

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241214

基于正交互能量梯度的直流孤岛协同稳定控制方法

王亮¹, 史宇欣¹, 陶文彪¹, 马静², 赵玉枫², 王泊棕², 柏仲尧²

(1. 国网山西省电力公司电力科学研究院, 山西 太原 030001; 2. 新能源电力系统
国家重点实验室(华北电力大学), 北京 102206)

摘要: 针对高压直流输电系统进入孤岛运行状态因功率不平衡导致频率失稳的问题, 提出一种基于正交互能量梯度的直流孤岛协同控制方法。首先, 建立了直流孤岛系统的动态数学模型, 构建了动态能量模型。然后, 提取表征不同子系统之间的交互能量项, 定量评价出正交互能量是劣化系统稳定性的直接因素。在此基础上, 协同调节风机有功外环指令值以及整流器电流指令值, 补偿直流孤岛系统的正交互能量, 从而实现送端电网功率差额的紧急补偿和频率稳定的快速恢复。最后, 在 RT-LAB 平台搭建了直流孤岛外送系统模型对所提方法进行验证。实验结果表明, 提出的直流孤岛协同控制方法可以显著降低正交互能量对系统稳定性的不利影响, 实现系统频率的快速平稳恢复。

关键词: 直流孤岛外送系统; 交互能量; 协同控制; 频率稳定性

Cooperative stability control method of DC island based on positive interaction energy gradient

WANG Liang¹, SHI Yuxin¹, TAO Wenbiao¹, MA Jing², ZHAO Yufeng², WANG Bozong², BAI Zhongyao²

(1. State Grid Shanxi Electric Power Research Institute, Taiyuan 030001, China; 2. State Key Laboratory of New Energy Power System (North China Electric Power University), Beijing 102206, China)

Abstract: To address the issue of frequency instability caused by power imbalance when a HVDC transmission system enters islanded operation, a cooperative control method for DC islanded systems based on positive interactive energy gradient is proposed. First, a dynamic mathematical model of the DC island system is established, along with a corresponding dynamic energy model. Then, the interaction energy terms between different subsystems are extracted, and the positive interaction energy is quantitatively evaluated as a direct factor that degrades system stability. On this basis, the method coordinates the regulation of the outer-loop active power reference of wind turbines and the current reference of rectifiers to compensate the positive interaction energy of the DC islanded system. This enables emergency compensation for the power difference between the power grid at the sending end and rapid restoration of frequency stability. Finally, a DC islanded system model is built on the RT-LAB platform to verify the proposed method. The experimental results show that the proposed cooperative control method for DC islanded systems can significantly reduce the negative influence of positive interaction energy on system stability and realize rapid and stable recovery of system frequency.

This work is supported by the Key Project of National Natural Science Foundation of China (No. 52130709).

Key words: DC islanded transmission system; interaction energy; cooperative control; frequency stability

0 引言

我国能源与负荷中心逆向分布, 换相换流器型高压直流输电(line commutated converter based high voltage direct current, LCC-HVDC)以经济性好、通流

容量大、运行经验丰富等优势, 在直流输电工程中广泛应用^[1-4]。但是, 在直流投产初期, 送端系统网架相对薄弱, 若此时交流主线路发生故障, 整流站与交流电网之间会失去电气联系, 直流送端系统进入孤岛运行状态, 直流孤岛系统剩余机组的输出功率与直流系统的所需功率在送端换流母线处产生差额, 引发频率失稳的问题^[5-6]。由于风电等新能源的接入, 直流送端系统自身惯量不足, 仅采用传统直

基金项目: 国家自然科学基金重点项目资助(52130709); 国网山西省电力公司科技项目资助(520530230007)

流频率限制器参与调节已不能满足送端系统进入孤岛运行时的调整需求, 对送端系统的稳定性造成严重威胁^[7-8]。因此, 充分挖掘直流送端系统的调控潜力, 建立风机-直流协同控制方法, 对保障电网的安全稳定运行具有重大意义。

目前, 国内外针对上述问题的研究方法主要分为两类, 分别是附加直流频率控制法和协调控制法。附加直流频率控制法主要是利用频率的负反馈, 附加一种可以实时调节有功功率的控制器, 实时补偿直流系统进入孤岛运行时的有功缺额^[9-12]。文献[13]在直流频率下垂控制的基础上, 进一步引入直流虚拟惯量控制, 利用根轨迹法整定了其控制参数, 实现了特高压直流惯性响应和一次调频的协调控制。文献[14]通过系统频率的变化改变特高压直流系统的功率或电流指令, 实现系统功率的平衡, 提高系统的电压和频率稳定性。文献[15]提出了一种基于触发角修正策略的频率与电压解耦方法, 解决了整流侧交流电压与频率的强耦合问题, 优化了 HVDC 的调频功能。文献[16-17]模拟同步发电机惯量, 设计了直流虚拟惯量控制, 以系统频率导数与频率偏差作为输入量, 增强了系统的惯量, 并参与频率下垂控制以实现直流系统的调频。协调控制法是利用自身现有的机组、直流模块进行低频减载等协调控制, 达到有功功率的平衡^[18-20]。文献[21]提出了协调直流频率限制控制器(frequency limiting controller, FLC)、机组一次调频的频率稳定控制策略, 成功抑制孤岛系统的超低频振荡, 实现孤岛系统的安全稳定运行。文献[22]提出了一种连接孤岛风电场的混合直流系统对送端电网的频率控制方法, 通过混合级联直流系统在换流器重载运行下的改进频率控制, 风电场参与调频的同时直流传输电流也能得到支撑, 使得混合直流系统与风电场共同支撑送端系统频率。文献[23-25]提出了一种直流有功紧急协调平衡的方法, 在多回直流输电系统中一回直流因故障停运, 其他直流线路利用直流紧急功率协调支援来维持整个送端系统的频率稳定性。但是上述研究未能从直流孤岛系统失稳机理的角度出发, 无法定量地确定造成系统失稳的关键环节, 因此无法做到精准有效的调节。

针对上述问题, 本文从利用动态能量阐明直流孤岛系统失稳的角度出发, 建立了直流孤岛送端系统的数学模型以及能量模型, 通过能量的量化分析揭示了一次调频子系统与锁相环子系统的正交互能量、一次调频子系统与整流侧定电流子系统的正交互能量、双馈风机子系统与交流滤波器子系统的正交互能量、交流滤波器子系统与整流侧定电流子系

统的正交互能量以及直流线路子系统与整流侧定电流子系统的正交互能量是使送端系统进入孤岛运行时能量不收敛的关键交互环节, 协同调节风机有功外环指令值以及整流器电流指令值, 补偿直流孤岛系统的正交互能量, 实现送端系统功率差额的紧急补偿和系统频率稳定的快速恢复。

1 直流送端系统能量建模

1.1 直流送端系统动态数学模型

送端系统进入孤岛运行后, 充分挖掘送端系统自身的调频潜力, 要先建立其数学模型。在采用电网电压矢量定向 dq 坐标系下, 可划分为 7 个子系统, 分别是虚拟惯量子系统、锁相环子系统、惯量控制子系统、双馈风机子系统、交流滤波器子系统、整流侧定电流子系统和直流线路子系统, 如图 1 所示。

