

换相失败期间送端系统暂态有功建模及其支撑策略研究

王羽丰, 李凤婷, 尹纯亚

(新疆大学电气工程学院, 新疆 乌鲁木齐 830017)

摘要: 针对逆变侧交流故障导致换相失败期间送端系统所遭受的有功冲击问题, 首先, 基于换相失败期间直流等值电路明确了换相失败后整流器有功波动的主导因素, 并计及换相失败期间直流电压的波动特性分析了整流侧各电气量与控制量的响应机理, 从而确定了整流侧各直流电气量与控制量暂态响应与送端系统传输有功极值时刻之间的关系。其次, 基于换相失败期间的拉氏运算电路, 推导建立了换相失败后送端系统各电气量的时域表达式, 实现了整流器的暂态有功建模。通过划分时间区间对低压限流环节进行优化改进, 利用直流电流时域表达式补偿直流电流指令值, 提出了基于传输有功暂态极值时刻的有功支撑策略。最后, PSCAD 与 CIGRE-HVDC 的仿真结果验证了理论分析的正确性与有功支撑策略的有效性。

关键词: 高压直流输电; 换相失败; 有功建模; 直流控制

Transient active power modeling of a sending system and its support strategy during commutation failure

WANG Yufeng, LI Fengting, YIN Chunya

(College of Electrical Engineering, Xinjiang University, Urumqi 830017, China)

Abstract: There is an active impact of the sending system during a commutation failure caused by an AC fault on the inverter side. Based on the DC equivalent circuit during the commutation failure, the dominant factor of the active power fluctuation of the rectifier after the commutation failure is clarified. The response mechanism of each electrical quantity and control quantity on the rectifier side is analyzed by considering the fluctuation characteristics of the DC voltage during the commutation failure. This is to determine the relationship between the transient response of each DC electrical quantity and the control quantity on the rectifier side and the transmission active extreme value moment of the sending system. Then, based on the tensile operation circuit during the commutation failure, the time-domain expressions of each electrical quantity of the sending end system after the commutation failure are deduced and established. The transient active power modeling of the rectifier is realized. By dividing the time interval to optimize and improve the low-voltage current limiting link, the DC voltage time-domain expression is used to compensate for the DC current command value, an active support strategy based on the transmission active power transient extreme moment is proposed. Finally, the simulation results of PSCAD and CIGRE-HVDC verify the correctness of the theoretical analysis and the effectiveness of the active support strategy.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 5236070148).

Key words: HVDC; commutation failures; active modeling; DC control

0 引言

传统直流输电具有输电容量大、传输距离远和能量损耗小的显著优势, 在跨区送电方面得到了广

泛应用^[1-4]。但随着直流输电容量与新能源比例的不断提升, 系统“强直弱交”特性凸显^[5]。直流换相失败期间多种电气量及控制量交互耦合对直流功率的动态特性产生影响, 导致送端直流功率无法送出, 短时出现大量功率盈余, 冲击送端交流电网^[6-10]。因此, 在研究换相失败期间送端系统暂态有功特性的同时, 充分挖掘直流系统自身控制所能

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(5236070148); 新疆维吾尔自治区自然科学基金项目资助(2022D01C363)

提供的支撑能力变得至关重要。

目前,关于直流故障对送端系统的影响研究主要集中在机理分析以及支撑策略两个方面。在机理分析方面,文献[11]研究了换相失败期间直流和交流系统间交换的无功功率特性,对换流器的稳态和暂态的无功功率方程进行了分析,得出了换流器消耗无功的暂态特性以及控制参数对无功特性的影响。文献[12-13]基于实际工程研究了多回直流换相失败后直流送端近区交流电网电压、频率和功率波动特性,但并未深入讨论各电气量之间的联系。文献[14]利用 ramp 函数建立了直流换相失败后功率恢复模型以表征功率恢复速率的大小,进而理论推导了直流功率恢复速率对送端系统暂态稳定性的影响,侧重点在于换相失败后的恢复过程。文献[15]基于功角特性曲线,在考虑风电接入的情况下研究了直流故障扰动下功角失稳与暂态过电压并存型弱送端系统的特性,缺陷是较难详细计及直流控制参数对系统稳定的影响。现有研究对于直流故障期间无功交互引起的送端暂态电压特性已经明确,但缺乏有关于换相失败发生后的暂态有功特性分析以及定量评估方法。

在直流故障下送端系统的有功支撑措施方面,文献[16]基于换相失败功率冲击能量提出了应对多直流换相失败的直流功率补偿调制方法,增强了系统应对换相失败功率冲击的能力,通过减少直流送端的切机容量,提高了交直流混联电网了运行稳定性和经济性。文献[17]对直流闭锁后的切机策略展开研究,基于三角形近似法求取切机总量,提高了控制裕度。然后从减速能量角度定义切机灵敏度指标,基于此制定切机比例上限约束的切机量分配方案,充分发挥了高灵敏度机组在恢复暂态稳定性上的优势。文献[18]基于 ± 800 kV 雁淮风火打捆直流输电工程研究了换相失败故障对送端电网的影响,通过电网潮流灵敏度制定了直流配套的切机方案以及交直流协调控制策略,实现了多区域分散可切机组的协调配合。现有文献多侧重于直流功率补偿与切机切负荷的方案研究,未能充分挖掘直流控制自身所能提供的支撑能力。

本文在明确整流器传输有功波动主导因素的同时,分析整流侧各电气量与传输有功之间的相关性,通过划分阶段确定换相失败期间电气量与控制量之间达至极值时刻的关系,基于直流换相失败期间的拉氏变换电路对整流侧各电气量进行时域建模,提出基于暂态有功极值时刻的动态自适应低压限流有功支撑策略。最后在 PSCAD/EMTDC 中搭建仿真模型,验证了机理分析的正确性以及支撑策略的有效性。

1 换相失败期间整流器有功变化主导因素及相关性分析

送端交直流系统的等值模型如图 1 所示。图 1 中: P_{acr} 为送端交流系统的馈入有功功率; P_{dr} 为送端系统的传输有功功率; L_{req} 为送端交流系统等值电感; V_r 为送端交流系统等值电势。

