差 Δi_{dci} 的乘积,因此,为了保持交流电压恒定时的最佳下垂系数 m_1^{opt} 可推导为

$$m_1^{opt} = -\frac{\partial v_{inv}}{\partial i_{dci}^*} \left(\frac{\partial v_{inv}}{\partial v_{dci}^*} \right)^{-1} \quad (11)$$

式(11)中使用的导数可以通过求导式(4)、式(8)和式(9)得出:

$$\frac{\partial v_{inv}}{\partial i_{dci}^*} = v_{dci}^* \frac{\partial v_{inv}}{\partial P_{inv}} + \frac{Q_{inv}}{i_{dci}^*} \frac{\partial v_{inv}}{\partial Q_{inv}} \quad (12)$$

$$\frac{\partial v_{inv}}{\partial v_{dci}^*} = i_{dci}^* \frac{\partial v_{inv}}{\partial P_{inv}} + \frac{v_{dci}^* (i_{dci}^*)^2}{Q_{inv}} \frac{\partial v_{inv}}{\partial Q_{inv}} \quad (13)$$

由于直流电压不能超过稳定运行的最小和最大边界,因此,可以定义本文允许的最大有功波动。直流电压约束可以描述为

$$v_{dci}^{\min} \leq v_{dci}^* + \Delta v_{dci} \leq v_{dci}^{\max} \quad (14)$$

式中: $v_{dci}^{\min}$ 、 $v_{dci}^{\max}$ 分别为直流电压的最小限值和最大限值。

对于VSC和LCC,风能 ΔP_ω 的波动可以用逆变侧有功功率 ΔP_{inv} 和直流线路损耗表示为

$$\Delta P_\omega = \Delta P_{inv} + 2R_{dci} i_{dci}^* \Delta i_{dci} \quad (15)$$

其中, ΔP_{inv} 可以用泰勒近似定义为

$$\Delta P_{inv} = v_{dci}^* \Delta i_{dci} + i_{dci}^* \Delta v_{dci} \quad (16)$$

利用式(16),可将 ΔP_ω 改写为

$$\Delta P_\omega = \frac{v_{dci}^* + (2R_{dci} + m_1^{opt}) i_{dci}^*}{m_1^{opt}} \Delta v_{dci} \quad (17)$$

将式(14)中的 Δv_{dci} 代入式(17),可由最大与最小有功功率之差定义可接受的最大风电波动 $\Delta P_{\max}$ 为

$$\Delta P_{\max} = \frac{[v_{dci}^* + (2R_{dci} + m_1^{opt}) i_{dci}^*] (v_{dci}^{\max} - v_{dci}^{\min})}{m_1^{opt}} \quad (18)$$

综上所述,利用所提出的控制策略,可以在没有交流电压波动的情况下,适应小于 $\Delta P_{\max}$ 的海上风电功率的变化。在高压直流系统中进行直流电压调整时,必须考虑直流电缆的要求。因此,该方法不会对直流电缆的性能造成显著的影响。

2 系统模型与稳定性分析

为了研究运行点附近的稳定性,本文建立了一个混合高压直流系统的状态空间模型,其中,风电场分别用注入整流站的母线、 ΔP_ω 和 ΔQ_ω 表示。图2为整流侧的交流电路图和结构图。本文将电压和电流有关的变量都转换到 d, q 轴上进行表示。

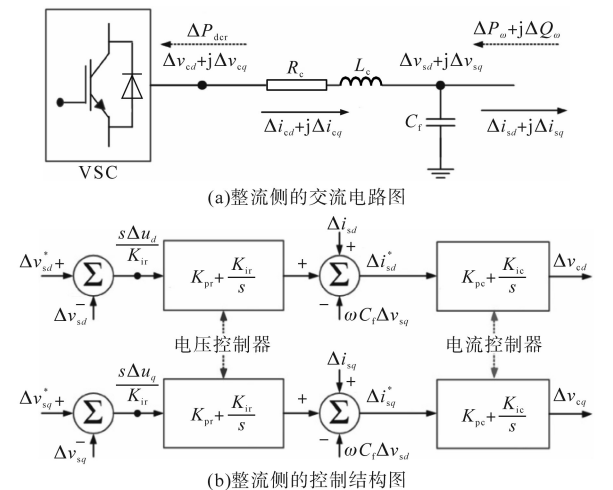


图2 整流侧的配置

Fig.2 Configuration of the rectifier side

图2a中输出电压、电流分别为 $\Delta v_{sd} + j\Delta v_{sq}$, $\Delta i_{sd} + j\Delta i_{sq}$ 。变流器侧电压、电流分别为 $\Delta v_{cd} + j\Delta v_{cq}$, $\Delta i_{cd} + j\Delta i_{cq}$ 。整流母线与VSC之间的电阻和电感分别用 R_c 和 L_c 表示。将谐波滤波器建模为单个电容 C_f ,由图2a可知风电场 ΔP_ω 和 ΔQ_ω 可表示为