1) 虚拟惯量子系统的数学模型

考虑双馈风机的虚拟惯量控制, 根据图 1 可以得到虚拟惯量子系统的动态数学模型, 如图 1 所示。

$$\begin{cases} K_{\text{dvic}} \frac{d\Delta\omega_{\text{pll}}}{dt} = -K_{\text{pvic}} x_1 + H_{x1} \\ T_{\text{pll}} \frac{dx_1}{dt} = -x_1 + \Delta\omega_{\text{pll}} + H_{y1} \\ H_{x1} = -\Delta P_{\text{eref}} + \Delta P_{\text{eref}}^* \\ H_{y1} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中: K_{dvic} 和 K_{pvic} 分别为虚拟惯量子系统微分环节的比例系数和一阶滞后环节的比例系数; $\Delta\omega_{\text{pll}}$ 为锁相环转速的变化量; x_1 为当前一阶滞后链路的状态变量; T_{pll} 为锁相环子系统时间常数; ΔP_{eref} 为双馈风机功率指令值的变化量; ΔP_{eref}^* 为双馈风机输入功率的变化量。

2) 锁相环子系统的数学模型

根据图 1 直流送端系统的控制结构, 将锁相环 PI 控制器中积分链路和锁相环锁相角作为状态变量, 构建锁相环子系统的二阶数学模型, 如式(2)所示。

$$\begin{cases} \frac{d\Delta x_{\text{pll}}}{dt} = U_{s0} \Delta\theta_{\text{pll}} + H_{x3} \\ \frac{d\Delta\theta_{\text{pll}}}{dt} = K_{\text{p_pll}} U_{s0} \Delta\theta_{\text{pll}} + K_{\text{i_pll}} \Delta x_{\text{pll}} + H_{y3} \\ H_{x3} = -U_{s0} \Delta\theta_s \\ H_{y3} = -K_{\text{p_pll}} \Delta\theta_s \end{cases} \quad (2)$$

式中: Δx_{pll} 为当前环路 PI 控制器中积分链路的状态变量; U_{s0} 为送端系统正常运行时并网点的电压; $\Delta\theta_{\text{pll}}$ 为锁相环相角的变化量; $\Delta\theta_s$ 为送端系统相角

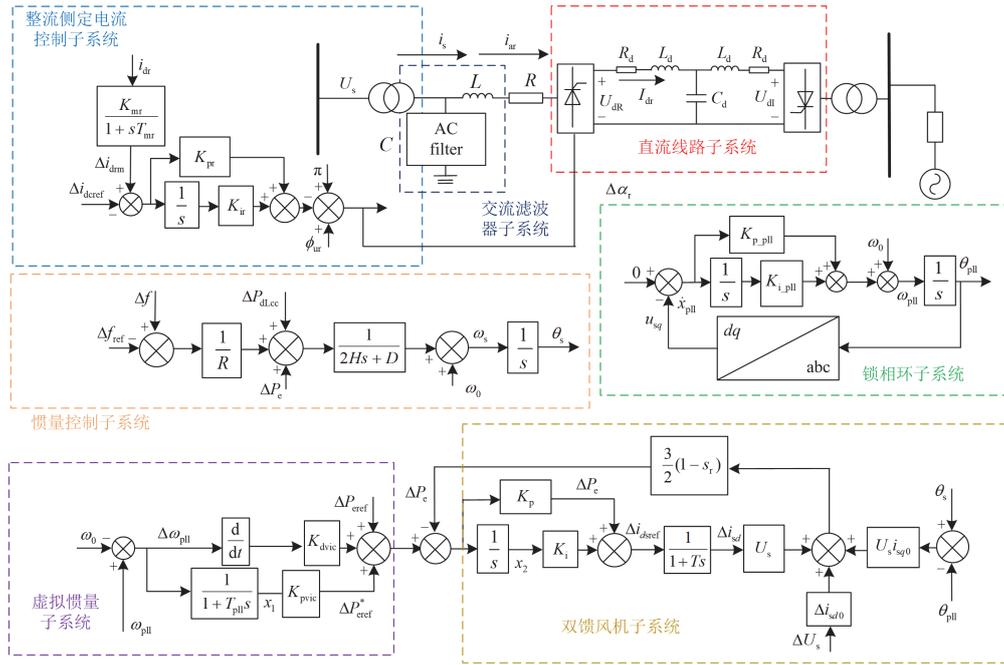


图 1 直流送端系统拓扑图

Fig. 1 Topology of the DC feeder system

的变化量； $K_{p,pll}$ 和 $K_{i,pll}$ 分别为锁相环子系统 PI 控制器的比例系数和积分系数。

3) 惯量控制子系统的数学模型

根据图 1 直流送端系统的控制结构，将风电机组、火电机组以及直流系统输出的有功功率作为送端系统的频率调节输入，选取送端系统频率变化量以及相角变化量作为惯量控制二阶子系统的状态变量，可得到惯量控制子系统的数学模型。

$$\begin{cases} \frac{d\Delta\theta_s}{dt} = 2\pi\Delta f + H_{x2} \\ 4\pi H \frac{d\Delta f}{dt} = \left(\frac{1}{R} - 2\pi D\right)\Delta f + \frac{3}{2}(1-s_r)\Delta\theta_s + H_{y2} \\ H_{x2} = -2\pi\Delta f_{ref} \\ H_{y2} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_{s0}\sin\alpha_{r0}i_{dr0}\Delta\alpha_r - \frac{3}{\pi}x_{sr}i_{dr0}\Delta i_{dr} + \\ \frac{3\sqrt{2}}{\pi}\cos\alpha_{r0}i_{dr0}\Delta U_s + u_{dr0}\Delta i_{dr} + \\ \frac{3}{2}(1-s_r)[U_{s0}\Delta i_{sd} + \Delta U_s i_{sd0} - U_{s0}i_{sq0}\Delta\theta_{pll}] \end{cases} \quad (3)$$

式中： Δf 为送端系统频率变化量； H 为送端系统惯量； R 为调速器调差系数； D 为送端系统的阻尼系数； s_r 为双馈风机的转差率； Δf_{ref} 为送端系统频率参考值的变化量； α_{r0} 为送端系统稳态运行时整流侧的稳态触发角； $\Delta\alpha_r$ 为触发角变化量； i_{dr0} 为送端

系统稳态运行时整流侧稳态电流； x_{sr} 为整流侧的换相电抗； Δi_{dr} 为整流侧直流电流变化量； u_{dr0} 为送端系统稳态运行时整流侧稳态电压； Δi_{sd} 为双馈风机定子 d 轴电流的变化量； i_{sd0} 、 i_{sq0} 分别为双馈风机定子 d 、 q 轴的电流。

4) 双馈风机子系统的数学模型

根据图 1 的控制结构，将双馈风机子系统 PI 控制器中的积分链路和定子 d 轴电流作为状态变量，建立双馈风机子系统的二阶数学模型，如式(4)所示。

$$\begin{cases} \frac{dx_2}{dt} = \frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}\Delta i_{sd} + H_{x4} \\ T_d \frac{d\Delta i_{sd}}{dt} = \left[\frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}K_p - 1\right]\Delta i_{sd} + K_i x_2 + H_{y4} \\ H_{x4} = \Delta P_{eref}^* + \frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}i_{sq0}(\Delta\theta_s - \Delta\theta_{pll}) + \\ \frac{3}{2}(s_r - 1)\Delta U_s i_{sd0} \\ H_{y4} = K_p \Delta P_{eref}^* + \frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}i_{sq0}K_p(\Delta\theta_s - \Delta\theta_{pll}) + \\ \frac{3}{2}K_p(s_r - 1)\Delta U_s i_{sd0} \end{cases} \quad (4)$$

式中： x_2 为当前环路 PI 控制器中积分链路的状态变量； T_d 为双馈风机变频器 d 轴时间常数； K_p 和 K_i 分别为双馈风机子系统 PI 控制器的比例系数和积