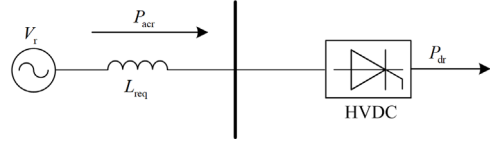


图 1 送端系统等值模型

Fig. 1 Equivalent model of the sending system

在稳态运行下,送端交流系统与整流器间的功率关系可表示为

$$P_{acr} = P_{dr} \quad (1)$$

原本的有功平衡被打破后,送端交流系统开始调节馈入有功来维持系统的功率平衡,其功率不平衡量 ΔP 的表达式为

$$\Delta P = P_{acr} - P_{dr} \quad (2)$$

当 ΔP 为正时,交流系统馈入功率盈余,方向为正;当 ΔP 为负时,传输功率盈余,方向为负。

换相失败期间逆变侧直流电压恒为 0,故在此期间直流等值电路如图 2^[19]所示。图 2 中: U_{dr} 为整流侧直流电压; L_{eq} 为平波电抗器等值电感; R_d 为直流等值电阻; I_d 为直流电流。

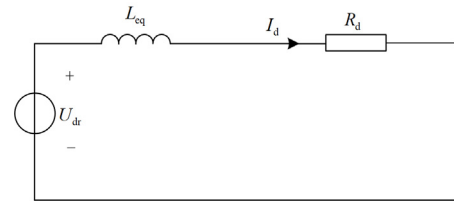


图 2 直流换相失败期间等值电路

Fig. 2 Equivalent circuit during DC commutation failure

交直流系统之间的关系^[20]为

$$\begin{cases} U_{dr0} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} N T_i U_{Lr} \\ U_{di0} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} N T_i U_{Li} \end{cases} \quad (3)$$

$$I_d = \frac{U_{dr} - U_{di}}{R_d} \quad (4)$$

$$P_{dr} = U_{dr} I_{dr} \quad (5)$$

$$\begin{cases} U_{dr} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_r U_{Lr} \cos \alpha_r - \frac{3}{\pi} NX_{cr} I_{dr} \\ U_{di} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_i U_{Li} \cos \gamma - \frac{3}{\pi} NX_{ci} I_{di} \end{cases} \quad (6)$$

式中: 下标 r、i 分别代表整流侧和逆变侧; U_{dr0} 、 U_{di0} 为空载直流电压; U_{Lr} 、 U_{Li} 为换流母线电压; U_{dr} 、 U_{di} 为直流电压; I_{dr} 、 I_{di} 为直流电流; X_{cr} 、 X_{ci} 为换相电抗; T_r 、 T_i 为换流变压器变比; N 为 6 脉动换流器的个数; α_r 为整流器触发角; γ 为逆变器关断角。

由式(5)可知, P_{dr} 仅与 U_{dr} 、 I_d 有关, 且由图 2 和式(4)可以看出, I_d 在换相失败期间仅受到 U_{dr} 的影响, 而 U_{dr} 是受到 α_r 的控制而变化的。因此换相失败期间各电气量的变化均由整流侧触发角 α_r 主导。根据换相失败期间直流各电气量的波动范围特性^[21]以及式(5), 得到整流器传输有功与直流电压直流电流之间的关系, 如图 3 所示。

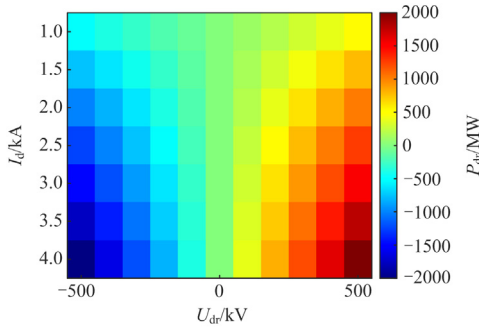


图 3 整流器电气量关系图像

Fig. 3 Rectifier electrical quantity relationship image

由图 3 可看出: 当 U_{dr} 处于高水平, I_d 低水平时, P_{dr} 保持在较高水平; 而当 U_{dr} 处于低水平时, 尽管 I_d 较高, 但 P_{dr} 仍保持在极低水平。因此, 对整流器传输有功波动有较大影响的主要电气量是 U_{dr} 。

故本文重点针对整流侧直流电压进行分析, 由式(3)一式(6), 可以得到整流器传输有功关于整流侧直流电压与直流电流解耦后的关系式。

$$P_{dr} = \frac{U_{dr0} \cos \alpha U_{dr} - U_{dr}^2}{\frac{3}{\pi} NX_{cr}} \quad (7)$$

由式(3)、式(5)可得 α_r 的关系式, 如式(8)所示。

$$\alpha_r = \arccos \left(\frac{\left(\frac{3}{\pi} NX_{cr} + R \right) U_{dr} - \frac{3}{\pi} NX_{cr} U_{di}}{\frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_r RU_{Lr}} \right) \quad (8)$$

对式(7)、式(8)分别求取 α_r 对 U_{dr} 以及 P_{dr} 对 α_r 的偏导数, 解得

$$\frac{\partial \alpha}{\partial U_{dr}} = - \frac{\frac{3}{\pi} NX_{cr} + R}{\frac{3}{\pi} NX_{cr} U_{dr} \sqrt{1 - \left(\frac{\left(\frac{3}{\pi} NX_{cr} + R \right) U_{dr}}{\frac{3}{\pi} NX_{cr} U_{Lr}} \right)^2}} \quad (9)$$

$$\frac{\partial P_{dr}}{\partial \alpha} = - \frac{\sqrt{1 - \left(\frac{U_{dr}^2 + \frac{3}{\pi} NX_{cr} P_{dr}}{\frac{3\sqrt{2}}{\pi} NX_{cr} U_{dr} U_{Lr}} \right)^2}}{P_{dr}} \quad (10)$$

由式(9)与式(10)可得, 随着 α_r 的增大, P_{dr} 随之减小; 而 U_{dr} 与 P_{dr} 则反之, 即 U_{dr} 与 α_r 之间也呈现负相关性。

2 换相失败期间整流器暂态响应分析

逆变侧发生换相失败后, 由式(4)可知 I_d 急剧上升, 整流侧直流电压在定电流(constant current, CC)控制以及低压限流(voltage dependent current order limiter, VDCOL)控制的作用下迅速下降, 电流在过冲峰值后减小, U_{dr} 也逐渐恢复(如附录 A 图 A1 所示)。因此直流电压呈现出先减小后增大的暂态变化过程, 将整流侧电气量的暂态变化过程分为两个阶段进行响应分析, 如图 4 所示。