$$\Delta P_\omega = -1.5(v_{sd}^* \Delta i_{sd} + i_{sd}^* \Delta v_{sd} + v_{sq}^* \Delta i_{sq} + i_{sq}^* \Delta v_{sq}) \quad (19)$$

$$\Delta Q_\omega = 1.5(v_{sq}^* \Delta i_{sd} + i_{sd}^* \Delta v_{sd} - v_{sq}^* \Delta i_{sq} - i_{sq}^* \Delta v_{sq}) \quad (20)$$

式中: v_{sd}^* , v_{sq}^* , i_{sd}^* , i_{sq}^* 分别为稳态时输出电压、电流的 d, q 轴变量。

图2b为VSC的控制方框图。控制器的目的是调节相应基准处的输出电压。电压控制器的PI增益分别描述为 K_{pr} 和 K_{ir} 。电流控制器的PI增益描述为 K_{pc} 和 K_{ic} 。为了将所提控制结构表示为状态空间模型。在 d, q 轴上引入了额外的状态(Δu_d 和 Δu_q)。由图2b可知,引入的变量 Δu_d 和 Δu_q 的时间导数可表示为

$$s\Delta u_x = K_{ir}(\Delta v_{sx}^* - \Delta v_{sx}) \quad (21)$$

式中: $x \in \{d, q\}$; s 为状态变量。

此外,在变换器侧的参考电流 Δi_{cd}^* 和 Δi_{cq}^* 可以表示为

$$\Delta i_{cx}^* = \Delta i_{sx} + \Delta u_x + K_{pr}(\Delta v_{cx}^* - \Delta v_{sx}) - \lambda_x \omega C_f \Delta v_{sx} \quad (22)$$

其中, $\lambda_x = 1, x = d$; $\lambda_x = -1, x = q$ 。

式中: ω 为系统角频率。

因此,VSC的状态模型可以由一个状态向量($\Delta X_\omega = [\Delta u_d \ \Delta i_{cd} \ \Delta v_{sd} \ \Delta u_q \ \Delta i_{cq} \ \Delta v_{sq}]^T$)和一个输入向量($\Delta U_\omega = [\Delta P_\omega \ \Delta Q_\omega \ \Delta v_{sd}^* \ \Delta u_{sq}^*]^T$)表示为

$$s\Delta X_\omega = A_\omega \Delta X_\omega + B_\omega \Delta U_\omega \quad (23)$$

式中: A_ω 为系统状态系数矩阵; B_ω 为系统控制系数矩阵。

在图2a中,传递给直流系统的有功功率 ΔP_{der} 可定义为

$$\Delta P_{der} = -1.5(v_{cd}^* \Delta i_{cd} + i_{cd}^* \Delta v_{cd} + v_{cq}^* \Delta i_{cq} + i_{cq}^* \Delta v_{cq}) \quad (24)$$

式中: v_{cd}^* , v_{cq}^* , i_{cd}^* , i_{cq}^* 分别为稳态时变流器侧电压、电流的 d, q 轴变量。

本文输电线采用T线模型。VSC的等效电容用 C_{eq} 表示。线路电阻、电感、电容用 R_{dc} , L_{dc} 和 C_{dc} 表示。平滑电抗器的电感用 L_s 表示。直流系统的输入变量为风电场传递的有功功率 ΔP_{der} ,定义为

$$\Delta P_{der} = v_{der}^* \Delta i_{der} + i_{der}^* \Delta v_{der} \quad (25)$$

式中: v_{der}^* 和 i_{der}^* 分别为稳态时整流侧的电压、电

流; Δv_{der} , Δi_{der} 分别为状态空间模型的直流电压、电流,满足以下动态方程:

$$s\Delta v_{der} = \frac{1}{C_{eq}} \Delta i_{der} - \frac{1}{C_{eq}} \Delta i_{dec} \quad (26)$$