分系数; ΔU_s 为送端系统并网点电压的变化量。

5) 交流滤波器子系统的数学模型

根据图 1 直流送端系统的控制结构, 考虑到交流线路滤波器的无功支撑作用, 构建交流滤波器子系统的二阶数学模型, 如式(5)所示。

$$\begin{cases} C \frac{d\Delta U_s}{dt} = -\Delta i_{sq} + H_{x5} \\ T_q \frac{d\Delta i_{sq}}{dt} = -\Delta i_{sq} + H_{y5} \\ H_{x5} = \Delta i_{ar} - \Delta i_{sd} \\ H_{y5} = \Delta i_{qref} \end{cases} \quad (5)$$

式中: C 为交流滤波器等效电容; Δi_{sq} 为双馈风机定子 q 轴电流的变化量; T_q 为双馈风机变流器 q 轴时间常数; Δi_{ar} 为送端系统换流站交流侧电流的变化量; Δi_{qref} 为双馈风机 q 轴电流指令值的变化量。

6) 整流侧定电流子系统的数学模型

根据图 1 的控制结构, 选择触发角变化量 $\Delta \alpha_r$ 和整流侧直流电流变化量 Δi_{dr} 作为状态变量, 建立整流侧定电流控制子系统的数学模型, 如式(6)所示。

$$\begin{cases} \frac{d\Delta \alpha_r}{dt} = -\frac{K_{pr} K_{mr}}{T_{mr}} \Delta i_{dr} + H_{x6} \\ L_d \frac{d\Delta i_{dr}}{dt} = -\left(R_d + \frac{3}{\pi} x_{sr}\right) \Delta i_{dr} - \frac{3\sqrt{2}}{2\pi} \Delta \alpha_r + H_{y6} \\ H_{x6} = K_{ir} \Delta i_{dcref} + \frac{K_{pr} - K_{ir} T_{mr}}{T_{mr}} \Delta i_{drm} \\ H_{y6} = -\Delta U_d + \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \alpha_{i0} \Delta U_s \end{cases} \quad (6)$$

式中: K_{pr} 和 K_{ir} 分别为 PI 控制器的比例和积分参数; K_{mr} 为整流侧直流电流模块的增益; T_{mr} 为整流侧直流电流模块的时间常数; R_d 和 L_d 分别为直流动态线路电阻和电感; Δi_{dcref} 为电流参考值变化量; Δi_{drm} 为整流侧直流电流的测量值变化量; ΔU_d 为电容电压变化量。

7) 直流线路子系统的数学模型

考虑到直流外送系统进入孤岛运行直流线路的动态过程, 建立了直流动态线路子系统的数学模型, 如式(7)所示。

$$\begin{cases} C_d \frac{d\Delta U_d}{dt} = -\Delta i_{di} + H_{x7} \\ L_d \frac{d\Delta i_{di}}{dt} = -\left(\frac{3}{\pi} x_{si} + R_d\right) \Delta i_{di} + \Delta U_d + H_{y7} \\ H_{x7} = \Delta i_{dr} \\ H_{y7} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} u_{ai0} \sin \gamma_0 \Delta \gamma_m - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 \Delta u_{aim} \end{cases} \quad (7)$$

式中: C_d 为直流线路对地电容; Δi_{di} 为逆变侧直流电流变化量; x_{si} 为逆变侧的换相电抗; u_{ai0} 为正常运行时逆变侧的稳态电压; γ_0 为逆变侧熄弧角稳态值; $\Delta \gamma_m$ 为熄弧角变化量; Δu_{aim} 为逆变侧电压的变化量。

1.2 LCC-HVDC 能量模型

将式(1)一式(7)中广义电容、电感和电阻分别统一表示为 C 、 L 和 K_R , K_C 和 K_L 为常数项, 广义电压、电流均统一分别表示为 ΔU 和 ΔI , 影响电压 ΔU 的交互环节 H_{x1} 、 H_{x2} 和 H_{x3} 等均统一表示为 H_x , 影响电流 ΔI 的交互环节 H_{y1} 、 H_{y2} 和 H_{y3} 等均统一表示为 H_y 。则式(1)一式(7)均可写成如式(8)所示的通式形式。

$$\begin{cases} C \frac{d\Delta U}{dt} = -K_L \Delta I + H_x \\ L \frac{d\Delta I}{dt} = -K_R \Delta I + K_C \Delta U + H_y \end{cases} \quad (8)$$

基于式(8), 可以构建上述互联系统中各子系统的能量模型, 利用首次积分法^[26-27]表示为

$$\begin{cases} V_s = \frac{1}{2} C K_C \Delta U^2 + \frac{1}{2} L K_L \Delta I^2 \\ V_d = -K_L K_R \int \Delta I^2 dt \\ V_t = K_C \int H_x \Delta U dt + K_L \int H_y \Delta I dt \\ \dot{V}_s = \dot{V}_d + \dot{V}_t \end{cases} \quad (9)$$

式中: V_s 表示系统的存储能量, 其第一项和第二项分别表示广义电容 C 和电感 L 中存储的电场能量和电磁能量; V_d 表示广义电阻 K_R 上的耗散能; V_t 表示不同子系统之间的相互作用能。在 V_t 中, 第一项通过交互环节 H_x 反映相互作用能, 第二项通过交互环节 H_y 反映相互作用能。从 V_t 可以看出, 每个交互环节都对应着一个相互作用能的项。

根据李雅普诺夫第二法判断, 存储能量变化率 $\dot{V}_s(t) < 0$ 时, 存储能量随时间的推移逐渐衰减, 直流送端系统是渐进稳定的。

2 基于交互能量的直流孤岛频率控制策略

存储能量变化率等于耗散能量变化率与交互能量变化率之和。分析直流外送系统的存储能量相当于对耗散能量和交互能量分别分析, 找到影响稳定性的关键环节。由附录 A 可知, 耗散能量恒有利于存储能量衰减, 对稳定性恒有利; 而交互能量项包含迫使能量进行衰减或累积的分量, 部分对稳定性有利, 而部分对稳定性不利, 因此需要对各个子系统间的交互能量进行分析, 筛选对稳定性不利的分

量进行补偿。

1) 惯量控制子系统与锁相环子系统的交互能量 $V_{\text{IFPC-PLL}}$ 分析

由于直流外送系统进入孤岛运行状态时系统相角与锁相环锁相角变化趋势相同, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{IFPC-PLL1}} > 0$, 如式(10)所示, 其是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IFPC-PLL1}} = U_{s0} K_p \Delta \theta_s \Delta \theta_{\text{pll}} > 0 \quad (10)$$

由于孤岛运行时双馈风机并网 q 轴电压的变化量 $\Delta u_{sq} > 0$, 对于 Δx_{pll} 的控制环节有 $\Delta x_{\text{pll}} = \int -\Delta u_{sq} dt < 0$, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{IFPC-PLL2}} < 0$, 如式(11)所示, 其不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IFPC-PLL2}} = -K_{i\text{pll}} U_{s0} \Delta \theta_s \Delta x_{\text{pll}} < 0 \quad (11)$$

基于交互能量 $V_{\text{IFPC-PLL}}$ 的上述分析可知, 对于惯量控制子系统与锁相环子系统的交互能量 $V_{\text{IFPC-PLL}}$, 只有 $\dot{V}_{\text{IFPC-PLL1}}$ 是导致直流外送系统失稳的主要因素。

2) 惯量控制子系统与交流滤波器子系统的交互能量 $V_{\text{IFPC-LC}}$ 分析

对于交互环节 $\dot{V}_{\text{IFPC-LC}}$, 直流孤岛运行时送端并网点电压降低, 系统频率下降, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{IFPC-LC}} < 0$, 如式(12)所示, 其不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IFPC-LC}} = -6\sqrt{2} \cos \alpha_{t0} i_{\text{dr0}} \Delta U_s \Delta f \quad (12)$$