换相失败期间整流侧各阶段响应特性如下所述。

1) 直流电压下降阶段

直流换相失败期间逆变侧短路, 逆变侧直流电压与关断角均为 0。逆变侧直流电压突降造成直流两侧电压差突增, 由式(4)可知, I_d 在初始阶段迅速增大, 且很快就超过了 1.0 p.u. 的额定值, 此时若想减小电流以及维持直流功率的恒定, 势必要增大整流侧触发角来减小 U_{dr} , 因此整流侧定电流控制动作, 由式(5)可知, 前期 α_r 与 I_d 均处于增大阶段。由前文相关性分析可知 U_{dr} 迅速减小, VDCOL 的动作特性使得直流电流的指令值在换相失败期间被钳制在电流指令值的最小值, 而且为了使 I_d 快速趋于指令值, 此时 U_{dr} 的变化速率最快。由前文分析可知, U_{dr} 与 P_{dr} 呈正相关, 此阶段 P_{dr} 也处于下降趋势。计及送端交流系统的响应速度, 由式(2)可知, $P_{acr} > P_{dr}$ 且两个电气量之间的差值大幅上升, 此阶段送端交流系统所受到的暂态有功冲击最为严重。

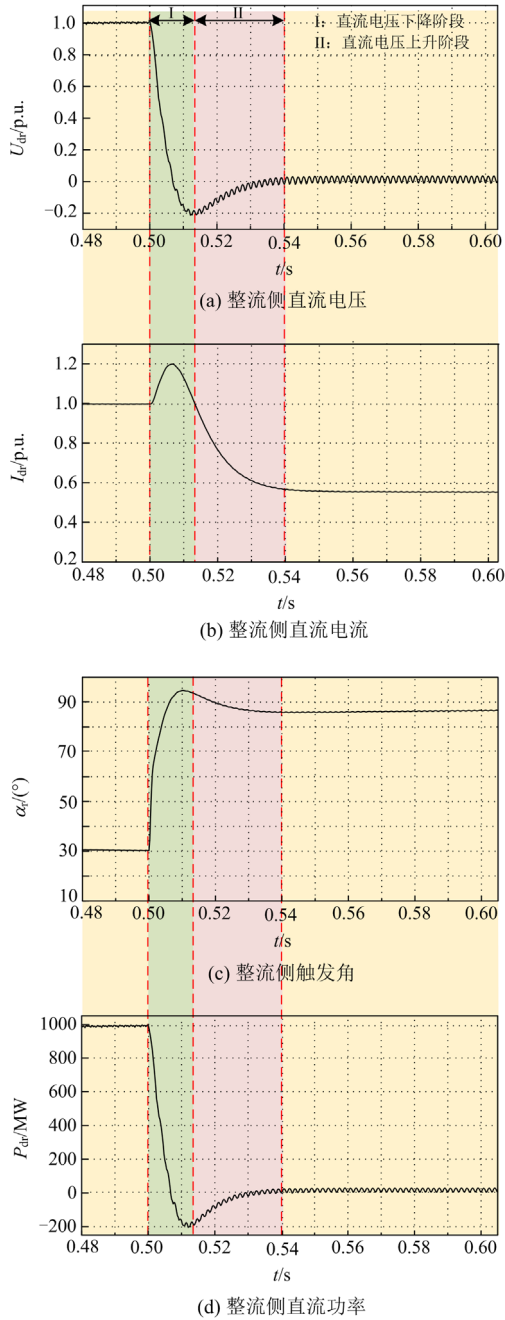


图4 换相失败期间整流侧电气量的响应过程

Fig. 4 Response process of the electrical quantity on the rectifier side during the commutation failure

2) 直流电压上升阶段

随着整流侧触发角不断增大,在整流侧CC控制与VDCOL的共同作用下,直流电流呈现快速过冲后下降的总体特性,直流电流达到最大值后开始迅速减小,并最终达到VDCOL限制的最小值。因为整流侧的CC控制是通过比较直流电流指令值 I_{dref} 与实际电流值的偏差作为PI控制的输入,从而

实现对 α_r 的控制,所以在直流电流过冲减小至 I_{dref} 的期间, I_{dref} 与实际电流值的偏差也越来越小。因此在 I_d 下降至VDCOL限定值之前,相应的 α_r 会在达到峰值后降低,由第1节相关性分析可知, U_{dr} 与 P_{dr} 则在跌至最低值后开始回升。

综上所述,逆变侧交流故障引发换相失败后整流侧直流电气量的暂态响应特性轨迹图如图5所示。

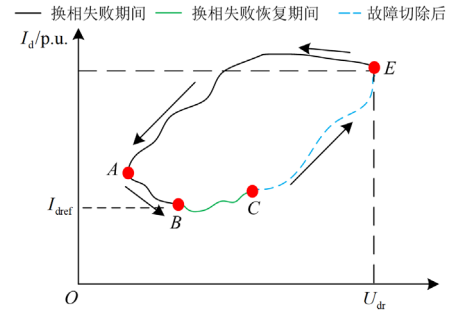


图5 故障期间整流侧电气量响应特性轨迹图

Fig. 5 Characteristic trajectory diagram of the response characteristics of the electrical quantity on the rectifier side during the fault period

图5中: E 代表初始稳态点; A 代表直流电压下降阶段结束点; B 代表换相失败恢复过程初始点; C 代表故障切除点。

由于换相失败期间整流侧的电气量均是整流器通过控制 α_r 一个变量进行调整的,因此 U_{dr} 与 P_{dr} 、 α_r 与 U_{dr} 在时域变化方面必定存在相似的趋势,即 U_{dr} 与 P_{dr} 呈现正相关性, U_{dr} 与 α_r 呈现负相关性,且所达到极值点的时刻相近。

3 换相失败期间整流器暂态有功建模

根据图2所示的直流换相失败期间等值电路,基于拉氏电路响应法对上述分析进行频域建模,所对应的拉氏变换电路如图6所示。

图6中: $I(0_-)$ 为故障前直流电流;其余参数为CIGRE标准模型参数。

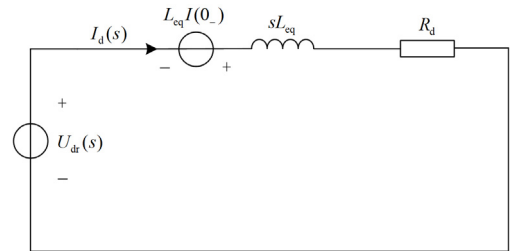


图6 直流换相失败期间拉氏运算图

Fig. 6 Tensile operation diagram during DC commutation failure

由式(5)可知, 触发角与整流侧直流电压之间为非线性关系, 因此对其进行线性化处理^[22], 得到式(11)。

$$y = \cos \alpha_r = -0.01326\alpha + 1.2623 \quad (11)$$

整流侧直流电压与触发角的关系可表示为

$$U_{dr}(s) = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} NT_r U_{Lr} \left(-0.01326\alpha_r(s) + \frac{1.2623}{s} \right) - \frac{3}{\pi} NX_{cr} I_d(s) \quad (12)$$