式中: Δi_{dec} 为传输线中点直流电流,其动力学方程为

$$s\Delta i_{dec} = \frac{2}{L_{dc}} \Delta v_{der} - \frac{R_{dc}}{L_{dc}} \Delta i_{dec} - \frac{2}{L_{dc}} \Delta v_{dec} \quad (27)$$

式中: Δv_{dec} 为传输线中点直流电压,其动力学方程为

$$s\Delta v_{dec} = \frac{2}{C_{dc}} \Delta i_{dec} - \frac{1}{C_{dc}} \Delta i_{dci} \quad (28)$$

其动态方程为

$$s\Delta i_{dci} = -\frac{1}{L_{inv}} \Delta v_{dci} - \frac{R_{dc}}{2L_{inv}} \Delta i_{dci} + \frac{1}{L_{inv}} \Delta v_{dec} \quad (29)$$

式中: L_{inv} 为逆变侧的电感。

LCC模型的方程为

$$\begin{bmatrix} \Delta i_{out}^R \\ \Delta i_{out}^I \\ \Delta v_{dci} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_1 & D_2 & D_3 & D_4 \\ D_5 & D_6 & D_7 & D_8 \\ D_9 & D_{10} & D_{11} & D_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{inv}^R \\ \Delta v_{inv}^I \\ \Delta i_{dci} \\ \Delta \alpha_i \end{bmatrix} \quad (30)$$

式中: Δi_{inv}^R , Δi_{out}^I 分别为逆变器侧输出交流电流的实部和虚部; Δv_{inv}^R , Δv_{inv}^I 分别为逆变侧交流电压实部、虚部; $\Delta \alpha_i$ 为逆变器的发射角,可表示为

$$\Delta \alpha_i = -K_{pi} \Delta v_{dci} + \Delta x_i + m_1 K_{ii} \Delta i_{dci} \quad (31)$$

式中: K_{pi} 和 K_{ii} 为直流稳压器的PI增益。

引入一个附加的状态变量 Δx_i 到PI控制器。将式(29)和式(31)中的 $\Delta \alpha_i$ 代入式(30), Δx_i 的动力学方程可以表示为

$$s\Delta x_i = -\frac{K_{ii} D_9}{1 + K_{pi}} \Delta v_{inv}^R - \frac{K_{ii} D_{10}}{1 + K_{pi} D_{12}} \Delta v_{inv}^I + \frac{K_{ii} (m_1 - D_{11})}{1 + K_{pi} D_{12}} \Delta i_{dci} - \frac{K_{ii} D_{12}}{1 + K_{pi} D_{12}} \Delta x_i \quad (32)$$

因此,直流系统的状态空间模型由状态矢量 $\Delta X_1 = [\Delta v_{der} \ \Delta i_{der} \ \Delta x_i \ \Delta i_{dci} \ \Delta v_{dec}]^T$ 和输入向量 $\Delta U_1 = [\Delta v_{inv}^R \ \Delta v_{inv}^I \ \Delta P_{der}]^T$ 可以表示为

$$s\Delta X_1 = A_1 \Delta X_1 + B_1 \Delta U_1 \quad (33)$$

采用本文方法的混合高压直流系统有六个输入变量(ΔP_ω , ΔQ_ω , Δv_{sd}^* , Δv_{sq}^* , Δv_{inv}^R 和 Δv_{inv}^I)。交流网络由阻抗矩阵 Z_{inv} 表示,它将交流电压与逆变器侧的电流联系起来。

图3为上述完整模型的根轨迹图,以研究 L_s , C_{eq} , (K_{pr} , K_{pi})和(K_{ir} , K_{ii})的变化对小信号稳定性的影响。