式中: Δf 为系统频率变化量。

3) 惯量控制子系统与双馈风机子系统及锁相环子系统的交互能量 $V_{\text{IFPC-DFIG-PLL}}$ 分析

将惯量控制子系统与双馈风机子系统的交互能量和惯量控制子系统与锁相环子系统的交互能量合并分析, 由于系统相角的变化量 $\Delta \theta_s$ 与锁相环锁相角的变化量 $\Delta \theta_{\text{pll}}$ 相差不大, 即 $\Delta \theta_s - \Delta \theta_{\text{pll}} \approx 0^\circ$, 如式(13)所示, 其不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IFPC-DFIG-PLL}} = \frac{9}{4} (s_r - 1)^2 K_p \Delta i_{sd} (\Delta \theta_{\text{pll}} - \Delta \theta_s) + \frac{3}{2} (s_r - 1) K_i x_2 (\Delta \theta_s - \Delta \theta_{\text{pll}}) \approx 0 \quad (13)$$

交互环节 $\dot{V}_{\text{IDFIGref}}$ 如式(14)所示。

$$\dot{V}_{\text{IDFIGref}} = \frac{3}{2} (1 - s_r) U_{s0} K_p \Delta P_{\text{eref}}^* \Delta i_{sd} + K_i \Delta P_{\text{eref}}^* x_2 + \Delta i_{q\text{ref}} \Delta i_{sq} \quad (14)$$

式中: $\Delta i_{q\text{ref}}$ 为双馈风机内环 q 轴电流的指令值。

ΔP_{eref}^* 、 $\Delta i_{q\text{ref}}$ 都是可以调节的量, 系统孤岛运行时, 调节指令值可以调整双馈风机的出力, 快速做到功率平衡, 因此 $\dot{V}_{\text{IDFIGref}}$ 属于待调节的量。

双馈风机进入孤岛运行时, 内环 dq 轴电流满足双馈风机内外环控制结构, 如式(15)所示。

$$\begin{cases} \Delta I_{\text{dref}} = K_p (\Delta P_{\text{eref}} - \Delta P_e) + K_i \int (\Delta P_{\text{eref}} - \Delta P_e) dt \\ \Delta I_{q\text{ref}} = 0 \end{cases} \quad (15)$$

式中: ΔI_{dref} 为双馈风机内环 d 轴电流的指令值; ΔP_e 为双馈风机外环有功功率。

由式(14)和式(15)可以化简双馈风机的待调节量, 如式(16)所示。

$$\dot{V}_{\text{IDFIGref}} = \frac{3}{2} (1 - s_r) U_{s0} K_p \Delta P_{\text{eref}}^* \Delta i_{sd} + K_i \Delta P_{\text{eref}}^* x_2 \quad (16)$$

4) 惯量控制子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{IFPC-R}}$ 分析

直流孤岛运行时系统频率 Δf 下降, 触发角 $\Delta \alpha_r$ 升高, 整流侧直流电流 Δi_{dr} 下降, 即 $\Delta \alpha_r \Delta f < 0$, $\Delta i_{\text{dr}} \Delta f > 0$, 如式(17)~式(19)所示, 得出交互能量 $V_{\text{IFPC-R1}}$ 、 $V_{\text{IFPC-R2}}$ 以及 $V_{\text{IFPC-R3}}$ 对多源直流外送系统稳定性的影响。

$$\dot{V}_{\text{IFPC-R1}} = 6\sqrt{2} U_{s0} \sin \alpha_{t0} i_{\text{dr0}} \Delta \alpha_r \Delta f < 0 \quad (17)$$

$$\dot{V}_{\text{IFPC-R2}} = 6x_{\text{sr}} i_{\text{dr0}} \Delta i_{\text{dr}} \Delta f > 0 \quad (18)$$

$$\dot{V}_{\text{IFPC-R3}} = -2\pi u_{\text{dr0}} \Delta i_{\text{dr}} \Delta f < 0 \quad (19)$$

交互能量 $V_{\text{IFPC-R2}}$ 是导致多源直流外送系统失稳的主要因素, $V_{\text{IFPC-R1}}$ 和 $V_{\text{IFPC-R3}}$ 不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

5) 双馈风机子系统与交流滤波器子系统的交互能量 $V_{\text{IDFIG-LC}}$ 分析

由于孤岛运行时 $\Delta P_{\text{eref}}^* - \Delta P_{\text{eref}} > 0$, 对于 x_2 的控制环节有 $x_2 = \int (\Delta P_{\text{eref}}^* - \Delta P_{\text{eref}}) dt > 0$, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{IDFIG-LC1}} > 0$, 如式(20)所示, 其是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IDFIG-LC1}} = \frac{3}{2} (s_r - 1) i_{sd0} K_i \Delta U_s x_2 > 0 \quad (20)$$

系统孤岛运行并网电压 $\Delta U_s < 0$, 双馈风机定子 d 轴电流 $\Delta i_{sd} < 0$, 即 $\Delta U_s \Delta i_{sd} > 0$, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{IDFIG-LC2}} < 0$, 如式(21)所示, 其不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{IDFIG-LC2}} = -\frac{9}{4} K_p (s_r - 1)^2 U_{s0} i_{sd0} \Delta U_s \Delta i_{sd} < 0 \quad (21)$$

基于交互能量 $V_{\text{IDFIG-LC}}$ 的上述分析可知, 对于双馈风机子系统与交流滤波器子系统的交互能量 $V_{\text{IDFIG-LC}}$, 只有 $\dot{V}_{\text{IDFIG-LC1}}$ 是导致直流外送系统失稳的主要因素。

6) 交流滤波器子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{ILC-R}}$ 分析

直流孤岛运行时并网电压下降, 整流侧电流下降, 即 $\Delta U_s \Delta i_{\text{dr}} > 0$, 因此交互环节 $\dot{V}_{\text{ILC-R}} > 0$, 如式(22)所示, 其是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

$$\dot{V}_{\text{ILC-R}} = \frac{K_{\text{pr}} K_{\text{mr}}}{T_{\text{mr}}} \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \alpha_{r0} \Delta U_s \Delta i_{\text{dr}} > 0 \quad (22)$$

7) 直流线路子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{IDC-R}}$ 分析

$$\dot{V}_{\text{IDC-R1}} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} \sin \alpha_{r0} \frac{K_{\text{pr}} - K_{\text{ir}} T_{\text{mr}}}{T_{\text{mr}}} \Delta i_{\text{drm}} \Delta \alpha_r < 0 \quad (23)$$

$$\dot{V}_{\text{IDC-R2}} = -\frac{K_{\text{pr}} K_{\text{mr}}}{T_{\text{mr}}} \Delta U_d \Delta i_{\text{dr}} < 0 \quad (24)$$

$$\dot{V}_{\text{IDC-R3}} = \Delta i_{\text{dr}} \Delta U_d > 0 \quad (25)$$

$$\dot{V}_{\text{IDC-R4}} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} u_{\text{a10}} \sin \gamma_0 \Delta \gamma_m \Delta i_{\text{di}} - \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \gamma_0 \Delta u_{\text{aim}} \Delta i_{\text{di}} < 0 \quad (26)$$

由于 $K_{\text{pr}} - K_{\text{ir}} T_{\text{mr}} \ll 0$, 直流孤岛运行时, 直流电压降低, $\Delta i_{\text{drm}} \Delta \alpha_r < 0$, $\Delta U_d \Delta i_{\text{dr}} > 0$, $\Delta \gamma \Delta i_{\text{di}} < 0$, $\Delta u_{\text{aim}} \Delta i_{\text{di}} < 0$, 得出交互能量 $V_{\text{IDC-R1}}$ 、 $V_{\text{IDC-R2}}$ 、 $V_{\text{IDC-R3}}$ 以及 $V_{\text{IDC-R4}}$ 对多源直流外送系统稳定性的影响。其中: $\Delta \gamma$ 为逆变侧熄弧角变化量。