对图 6 可列写基尔霍夫电压(KVL)方程, 得到

$$U_{dr}(s) + L_{eq} I(0_-) = I_d(s)(sL_{eq} + R_d) \quad (13)$$

整流侧控制器的传递函数可表示为

$$\alpha(s) = \frac{15}{s} - \frac{180K}{\pi} \left(\frac{1}{sT} + 1 \right) \left(\frac{I_{dref}}{s} - \frac{I_d(s)}{I_{dN}} \right) \quad (14)$$

式中; K 为比例常数; T 为积分时间常数; I_{dref} 为 VDCOL 环节所输出的指令值。

低压限流环节的响应特性如图 7 所示。图 7 中: U_{di} 为启动电压, U_{max} 、 U_{min} 分别为启动电压的最大值与最小值, I_{max} 、 I_{min} 分别为电流指令值的最大值与最小值, 其中 $U_{min} = 0.4 \text{ p.u.}$ 、 $U_{max} = 0.9 \text{ p.u.}$ 、 $I_{min} = 0.55 \text{ p.u.}$ 、 $I_{max} = 1.0 \text{ p.u.}$, 因此 VDCOL 输出的电流指令值表达式^[23]为

$$I_{dref} = \begin{cases} 1, & U_{di} > 0.9 \\ 0.9U_{di} + 0.19, & 0.4 < U_{di} \leq 0.9 \\ 0.55, & U_{di} \leq 0.4 \end{cases} \quad (15)$$

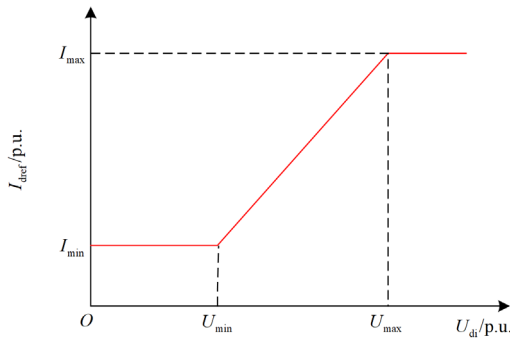


图 7 低压限流环节的响应特性

Fig. 7 Low voltage current limiting link response characteristics

由第 2 节换相失败期间各电气量的暂态响应特性可知, 在逆变侧直流电压为 0 期间, 低压限流环节的直流电流输出指令值被钳制在最低点, 因此在换相失败期间, 低压限流环节所输出的电流指令值为恒定值 0.55。

根据式(11)一式(14), 直流电流的频域形式可以表示为式(16), 以下各式中部分变量见附录 A。

$$I_d(s) = \frac{LI(0_-) + U \left(m \left(\frac{15}{s} - \frac{\eta \left(\frac{1}{Ts} + 1 \right)}{\pi s} \right) + \frac{1.2623}{s} \right)}{d + Ls - \frac{\kappa \left(\frac{1}{Ts} + 1 \right)}{I_{dN} \pi}} \quad (16)$$

由式(16)与式(13)可解得整流侧触发角的频域表达式, 如式(17)所示。

$$\alpha(s) = 15\pi - 180K \left(\frac{1}{Ts} + 1 \right) \left[\frac{\frac{I_{dref}}{s} - LI(0_-) + U \left(m \left(\frac{15}{s} - \frac{\eta \left(\frac{1}{Ts} + 1 \right)}{\pi s} \right) + \frac{1.2623}{s} \right)}{I_{dN} \left(d + Ls - \frac{\kappa \left(\frac{1}{Ts} + 1 \right)}{\pi I_{dN}} \right)} \right] / \pi s \quad (17)$$

对式(17)进行拉氏逆变换, 所得到的直流电流时域表达式为

$$I_d(t) = I_{dN} I_{dref} + e^{\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_1) \nu_1 \quad (18)$$

由式(13)一式(17)可得整流侧直流电压的频域响应, 对其求拉氏反变换后所得的直流电压时域表达式为

$$U_{dr}(t) = LI(0_-) \text{dirac}(t) + 5I_{dN} I_{dref} + e^{\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_2) \nu_2 \quad (19)$$

式中, $\text{dirac}(t)$ 为狄拉克函数。

换相失败期间送端系统传输有功的时域表达式为

$$P_{dr}(t) = U_{dr}(t) I_{dr}(t) = I_{dN} I_{dref} LI(0_-) \text{dirac}(t) + 5I_{dN}^2 I_{dref}^2 + I_{dN} I_{dref} e^{\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_2) \nu_2 + e^{\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_1) \nu_1 LI(0_-) \text{dirac}(t) + e^{\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_1) \nu_1 5I_{dN} I_{dref} + e^{2\mu t} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_2) \cdot (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_1) \nu_1 \nu_2 \quad (20)$$

由式(20)可以看出, 当系统结构不变时, 整流侧各电气量的响应特性不仅与直流控制系统各参数有关, 还受到换相失败期间 (0_-) 时刻瞬时直流电流以及整流侧换流母线电压波动的影响。

4 基于暂态有功极值时刻的有功支撑策略

为提高换相失败期间送端交流系统有功冲击的承受能力,必须充分挖掘直流控制系统所能提供的支撑裕度。一般来说,低压限流环节输出的电流指令值不仅依赖于输入的电压检测值,4个拐点参数($I_{\min}$ 、 $I_{\max}$ 、 $U_{\min}$ 、 $U_{\max}$)均会对其控制特性造成重要影响。但在换相失败期间,逆变侧电压持续为0,调整 $U_{\min}$ 与 $U_{\max}$ 来改变两值区间内的线性环节已无任何意义,因此只能通过对整流侧的电流指令值进行优化。

在低压限流环节中,当 $I_{\min}$ 增大时,意味着在相同电压跌落水平下,直流电流的限流幅度减小,送端系统的输送功率也随之增大,有利于缓解送端交流系统内的有功功率失衡和保持系统的功角稳定, $I_{\min}$ 减小时则呈相反情况^[24]。根据第2节理论分析,以送端系统传输有功跌至极值的时刻为界限,在 $t(P_{\text{dmin}})$ (直流有功跌至极值时刻)前后分别建立不同的低压限流策略。