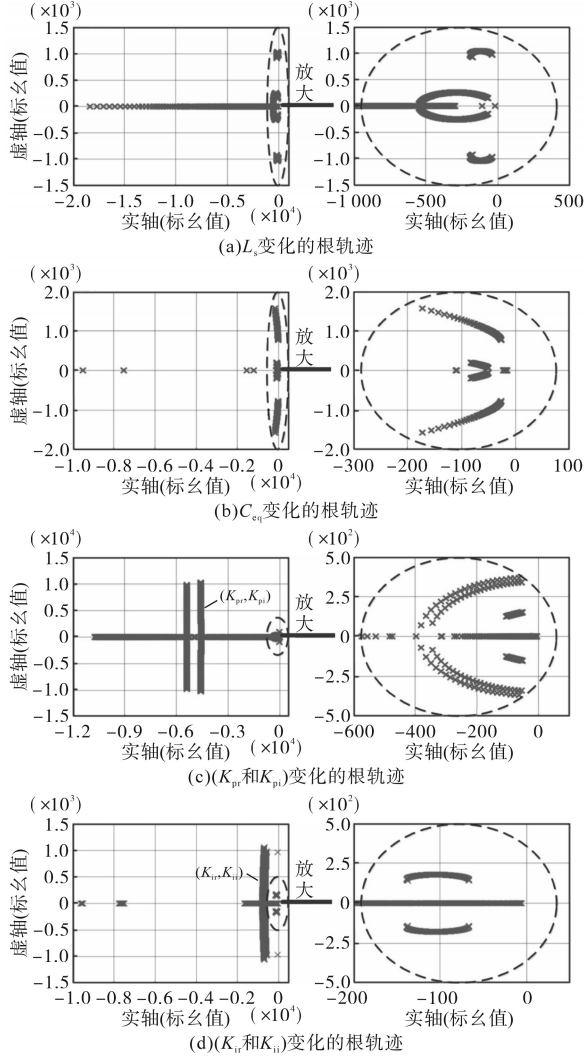
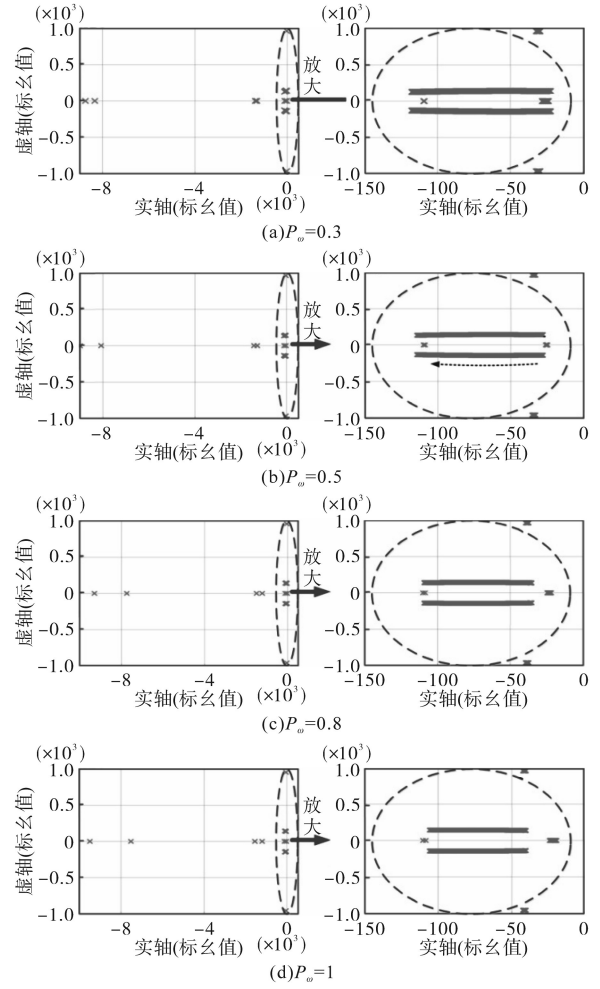


图3 所提方法的根轨迹图

Fig.3 The root locus diagram of the proposed method

如图3所示, L_s , C_{eq} , (K_{pr}, K_{pi}) 和 (K_{ir}, K_{ii}) 分别从0增加到0.002; 0.002 5增加到0.1; (0.1, 0.063)增加到(10, 6.3); (10, 4.13)增加到(1 000, 413), 其中, 上述变量单位都为(标么值)。根轨迹分析在额定风力下进行, $P_\omega = 1$ (标么值)。所有极点的轨迹都在左平面。即采用该方法对混合高压直流系统进行控制, 可以保证混合高压直流系统在额定功率下稳定运行。