交互能量 $V_{\text{IDC-R3}}$ 是导致多源直流外送系统失稳的主要因素, $V_{\text{IDC-R1}}$ 、 $V_{\text{IDC-R2}}$ 和 $V_{\text{IDC-R4}}$ 不是导致多源直流外送系统失稳的主要因素。

交互环节如式(27)所示。

$$\dot{V}_{\text{ILCCref}} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} U_{s0} \sin \alpha_{r0} K_{\text{ir}} \Delta i_{\text{dcref}} \Delta \alpha_r \quad (27)$$

直流整流侧直流电流的指令值 Δi_{dcref} 是可以调节的量, 系统孤岛运行时, 调节直流电流指令值可以改变送端的外送功率, 从而支撑系统频率, 因此 \dot{V}_{ILCCref} 属于待调节的量。

由上述分析可以得出一次调频子系统与锁相环子系统交互项 $\dot{V}_{\text{IFPC-PLL1}}$ 、一次调频子系统与整流侧定电流子系统交互项 $\dot{V}_{\text{IFPC-R2}}$ 、双馈风机子系统与交流滤波器子系统交互项 $\dot{V}_{\text{IDFIG-LC1}}$ 、交流滤波器子系统与整流侧定电流子系统交互项 $\dot{V}_{\text{ILC-R}}$ 以及直流线路子系统与整流侧定电流子系统交互项 $\dot{V}_{\text{IDC-R3}}$ 是导

致直流送端系统失稳的主要因素, 因此为了保证孤岛后系统的稳定, 需要用可调节项 $\dot{V}_{\text{IDFIGref}}$ 和 \dot{V}_{ILCCref} 对它们进行补偿。通过实时调节控制指令值, 使待调节项产生与被调节项能量变化率幅值相同、符号相反的补偿项, 抵消使系统能量不断累积的不利项, 从而达到精确补偿的效果。

改变双馈风机的待调节量 ΔP_{eref}^* 和整流侧定电流的指令值 Δi_{dcref} , 补偿结果如式(28)。

$$\begin{cases} \Delta P_{\text{eref}}^* = \frac{K_{\text{p,pll}} \Delta \theta_s \Delta \theta_{\text{pll}} + \frac{3}{2} (s_r - 1) K_i \Delta U_s x_2}{\left[\frac{3}{2} (s_r - 1) K_p \Delta i_{\text{sd}} - K_i x_2 \right]} \\ \Delta i_{\text{dcref}} = \frac{\left(6x_{\text{sr}} i_{\text{dr0}} \Delta i_{\text{dr}} \Delta f + \Delta i_{\text{dr}} \Delta U_d + \frac{K_{\text{pr}} K_{\text{mr}}}{T_{\text{mr}}} \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cos \alpha_{r0} \Delta U_s \Delta i_{\text{dr}} \right)}{\frac{3\sqrt{2}}{\pi} \sin \alpha_{r0} K_{\text{ir}} \Delta \alpha_r} \end{cases} \quad (28)$$

如图2所示, 实时采集系统状态变量, 按照式(28)进行计算, 可以得到实时的双馈风机有功指令值和整流侧定电流指令值, 补偿正交互能量, 保证系统的存储能量 $\dot{V}_s(t)$ 恒为负值, 进而保证稳定性。

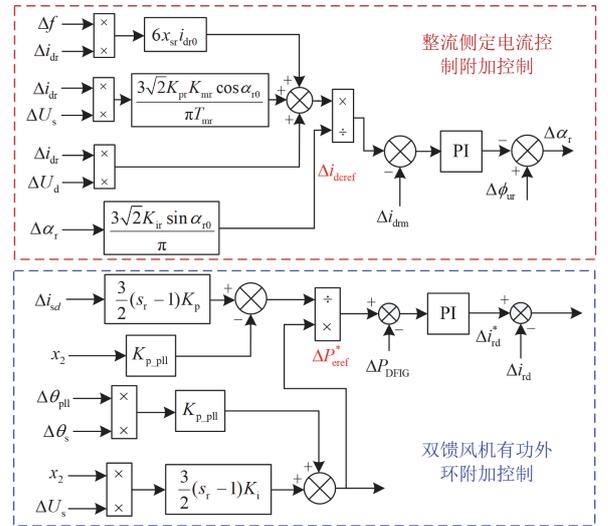


图2 风机-直流协同附加控制

Fig. 2 DFIG-DC cooperative additional control

3 仿真验证

本文采用的硬件在环实验平台由具备全电磁暂态仿真能力的 RT-LAB、基于 PX1 协议的 CPU 芯片构成的控制器、示波器以及计算机构成, 如图3所示。基于 RT-LAB 仿真平台搭建半物理仿真模型, 建立如图2所示的风机-直流协同附加控制, 仿真设

置交流侧在 5.0 s 时切除不同容量的电网来模拟直流送端系统进入孤岛运行状态。当直流送端系统切除交流电网时，直流送端系统会从联网运行模式转为孤岛运行模式，这将会导致直流送端产生大量的有功缺额，造成频率失稳。为了验证协同控制方法的有效性，主要对以下两种场景进行仿真，场景一是切除 50%大容量电网，送端系统自身的容量不足以弥补切除电网产生的有功缺额，从而频率持续跌落，最终造成系统失稳；场景二是切除 20%小容量电网，送端系统自身的容量足以弥补切除电网产生的有功缺额，虽然频率跌落但能恢复。

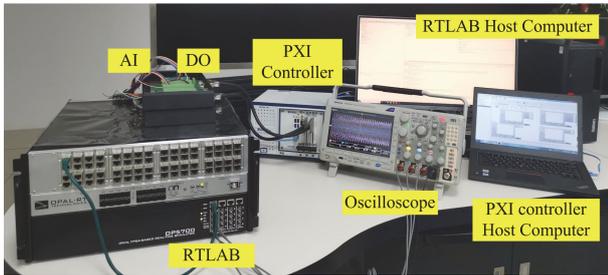


图 3 硬件在环测试平台

Fig. 3 Hardware-in-loop test platform

场景一仿真结果如图 4—图 6 所示，直流送端系统 5.0 s 时切除 50%大容量电网，直流送端系统进入孤岛运行。因此送端侧产生大量的有功缺额，火电机组输出有功功率会瞬间升高，但由于其自身的预备容量不足以补偿产生的有功功率缺额，直流并网线路的传输有功功率会下降，但仅靠直流送端系统自身的控制不足以达成有功功率速降，在未达到功率平衡前，发电机功角失步，频率无法回升，在 7.02 s 时系统失稳。加入补偿后，基于频率、并网电压

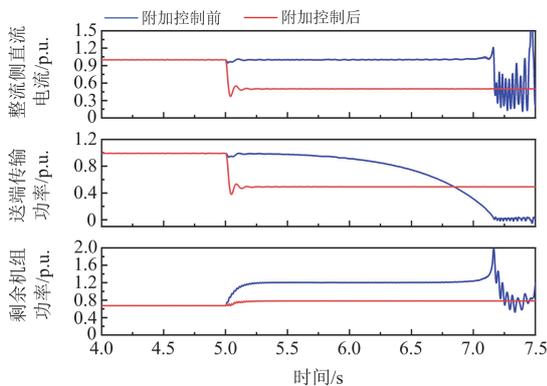


图 4 场景一整流侧电流、直流并网母线传输功率、发电机电磁功率

Fig. 4 Rectifier side current, DC grid-connected bus transmission power, and generator electromagnetic power in Scene 1