1) $t(P_{\text{dmin}})$ 前,通过补偿换相失败期间的电流指令值来缓解 U_{dr} 过度下降所造成的有功突变,所提策略如图8所示。

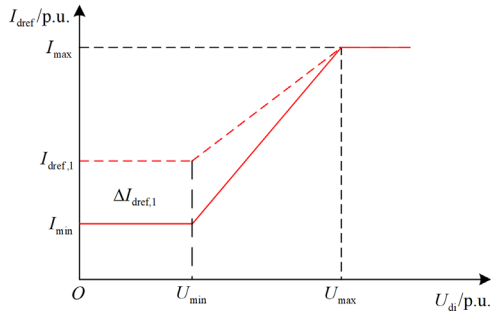


图8 VDCOL 优化策略1

Fig. 8 VDCOL optimization strategy 1

$$I_{\text{dref},1} = I_{\text{dref}} + \Delta I_{\text{dref}} \quad (21)$$

而由式(21)可知, ΔI_{dref} 为式(18)与直流电流额定值之差,故由式(18)得

$$I_{\text{dref},\text{pu}1} = \frac{I_{\text{dN}} I_{\text{dref}} + e^{\mu} (\cosh(\sigma t) + \zeta \sinh(\sigma t) \tau_1) u_1 - I_{\text{dN}}}{I_{\text{dN}}} + I_{\min} \quad (22)$$

2) 由前文分析可知,有功跌落至极值后开始上升,且随着直流电流逐渐趋于 VDCOL 限定的指令值,整流侧直流电压以及传输功率的变化速度均以较缓的速度上升。而换相失败结束后各电气量变化迅速,为保证后续换相失败恢复期间策略之间的平滑切换,因此选取 $t(P_{\text{drmin}})$ 至 $t(P_{\text{drise}})$ 为第二阶段控

制区间, $t(P_{\text{drise}})$ 时刻为换相失败结束时刻。此区间内的指令值比 $t(P_{\text{drmin}})$ 时刻前的指令值低 0.1 p.u., 控制策略如图9所示。

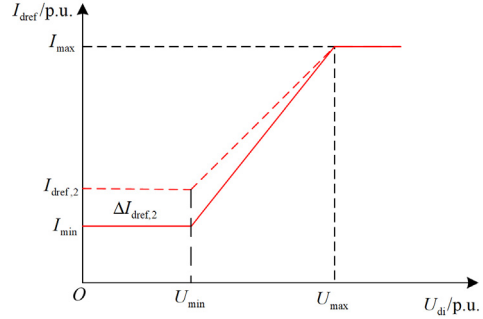


图9 VDCOL 优化策略2

Fig. 9 VDCOL optimization strategy 2

如上所述,本文提出一种可支撑送端系统传输有功的直流优化控制策略,控制框图如图10所示,其控制策略中各参数如表1所示,其余参数均为 CIGRE 标准模型参数。

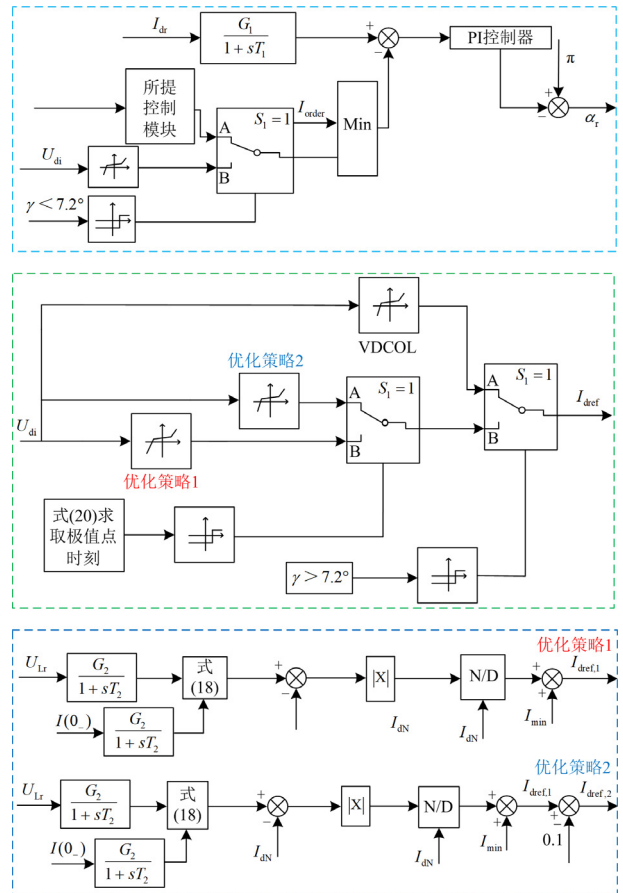


图10 基于暂态有功极值时刻的 VDCOL 优化策略

Fig. 10 VDCOL optimization strategy based on transient active power extreme value moment

表 1 控制策略模型基本参数

Table 1 Basic parameters of the control strategy model

参数名称	取值
R_f/Ω	5
I_{dN}/kA	2
$I_{\min}/\text{p.u.}$	0.55
L/H	1.1936
K	1.0989
T	0.010 92

启动判据是检测逆变侧关断角 γ 是否小于 7.2° , 在所提控制模块中, 由式(20)求解第一阶段分界点时刻。当 $t < t(P_{\text{dr min}})$ 时, 优化策略 1 动作, 通过实时检测送端换流母线电压与换相失败发生后的瞬时直流电流来动态调整第一区间内的电流指令值; 当时间区间属于 $t(P_{\text{dr min}})$ 至 $t(P_{\text{drise}})$ 时, 为确保第二阶段与换相失败恢复过程之间控制的平滑切换, 通过实测换相失败结束时刻使控制策略 2 动作; 而当 $t > t(P_{\text{dr min}})$ 时, 直流系统原有的 VDCOL 控制开始动作。

5 仿真分析

5.1 换相失败期间整流侧电气量时域表达式的仿真验证

本文采用 PSCAD/EMTDC 电磁暂态仿真软件, 并利用 CIGRE-HVDC 标准测试模型进行仿真验证。在逆变侧设置 0.5 s 时发生三相短路故障, 对第 3 节所得时域表达式进行仿真验证, 故障电阻设置为 0.01Ω , 故障持续时间为 0.1 s, 首先对第 3 节所得的各电气量时域表达式进行验证, 逆变侧关断角与整流侧各电气量的仿真结果以及推导计算值如图 11、图 12 所示。

图 12 中 I_d 与 α_r 两值误差稍大的原因是整流侧触发角线性化时忽略了某些角度区间, 而且所求 α_r 的表达式中未考虑延时特性。上述计算误差分析如表 2 所示。