为说明所提方法在不同运行工况下是稳定的, 风电场变化的根轨迹分析如图4所示。为了确定 m_1 的范围, 假设直流电压的变化与电流的变化方向相同, 直流电流的变化幅度大于直流电压的变化幅度。由图4可知, 不管运行条件和 m_1 的变化, 所有极点都位于左半平面。因此, 所提出的方法在大范围运行条件下是稳定的。此外, 当 m_1 增大时, 主极远离虚轴, 当 m_1 较大时, 直流系统达到稳态工作点的速度更快。

图4 随 m_1 的增加本文方法的根轨迹图Fig.4 The root locus diagram of the proposed method as m_1 increases

3 仿真分析

通过仿真, 与传统法进行比较, 以验证所提方法的有效性和优越性。由于状态空间模型是基于工作点附近的线性化参数, 两个模型的响应相似。传统法是指不管有功功率的变化, 直流电压都是恒定的方法。

仿真系统相关参数设置如下: $R_c = 1.89 \times 10^{-5}$, $L_c = 4.72 \times 10^{-5}$, $C_f = 7.935 \times 10^{-5}$, $K_{pr} = 1$, $K_{ir} = 100$, $R_{dc} = 0.02$, $C_{dc} = 0.01$, $K_{pi} = 0.63$, $K_{ii} = 41.3$, $g_g = 0.64$, $g_f = 0.014$, $\tau_i = 1 \times 10^{-4}$, $P_\omega^* = 1.0$, $Q_\omega^* = 0$, $C_{eq} = 0.012$, $L_s = 0.002$, $L_{dc} = 2 \times 10^{-4}$, $v_g = 0.935$, $b_g = -2.41$, $b_f = 0.5$ 。以上变量单位均为标么值。

3.1 阶跃响应比较

图5比较了传统方法与本文方法的混合高压直流系统的 P_{inv} , v_{dci} 和 v_{inv} 阶跃响应。 m_1 的值为0.400, 1。在 $t = 2$ s 时, 风电场的有功功率 P_ω 从1 (标么值) 减小到0.9 (标么值), 根据风电的变化,

逆变侧的有功功率 P_{inv} 从 0.98 (标么值) 减小到 0.88 (标么值)。

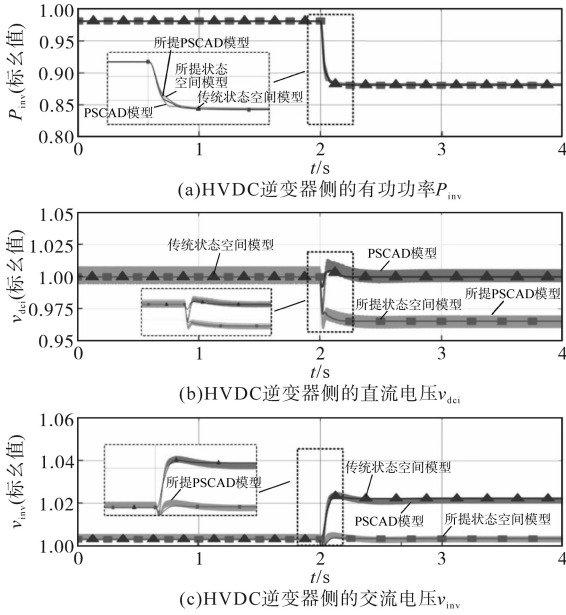


图5 采用传统和本文方法的HVDC对风力阶跃变化的响应
Fig.5 The responses of the hybrid HVDC systems for a step change in wind power using the conventional and proposed methods

由图5可知,对于有功功率变化,传统方法可保持不变。利用 I_{pc}/V_{pc} 下垂控制器,对于所提出的策略, v_{inv} 保持不变,传统方法则在增加。两种方法之间的 v_{inv} 差异明显,微分 $Diff_v$ 为 0.02 (标么值)。这说明该控制器有效抑制了风力发电阶跃变化时的电压偏差。

由图5的放大图可知,PSCAD模型和式(33)SS模型的响应几乎完全相同,这是因为简化了网格阻抗,忽略了快速动态特性。

3.2 根据下垂系数的连续响应

图6为HVDC状态空间模型在 m_i 分别为 0, 0.2, 0.439 4 (最优值) 和 0.7 四种不同值时的响应情况。由图6可知,无论 m_i 如何变化,HVDC的输出有功功率都是相同的,这就意味着 m_i 对有功功率的影响可以忽略不计。随着 m_i 的增大,直流电压变化更快。然而,当 m_i 为最优值时,交流电压波动受到的抑制效果最为明显。结果表明,在 m_i 未达到最优值的情况下,与传统的 $m_i=0$ 时相比,交流电压的抑制效果更好。在 $m_i=0.439 4$ 时, V_{inv} 的变化幅度仅为 0.4%。在最优设置下,最大和最小有功功率之差为 0.16 (标么值)。直流电压变化是 0.05 (标么值)。这意味着通过改变直流电压的 5%,可保持交流电压能在 16% 的有功功率波动下不变。