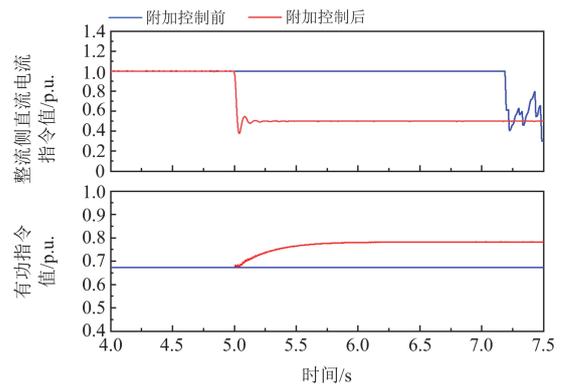


图 5 场景一整流侧直流电流指令值及双馈风机有功指令值
Fig. 5 DC current command value of rectifier side and active power command value of doubly-fed wind turbine in Scene 1

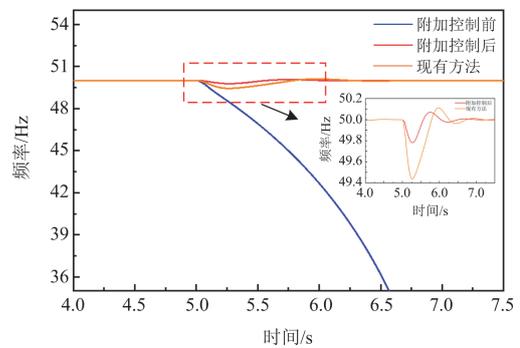


图 6 场景一送端系统频率

Fig. 6 Sending-end system frequency in Scene 1

等状态变量的负反馈作用，送端系统整流侧直流电流参考值下降为 0.5 p.u.左右，直流电流跟随电流指令值下降，进而控制直流外送的有功功率减少，直流送端的有功功率逐渐平衡，送端系统频率能恢复稳定。

将本文方法与现有方法进行对比，现有方法补偿的频率最低点为 49.45 Hz，频率最高点为 50.12 Hz，7.35 s 时恢复稳定；而本文所提协同控制法频率最低点为 49.81 Hz，最高点为 50.06 Hz，6.81 s 时恢复稳定，恢复时间缩短 0.54 s，因此本方法较现有方法相比，频率的波动幅度降低，可以更快地恢复到稳定运行状态。

场景二仿真结果如图 7—图 9 所示，直流送端系统 5.0 s 时切除 20%小容量电网，进入孤岛运行。由于切除的电网容量比较小，剩余的火电机组仍有有功功率裕度支撑整个送端系统的惯量，补偿产生的有功功率缺额，系统不失稳。无附加控制时，频率最低点为 49.69 Hz，频率最高点为 50.11 Hz，7.76 s 恢复稳定。现有控制方法频率最低点为 49.84 Hz，

频率最高点为 50.04 Hz, 6.98 s 恢复稳定。本文采用的风机-直流协同附加控制方法, 频率最低点为 49.97 Hz, 最高点为 50.01 Hz, 频率的波动幅度降低, 6.21 s 恢复稳定, 恢复时间缩短 0.77 s。

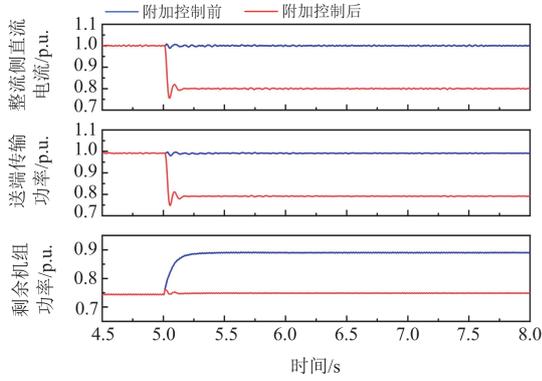


图 7 场景二整流侧电流、直流并网母线传输功率、发电机电磁功率

Fig. 7 Rectifier side current, DC grid-connected bus transmission power, and generator electromagnetic power in Scene 2

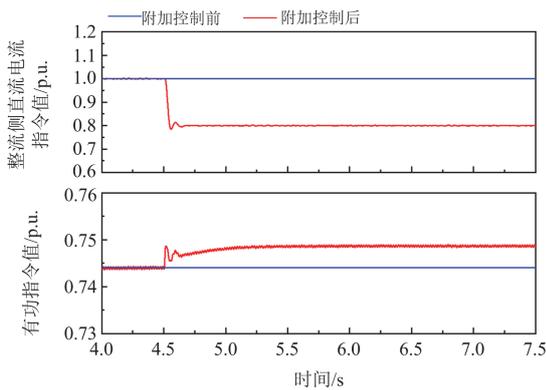


图 8 场景二整流侧直流电流指令值及双馈风机有功指令值
Fig. 8 DC current command value of rectifier side and active power command value of doubly-fed wind turbine in Scene 2

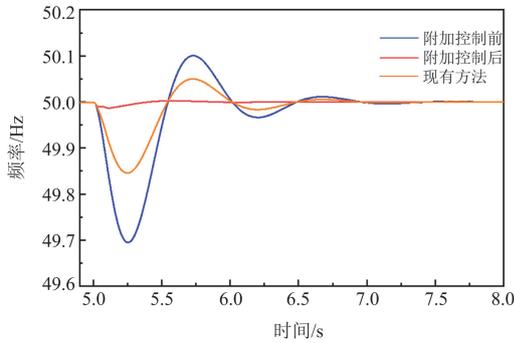


图 9 场景二送端系统频率
Fig. 9 Sending system frequency in Scene 2

下面对切除占比 50%大容量电网和切除占比 20%小容量电网这两种场景进行能量验证。

首先对场景一切除占比 50%大容量电网工况进行能量验证, 如图 10 所示, 可以看出, 在无附加控制时, 不利于送端系统稳定的关键交互能量进入孤岛运行状态, 能量是发散的, 系统处于失稳状态, 附加控制后, 能量收敛到定值, 系统重新回到稳定状态。并且从总能量中也能看出, 附加控制前送端系统的总能量处于发散状态, 系统失稳; 附加控制后总能量收敛于一个负值, 系统稳定, 与理论推导部分得出的结论一致。同理, 对场景二切除占比 20%大容量电网工况进行能量验证, 如图 11 所示, 可以看出, 在附加控制后, 不利于送端系统稳定的关键交互能量明显收敛, 且附加控制后总能量收敛于一个负值, 系统更加稳定, 与理论推导部分得出的结论一致。

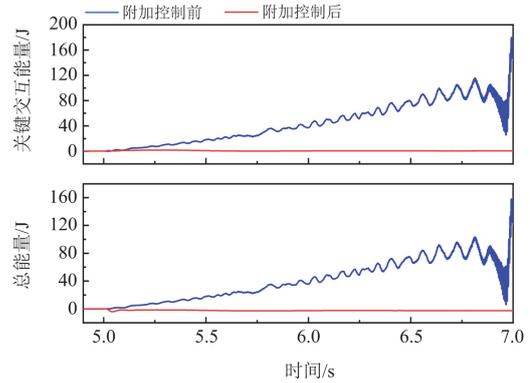


图 10 切除占比 50%大容量电网时关键交互能量及总能量
Fig. 10 Key interaction energy and total energy when cutting out 50% of the large-capacity grid