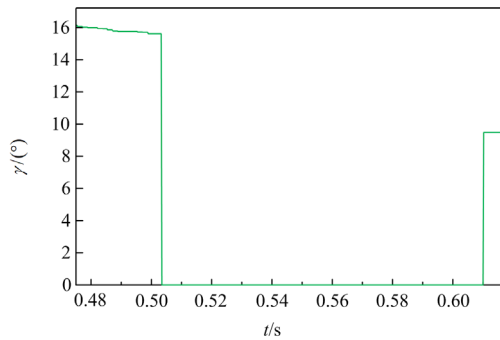


图 11 逆变侧关断角示意图

Fig. 11 Schematic diagram of the inverter side shutdown angle

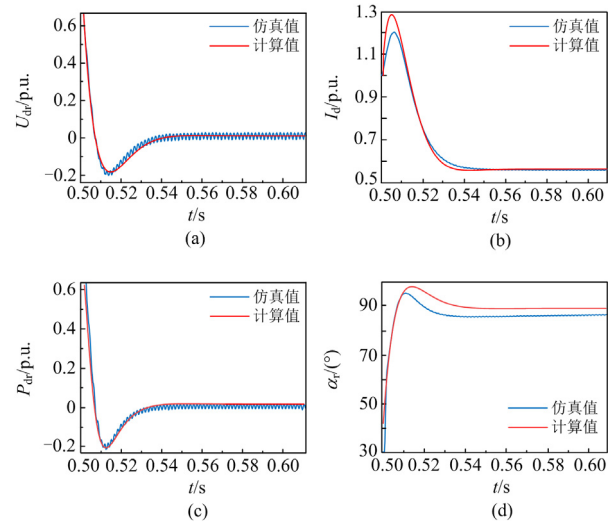


图 12 整流侧各电气量对比图

Fig. 12 Comparison diagram of each electrical quantity on the rectifier side

表 2 电气量误差分析

Table 2 Electrical quantity error analysis

电气量	极值计算值	极值仿真值	误差/%
$U_d/\text{p.u.}$	-0.197	-0.201	1.99
$I_d/\text{p.u.}$	1.291	1.192	8.30
$P_d/\text{p.u.}$	-0.219	-0.221	0.09
$\alpha_r/(\circ)$	98.196	94.677	3.72

正是由于直流电压的变化速度远大于直流电流, 传输有功的暂态特性才与整流侧直流电压的特性相似。且从侧面说明了在直流电压跌落区间内, 送端系统的传输有功波动最大, 即在此时刻前送端交流系统所受到的有功冲击也是最严重的, 相应的送端交流系统的暂态频率应当在整流侧直流电压跌至极值的时刻达到峰值, 与第 2 节理论分析基本相符。而且在换相失败后期阶段可以明显地看出, 随着直流电流实际值与指令值的差距越来越小, U_{dr} 与 α_r 以及 P_{dr} 已经逐渐趋于一个稳定值。

5.2 优化控制策略的仿真验证

基于上述 CIGRE-HVDC 模型, 搭建如图 10 所示的控制策略模型, 在 0.5 s 时设置逆变侧三相短路故障, 故障持续时间均为 0.1 s, 故障电阻 R_f 分别为 0.01、25、100 Ω , 仿真结果分别如图 13—图 15 所示。

送端交流系统所遭受的有功冲击体现在送端换流母线的频率波动上, 频率波动越剧烈, 意味着送端交流系统所遭到的有功冲击越强。

从上述仿真结果可以看出, 通过划分时间区间

的自适应调节 VDCOL 策略, 无论对于严重故障还是轻微故障, 在换相失败发生后, 自适应调节的低压限流电流指令值均有效地延缓了整流侧直流电压的下降速度, 从而使得传输有功的跌落速度得到缓解, 整体的支撑效果较为理想。可以看出本文所提控制

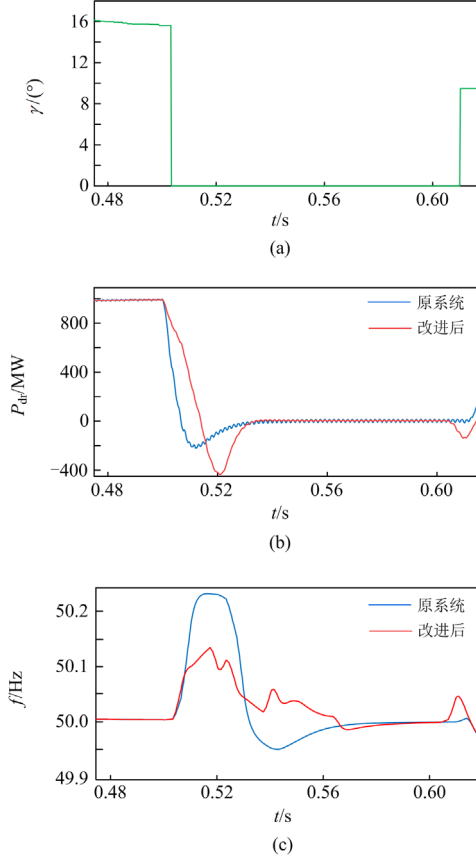


图 13 受端系统三相短路故障下的仿真结果($R_f=0.01 \Omega$)
Fig. 13 Simulation results under three-phase short-circuit fault of the receiving system ($R_f=0.01 \Omega$)

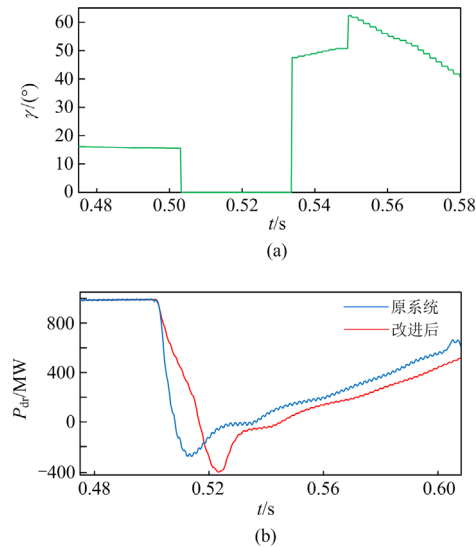


图 14 受端系统三相短路故障下的仿真结果($R_f=25 \Omega$)
Fig. 14 Simulation results under three-phase short-circuit fault of the receiving system ($R_f=25 \Omega$)

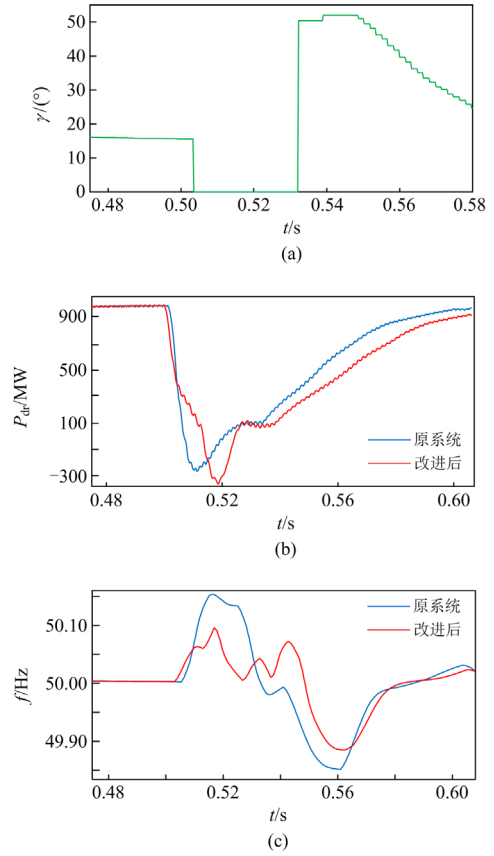


图 15 受端系统三相短路故障下的仿真结果($R_f=100 \Omega$)
Fig. 15 Simulation results under three-phase short-circuit fault of the receiving system ($R_f=100 \Omega$)