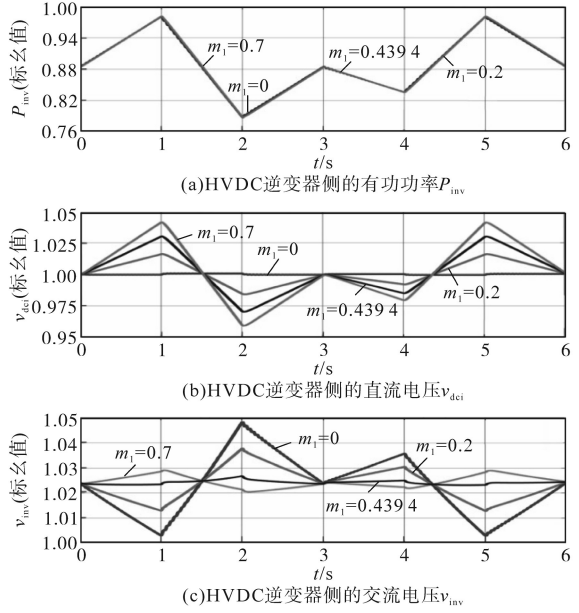


图6 采用本文方法的HVDC随 m_i 连续变化的响应
Fig.6 Continuous responses of the hybrid HVDC systems using the proposed method with variation in m_i

3.3 模型线性特性的影响

图7为采用传统方法和本文方法控制的HVDC的阶跃响应。当风电功率从 0.9 (标么值) 降至 0.5 (标么值) 时,由于采用基于下垂的控制,必然存在线性化限制,当存在较大扰动时,交流电压可能无法保持恒定。在评估所提出的方法时,本案例验证线性化误差对交流电压无影响。

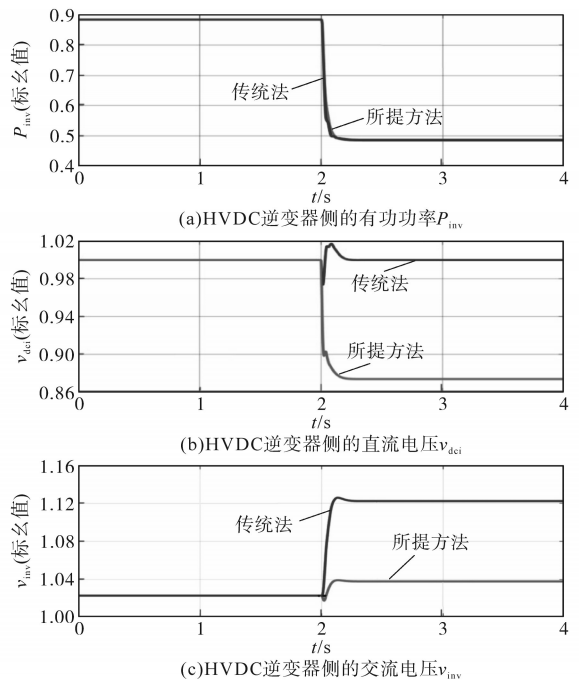


图7 $\Delta P_{\omega} = -0.4$ (标么值) 的阶跃响应

Fig.7 Step responses for $\Delta P_{\omega} = -0.4$ (标么值)

如图7所示,两种方法的有功功率响应基本

相同。由于没有施加下边界,直流电压下降到0.87(标么值)。考虑到控制器的线性特性,在采用该方法的情况下,交流电压从1.02(标么值)增加到1.04(标么值)。然而,使用传统方法,交流电压上升10%。因此,尽管在较大的扰动下,下垂控制与线性化误差相关,但与传统方法相比,交流电压得到了有效的保持。