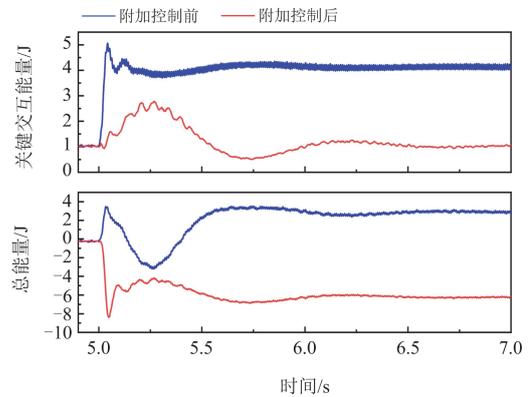


图 11 切除占比 20%小容量电网时关键交互能量及总能量
Fig. 11 Key interaction energy and total energy when cutting out 20% of the small-capacity grid

4 结论

本文提出了一种基于正交互能量梯度的直流孤岛协同控制方法,实现了系统频率稳定的快速恢复,得到如下结论。

1) 送端系统进入孤岛运行,惯量控制子系统与锁相环子系统的交互能量 $V_{\text{IFC-PLL1}}$ 、惯量控制子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{IFC-R2}}$ 、双馈风机子系统与交流滤波器子系统的交互能量 $V_{\text{IDFIG-LC1}}$ 、交流滤波器子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{ILC-R}}$ 以及直流线路子系统与整流侧定电流子系统的交互能量 $V_{\text{IDC-R3}}$ 是导致直流孤岛系统失稳的主要因素。

2) 送端系统风机的有功指令值和整流侧的电流指令值为可调节量,因此本文构建了一种可以实时调节风机有功外环指令值和电流指令值的方法。

3) 通过对风机有功外环指令值和电流指令值的协同调节,补偿了不利于送端系统稳定的正交互能量项,紧急补偿送端系统的功率差额,从而使直流孤岛系统的功率快速平衡、频率快速恢复。

附录 A

对于耗散项,考虑到能量模型中的广义电阻 K_L 、 K_R 均同号,因此对于耗散能对时间的变化率 $\dot{V}_d(t)$ 有

$$\begin{aligned} \dot{V}_d(t) = & -K_{\text{pvic}}x_1^2 - 2\pi\left(\frac{1}{R} - 2\pi D\right)\Delta f^2 - \\ & \frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}\left[\frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}K_p - 1\right]\Delta i_{sd}^2 - \\ & \left(\frac{3}{\pi}x_{si} + R_d\right)\Delta i_{di}^2 - \frac{K_{pr}K_{mr}}{T_{mr}}\left(R_d + \frac{3}{\pi}x_{sr}\right)\Delta i_{dr}^2 - \\ & K_{p,pll}U_{s0}^2\Delta\theta_{pll}^2 - \Delta i_{sq}^2 < 0 \end{aligned} \quad (\text{A1})$$

可知多源直流外送系统的耗散能 $V_d(t)$ 有利于存储能量 $V_s(t)$ 衰减,有助于系统尽快恢复到平衡状态。

交互能量对时间的变化率 $\dot{V}_i(t)$ 的符号取值受到 H_x 和 ΔU 、 H_y 和 ΔI 间的相位关系以及常数项 K_C 和 K_L 正负的影响,需要进一步分析交互能量变化率的正负。

$$\begin{aligned} \dot{V}_i(t) = & (-\Delta P_{\text{eref}} + \Delta P_{\text{eref}}^*)\Delta\omega_{pll} + \Delta i_{dr}\Delta U_d + \\ & \left(\frac{3\sqrt{2}}{\pi}u_{ai0}\sin\gamma_0\Delta\gamma_m - \frac{3\sqrt{2}}{\pi}\cos\gamma_0\Delta u_{aim}\right)\Delta i_{di} - \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & K_{i,pll}U_{s0}\Delta\theta_s\Delta x_{pll} + U_{s0}K_{p,pll}\Delta\theta_s\Delta\theta_{pll} + \Delta i_{gref}\Delta i_{sq} + \\ & K_i \left[\begin{aligned} & \Delta P_{\text{eref}}^* + \frac{3}{2}(s_r - 1)\Delta U_s i_{sd0} + \\ & \frac{3}{2}(s_r - 1)U_{s0}i_{sq0}(\Delta\theta_s - \Delta\theta_{pll}) \end{aligned} \right] x_2 + \\ & \frac{3}{2}(1 - s_r)U_{s0} \left[\begin{aligned} & K_p\Delta P_{\text{eref}}^* + \\ & \frac{3}{2}K_p(s_r - 1)\Delta U_s i_{sd0} + \\ & \frac{3}{2}(s_r - 1)K_p(\Delta\theta_s - \Delta\theta_{pll}) \end{aligned} \right] \Delta i_{sd} - \\ & \frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_{s0}\sin\alpha_{r0} \left(\frac{K_{ir}\Delta i_{dref} + K_{pr} - K_{ir}T_{mr}}{T_{mr}}\Delta i_{dm} \right) \Delta\alpha_r + \\ & \frac{K_{pr}K_{mr}}{T_{mr}} \left(-\Delta U_d + \frac{3\sqrt{2}}{\pi}\cos\alpha_{r0}\Delta U_s \right) \Delta i_{dr} - \\ & 2\pi \left(\begin{aligned} & -\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_{s0}\sin\alpha_{r0}i_{dr0}\Delta\alpha_r - \frac{3}{\pi}x_{sr}i_{dr0}\Delta i_{dr} + \\ & \frac{3\sqrt{2}}{\pi}\cos\alpha_{r0}i_{dr0}\Delta U_s + u_{dr0}\Delta i_{dr} \end{aligned} \right) \Delta f \end{aligned} \quad (\text{A2})$$

参考文献

- [1] 李康, 黄萌, 查晓明, 等. 高压直流输电系统可靠性分析方法综述[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(9): 174-187.
LI Kang, HUANG Meng, ZHA Xiaoming, et al. An overview of reliability analysis methods for an HVDC transmission system[J]. Power System Protection and Control, 2019, 52(9): 174-187.
- [2] OUYANG Jinxin, PAN Xinyu, YE Junjun, et al. An improved prediction method of subsequent commutation failure of an LCC-HVDC considering sequential control response[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(3): 772-782.
- [3] 王清未, 刘之滨, 陈炳奇, 等. 双极型 LCC-HVDC 直流系统作为黑启动电源的启动方法及策略[J]. 中国电力, 2024, 57(4): 139-150.
WANG Qingwei, LIU Zhibin, CHEN Bingqi, et al. Startup method and strategy for bipolar LCC-HVDC system used as black-start power source[J]. Electric Power, 2024, 57(4): 139-150.
- [4] 张建坡, 柴欣茹, 辛光明, 等. 换相失败场景下构网型风机对送端暂态过电压影响因素分析及抑制策略研究[J]. 智慧电力, 2024, 52(9): 1-8, 17.
ZHANG Jianpo, CHAI Xinru, XIN Guangming, et al.