策略能够有效削弱换相失败发生后送端系统所遭受的有功冲击, 并抑制了送端交流系统暂态频率的升高趋势。仿真结果说明了本文所提控制策略能够适应不同的故障严重程度, 同时也验证了所提控制策略的有效性。

6 结论

本文在分析换相失败期间整流器传输有功暂态响应机理的基础上, 基于拉氏变换等值电路对整流

侧各电气量进行时域建模, 所得结论如下:

1) 直流换相失败期间, 整流侧触发角调控的直流电压是送端系统传输有功波动的主导因素。送端系统传输有功的变化特性与整流侧直流电压的变化趋势基本一致, 且整流侧各电气量与控制量在达到极值的时刻相近。在直流电压下降阶段, 送端交流系统所遭受的有功冲击最为严重, 整流侧直流电压跌落的极值时刻决定了送端交流系统频率上升的峰值时刻。

2) 在对整流侧控制函数线性化的基础上, 基于拉氏电路建立了适用于换相失败期间电气量定量计算的表达式, 解析式表明了整流侧各电气量的动作特性不仅与直流控制系统各参数有关, 还受到换相失败发生时刻的瞬时直流电流

以及整流侧换流母线电压波动的影响。

3) 以送端系统传输功率暂态极值时刻为界限, 基于暂态有功极值时刻, 并通过划分不同的时间区间优化直流低压限流环节控制参数的设置, 提出了动态自适应调整直流电流指令值的方法。在直流电压下降阶段延缓直流电压的下降速度, 减小了换相失败期间送端交流系统所遭受到的有功冲击, 有效地平抑了换相失败期间送端系统传输有功以及送端交流系统暂态频率的波动。

本文暂未考虑对地等效电容的充放电效应对传输有功的影响, 后续会针对换相失败期间对地电容的振荡放电特性与本文相结合对所提策略作进一步的完善。

附录 A

$$\begin{cases}
 \eta = 180KI_{\text{dref}} \\
 \kappa = 180KU_m \\
 m = -0.01326 \\
 d = \frac{3}{\pi}NX_{\text{cr}} + R_{\text{d}} \\
 U = \frac{3\sqrt{2}}{\pi}NTU_{\text{Lr}} \\
 \mu = \frac{90KTU_m - 0.5I_{\text{dN}}Td\pi}{I_{\text{dN}}LT\pi} \\
 \sigma = \frac{\sqrt{\frac{T\pi^2I_{\text{dN}}^2d^2}{4} - 90T\pi I_{\text{dN}}KU_dm + 180L\pi I_{\text{dN}}KU_m + 8100TK^2U^2m^2}}{\pi I_{\text{dN}}L\sqrt{t}} \\
 \varsigma = \frac{1}{\sigma} = \frac{\pi I_{\text{dN}}L\sqrt{t}}{\sqrt{\frac{T\pi^2I_{\text{dN}}^2d^2}{4} - 90T\pi I_{\text{dN}}KU_dm + 180L\pi I_{\text{dN}}KU_m + 8100TK^2U^2m^2}} \\
 \tau_1 = \frac{1.2623I_{\text{dN}}TU_m + 15I_{\text{dN}}TU_m\pi - I_{\text{dN}}^2I_{\text{dref}}Td\pi}{LTI(0_-)I_{\text{dN}}\pi - I_{\text{dref}}I_{\text{dN}}^2LT\pi} \\
 \tau_2 = \frac{0.03I_{\text{dN}}TU\pi + KUI(0_-)m + 0.35I_{\text{dN}}TU_m\pi - 0.024I_{\text{dN}}^2I_{\text{dref}}Td\pi - I_{\text{dN}}I_{\text{dref}}KU_m}{0.0233I_{\text{dN}}LTI(0_-)\pi + KTUI(0_-)m + 0.83I_{\text{dN}}TU_m\pi - 0.0233I_{\text{dN}}^2I_{\text{dref}}LT\pi - I_{\text{dN}}I_{\text{dref}}KTU_m} \\
 v_1 = I(0_-)(1 - I_{\text{dref}}I_{\text{dN}}) \\
 v_2 = \frac{1.50668\pi I_{\text{dN}}UT + 5\pi I_{\text{dN}}TLI(0_-) + 17.9\pi I_{\text{dN}}UTm - LI(0_-)\pi I_{\text{dN}}T - 5I_{\text{dN}}^2I_{\text{dref}}LT\pi - 21.4749I_{\text{dN}}I_{\text{dref}}KTU_m}{\pi I_{\text{dN}}LT}
 \end{cases} \quad (\text{A1})$$

本文采用 CIGRE 的基准模型, 逆变侧控制由定关断角、定电流和电流偏差控制组成。

其中逆变侧定电流控制环节与整流侧定电流控制类似, 只是电流指令值较整流侧低 0.1 p.u. 整流侧采用的定电流控制包含低压限流控制(VDCOL)和

比例积分(PI)控制器, I_{order} 为主控制级传下来的电流指令值; $I_{\text{dr-order}}$ 为逆变侧传至整流侧的电流指令值; I_{order} 为逆变侧关断角整定值; β_r 和 β_i 分别为逆变侧定关断角控制和定电流控制输出的越前触发角, 逆变侧的控制方式由两者输出较大值所决定。