4 结论

为了在无通信的情况下保持风电变化过程中交流电压的波动在允许范围内,本文提出了一种适用于含海上风电场 HVDC 的 I_{pc}/V_{pc} 下垂控制方法。首先,给出了最优下垂系数的计算方法,并提出了验证最大有功波动量的指导方针。此外,还提出了一个 HVDC 的状态空间模型,并采用根轨迹法分析其稳定性。仿真结果表明,该方法能有效地抑制风力发电对交流电压的影响,验证所提方法的有效性和优越性。

参考文献

- [1] Wu Y, Su P. Economics-and reliability-based design for an offshore wind farm[J]. IEEE Trans. Industry Applications, 2017, 53(6): 5139-5149.
- [2] Sakamuri J N, Rather Z H, Rimez J, *et al.* Coordinated voltage control in offshore HVDC connected cluster of wind power plants[J]. IEEE Trans. Sustainable Energy, 2016, 7(4): 1592-1601.
- [3] Xia Y, Wei W, Yu M, *et al.* Power management for a hybrid AC/DC microgrid with multiple sub grids[J]. IEEE Trans. Power Electron, 2018, 33(4): 3520-3533.
- [4] 王伟,徐燕芬. 适用于功率突变的 MTDC 系统改进下垂控制[J]. 电气传动, 2020, 50(8): 59-64.
Wang Wei, Xu Yanfen. Improved droop control strategy for MT-DC system suitable for changed active power[J]. Electric Drive, 2020, 50(8): 59-64.
- [5] Lin J. Integrating the first HVDC-based offshore wind power into PJM system—a real project case study[J]. IEEE Trans. Industry Applications, 2016, 52(3): 1970-1978.
- [6] Liu H, Chen Z. Contribution of VSC-HVDC to frequency regulation of power systems with offshore wind generation[J]. IEEE Trans. Energy Conversion, 2015, 30(3): 918-926.
- [7] Torres-Olguin RE, Garces A, Molinas M, *et al.* Integration of offshore wind farm using a hybrid HVDC transmission composed by the PWM current-source converter and line-commutated converter[J]. IEEE Trans. Energy Conversion, 2013, 28(1): 125-134.
- [8] Zeng R, Xu L. Hybrid HVDC for integrating wind farms with special consideration on commutation failure[J]. IEEE Trans. Power Delivery, 2017, 31(2): 4199-4209.
- [9] Jung J, Cui S. A new topology of multilevel VSC converter for a hybrid HVDC transmission system[J]. IEEE Trans. Power Electronics, 2017, 32(6): 4199-4209.
- [10] Hahn C, Gee A, Luther M. Modeling and control design of hybrid-LCC and VSC based-HVDC systems[C]//IEEE/PES T&D Conf. and Expo., 2016: 1-6.
- [11] Li Z, Zhan R. Recent developments in HVDC transmission systems to support renewable energy integration[J]. Global Energy Interconnection, 2018, 1(5): 595-601.
- [12] Li Y, Luo L. Realization of reactive power compensation near the LCC-HVDC converter bridges by means of an inductive filtering method[J]. IEEE Trans. Power Electronics, 2012, 27(9): 3908-3923.
- [13] Hammad A, Sadek K. Advanced scheme for AC voltage control at HVDC converter terminals[J]. IEEE Trans. Power Apparatus and System, 1985, 104(3): 697-703.
- [14] Kingfisher K, Lips H. Control method for improving the reactive power characteristic of HVDC links[J]. IEEE Trans. Power Apparatus and System, 1970, 89(6): 1120-1125.
- [15] Volvos N, Galanos G. Damping of power swings in AC tie lines using a parallel DC link operating at constant reactive power control[J]. IEEE Trans. Power Apparatus and System, 1979, 98(2): 416-425.
- [16] Merlin M, Green T C. The alternate arm converter: a new hybrid multilevel converter with DC-fault blocking capability[J]. IEEE Trans. Power Delivery, 2014, 29(1): 310-317.
- [17] Li C, Zhan P. Offshore wind farm integration and frequency support control utilizing hybrid multiterminal HVDC transmission[J]. IEEE Trans. Industry Applications, 2014, 50(4): 2788-2797.
- [18] Han M, Xu D. Hierarchical optimal power flow control for loss minimization in hybrid multi-terminal HVDC transmission system[J]. CSEE Journal of Power and Energy Systems, 2016, 2(1): 40-46.

收稿日期:2021-01-17

修改稿日期:2021-03-05