- Influencing factors of GFM-PMSG on sending-end transient overvoltage under commutation failure & its suppression strategies[J]. *Smart Power*, 2024, 52(9): 1-8, 17.
- [5] 李宽, 黄强, 吕学宾, 等. 抑制高压直流系统后续换相失败的定关断角控制改进方法[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(6): 109-119.
- LI Kuan, HUANG Qiang, LÜ Xuebin, et al. Enhanced extinction angle control for subsequent commutation failure mitigation in HVDC systems[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(6): 109-119.
- [6] 皮杰明, 张坤, 陈亦平, 等. 异步互联系统准同步运行的 HVDC 附加控制建模及稳定性分析[J]. *电力系统自动化*, 2023, 47(14): 82-92.
- PI Jieming, ZHANG Kun, CHEN Yiping, et al. Modeling and stability analysis of HVDC auxiliary control for pseudo-synchronous operation of asynchronous interconnected systems[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2023, 47(14): 82-92.
- [7] 肖湘宁, 李伟, 罗超, 等. 特高压直流孤岛运行特性与稳定控制研究综述[J]. *电工技术学报*, 2017, 32(10): 1-11.
- XIAO Xiangning, LI Wei, LUO Chao, et al. Survey on operational characteristics and stability control of ultra-HVDC transmission system in islanded mode[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2017, 32(10): 1-11.
- [8] 陈亦平, 程哲, 张昆, 等. 高压直流输电系统孤岛运行调频策略[J]. *中国电机工程学报*, 2013, 33(4): 96-102, 13.
- CHEN Yiping, CHENG Zhe, ZHANG Kun, et al. Frequency regulation strategy for islanding operation of HVDC[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2013, 33(4): 96-102, 13.
- [9] 李亚男, 马为民, 殷威扬, 等. 向家坝—上海特高压直流系统孤岛运行方式[J]. *高电压技术*, 2010, 36(1): 185-189.
- LI Yanan, MA Weimin, YIN Weiyang, et al. Island operation modes XS800 UHVDC system[J]. *High Voltage Engineering*, 2010, 36(1): 185-189.
- [10] 张爱玲, 李少华, 张崇见, 等. “风火打捆”孤岛特高压直流送端电压和频率控制[J]. *电力系统及其自动化学报*, 2015, 27(3): 29-35.
- ZHANG Ailing, LI Shaohua, ZHANG Chongjian, et al. Voltage and frequency control of wind-thermal-bundled island transmission by UHVDC system[J]. *Proceedings of the CSU-EPSA*, 2015, 27(3): 29-35.
- [11] 李佳, 夏勇军, 姚伟, 等. 渝鄂背靠背柔直和龙政直流的附加频率协调控制[J]. *南方电网技术*, 2023, 17(5): 134-144, 152.
- LI Jia, XIA Yongjun, YAO Wei, et al. Additional frequency coordinated control for Chongqing-Hubei back to back VSC-HVDC and Longquan-Zhengping LCC-HVDC[J]. *Southern Power System Technology*, 2023, 17(5): 134-144, 152.
- [12] 赵平, 高亨孝, 贾浩森, 等. 基于自适应参考功率的多端柔直系统附加频率控制[J]. *电力建设*, 2024, 45(9): 133-141.
- ZHAO Ping, GAO Hengxiao, JIA Haosen, et al. Additional frequency control based on adaptive reference power for MTDC systems[J]. *Electric Power Construction*, 2024, 45(9): 133-141.
- [13] 侍乔明, 郭铭群, 刘凯, 等. 考虑惯性响应的特高压直流频率协调控制[J]. *电网技术*, 2021, 45(9): 3432-3445.
- SHI Qiaoming, GUO Mingqun, LIU Kai, et al. Coordinated frequency control for UHVDC considering inertia response[J]. *Power System Technology*, 2021, 45(9): 3432-3445.
- [14] 张少康, 李兴源, 王渝红. HVDC 附加控制策略对频率稳定性的影响研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2011, 39(19): 100-103, 109.
- ZHANG Shaokang, LI Xingyuan, WANG Yuhong. Research on the effect of HVDC additional control strategy on frequency stability[J]. *Power System Protection and Control*, 2011, 39(19): 100-103, 109.
- [15] VENNELAGANTI S G, CHAUDHURI N R. New insights into coupled frequency dynamics of AC grids in rectifier and inverter side of LCC-HVDC interfacing DFIG-based wind farms[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2017, 33(4): 1765-1776.
- [16] MIAO Z, FAN L, OSBORN D, et al. Wind farms with HVDC delivery in inertial response and primary frequency control[J]. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2010, 25(4): 1171-1178.
- [17] FAN L, MIAO Z, OSBORN D. Wind farms with HVDC delivery in load frequency control[C]// *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition, August 25, 2009, Fargo, ND, United States: 1894-1895.*
- [18] 王华伟, 韩民晓, 雷霄, 等. 火电机组直流孤岛系统频率控制分析与系统试验[J]. *中国电机工程学报*, 2017, 37(1): 139-149.
- WANG Huawei, HAN Minxiao, LEI Xiao, et al. Frequency control analysis and system commissioning for thermal generation with HVDC islanded operation[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2017, 37(1): 139-149.
- [19] 胡加伟, 王彤, 王增平. 直流闭锁后系统暂态稳定紧急协同控制策略研究[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(4): 43-52.

HU Jiawei, WANG Tong, WANG Zengping. Collaborative emergency control strategy of system transient stability after DC blocking[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(4): 43-52.

[20] 刘泽健, 杨苹, 林旭, 等. 基于海上风力发电机组中虚拟飞轮储能系统的频率支撑协调控制策略[J]. 智慧电力, 2024, 52(2): 101-107.

LIU Zejian, YANG Ping, LIN Xu, et al. Coordination control strategy for frequency support based on virtual flywheel energy storage system in offshore wind turbines[J]. Smart Power, 2024, 52(2): 101-107.

[21] 李伟, 肖湘宁, 陶顺, 等. 特高压直流送端孤岛系统频率稳定控制[J]. 电力自动化设备, 2018, 38(11): 197-203.

LI Wei, XIAO Xiangning, TAO Shun, et al. Frequency stability control of islanded UHVDC sending end system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 197-203.

[22] 全义, 李昊, 赵成勇, 等. 连接孤岛风电场的混合直流系统对送端电网的频率控制方法[J]. 华北电力大学学报(自然科学版), 2023, 50(5): 1-9, 18.

TONG Yi, LI Hao, ZHAO Chengyong, et al. Frequency control method of hybrid HVDC system connected to isolated island wind farm to sending-end power grid[J]. Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition), 2023, 50(5): 1-9, 18.

[23] 章德, 田国梁, 谭玉东, 等. 提升交流系统暂态稳定性的多端直流最优紧急功率控制[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(17): 37-44.

ZHANG De, TIAN Guoliang, TAN Yudong, et al. Optimal control of MTDC for improving rotor angle stability of AC systems[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(17): 37-44.

[24] 李德胜, 罗剑波. 特高压直流配套安全稳定控制系统的典型设计[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(14): 151-157.

LI Desheng, LUO Jianbo. Typical design of security and stability control system for UHVDC transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(14): 151-157.

[25] 郑超, 汤涌, 马世英, 等. 直流参与稳定控制的典型场景及技术需求[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(22): 3750-3759.

ZHENG Chao, TANG Yong, MA Shiyong, et al. A survey on typical scenarios and technology needs for HVDC participated into stability control[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(22): 3750-3759.

[26] PADIYAR K R, GHOSH K K. Direct stability evaluation of power systems with detailed generator models using structure-preserving energy functions[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 1989, 11(1): 47-56.

[27] FANG D Z, XIAO D Y, CHUANG T S, et al. Adaptive fuzzy-logic SVC damping controller using strategy of oscillation energy descent[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2004, 19(3): 1414-1421.

收稿日期: 2024-09-08; 修回日期: 2024-12-16

作者简介:

王亮(1989—), 男, 硕士, 高级工程师, 研究方向为电力系统过电压技术、继电保护运行与控制技术; E-mail: wljgwy@163.com

马静(1981—), 男, 通信作者, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力系统分析、稳定与控制等; E-mail: hdmajing@163.com

赵玉枫(1994—), 男, 博士, 讲师, 研究方向为电力系统继电保护与控制技术。E-mail: hdzyf@ncepu.edu.cn

(编辑 周金梅)