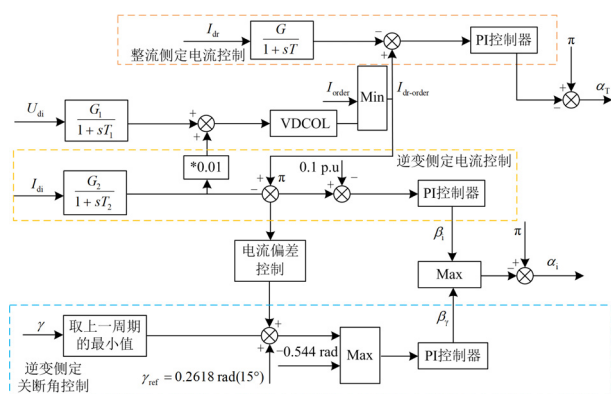


图 A1 直流输电基本控制框图

Fig. A1 Basic control block diagram of DC transmission

参考文献

- [1] 曹善康, 魏繁荣, 林湘宁, 等. 一种基于自适应电压限值的换相失败抑制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(1): 165-175.
CAO Shankang, WEI Fanrong, LIN Xiangning, et al. A commutation failure suppression strategy based on adaptive voltage limits[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(1): 165-175.
- [2] 李林威, 林伟, 杨知方, 等. 考虑多时段耦合特性的联络线功率可行域确定方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(23): 64-72.
LI Linwei, LIN Wei, YANG Zhifang, et al. Characterizing a tie-line transfer capacity region considering time coupling in day-ahead multi-period dispatch[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(23): 64-72.
- [3] 汤奕, 郑晨一. 高压直流输电系统换相失败影响因素研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(2): 499-513.
TANG Yi, ZHENG Chenyi. Review on influencing factors of commutation failure in HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(2): 499-513.
- [4] 王顺亮, 谢洋, 马俊鹏, 等. 基于直流电流控制的特高压直流分层接入系统协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(19): 167-178.
WANG Shunliang, XIE Yang, MA Junpeng, et al. Coordinated control strategy for a UHVDC hierarchical connection system based on DC current control[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(19): 167-178.
- [5] 郑超, 马世英, 申旭辉, 等. 强直弱交的定义、内涵与形式及其应对措施[J]. 电网技术, 2015, 35(12): 2491-2498.
ZHENG Chao, MA Shiyang, SHEN Xuhui, et al. Definition, connotation and form of strong HVDC and weak AC and countermeasures for stable operation of hybrid power grid[J]. Power System Technology, 2015, 35(12): 2491-2498.
- [6] 李明节. 大规模特高压交直流混联电网特性分析与运行控制[J]. 电网技术, 2016, 40(4): 985-991.
LI Mingjie. Characteristic analysis and operational control of large-scale hybrid UHV AC/DC power grids[J]. Power System Technology, 2016, 40(4): 985-991.
- [7] 陈睿, 侯玉强, 杨银国, 等. 面向电网规划的多馈入直流换相失败功率冲击模拟方法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(23): 103-108.
CHEN Rui, HOU Yuqiang, YANG Yinguo, et al. Multi-in-feed DC commutation failure power shock simulation method for power grid planning[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(23): 103-108.
- [8] 贾俊川, 张健, 仲悟之, 等. 应对多回并列直流换相失败的送端系统安全稳定控制措施研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(21): 6320-6327.
JIA Junchuan, ZHANG Jian, ZHONG Wuzhi, et al. Research on the security and stability control measures of the sending side system coping with multiple parallel-operation HVDCs simultaneous commutation failure[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(21): 6320-6327.
- [9] 胡晓飞, 陈得治, 张垠, 等. 多直流换相失败对弱交流断面的冲击特性及应对措施[J]. 中国电力, 2017, 50(5): 26-32.
HU Xiaofei, CHEN Dezhi, ZHANG Yin, et al. Impact of multi HVDC commutation failure on weak AC section and its counter measures[J]. Electric Power, 2017, 50(5): 26-32.
- [10] 韩平平, 童青洋, 杨为, 等. UHVDC 系统换相失败故障过程分析及运行参数影响研究[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(18): 25-34.
HAN Pingping, DONG Qingyang, YANG Wei, et al. Analysis of the commutation failure process and a study on the influence of operation parameters on a UHVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(18): 25-34.
- [11] 屠竞哲, 张健, 曾兵, 等. 直流换相失败及恢复过程暂态无功特性及控制参数影响[J]. 高电压技术, 2017, 43(7): 2131-2139.
TU Jingzhe, ZHANG Jian, ZENG Bing, et al. HVDC transient reactive power characteristics and impact of control system parameters during commutation failure and recovery[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(7): 2131-2139.
- [12] 牛宇昆, 文俊, 马立民, 等. 换相失败引起的送端电网暂态过电压抑制措施研究[J]. 智慧电力, 2021, 49(11): 59-65.
NIU Yukun, WEN Jun, MA Limin, et al. Transient overvoltage suppression measures for sending-end power grid caused by commutation failure[J]. Smart Power, 2021, 49(11): 59-65.
- [13] 王春明, 刘兵. 区域互联多回直流换相失败对送端系

- 统的影响[J]. 电网技术, 2013, 37(4):1052-1057.
- WANG Chunming, LIU Bing. Affects of commutation failure in multi-circuit HVDC transmission system interconnecting regional power grids on AC power system at sending end[J]. Power System Technology, 2013, 37(4): 1052-1057.
- [14] 王增平, 胡加伟, 王彤, 等. 大容量直流换相失败后功率恢复速率对送端系统暂态稳定的影响分析[J]. 电网技术, 2020, 44(5): 1815-1825.
- WANG Zengping, HU Jiawei, WANG Tong, et al. Analysis of impact of power recovery speed on transient stability of sending-side system after large capacity HVDC commutation failure[J]. Power System Technology, 2020, 44(5): 1815-1825.
- [15] 屠竞哲, 潘艳, 瞿鹏, 等. 功角失稳与暂态过电压并存型锡盟交直流弱送端系统特性分析[J]. 电网技术, 2021, 45(4): 1496-1504.
- TU Jingzhe, PAN Yan, ZI Peng, et al. Ximeng AC/DC weak sending-side system characteristics with angle instability and transient overvoltage[J]. Power System Technology, 2021, 45(4): 1496-1504.
- [16] 王少辉, 唐飞, 刘涤尘, 等. 应对多直流同时换相失败的直流功率能量补偿调制方法[J]. 电网技术, 2018, 42(9): 2876-2884.
- WANG Shaohui, TANG Fei, LIU Dichen, et al. DC power energy compensation modulation method for coping with multiple-DC simultaneous commutation failures[J]. Power System Technology, 2018, 42(9): 2876-2884.
- [17] 相禹维, 王彤, 李聪聪, 等. 面向大容量直流闭锁的暂态稳定紧急切机控制策略研究[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(15): 84-92.
- XIANG Yuwei, WANG Tong, LI Congcong, et al. Strategy of emergency generator tripping control for transient stability after a large capacity HVDC blocking fault[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(15): 84-92.
- [18] 潘捷, 郑惠萍, 张红丽, 等. ± 800 kV 雁淮特高压直流送端电网安全稳定特性及控制策略[J]. 中国电力, 2018, 51(4): 7-14.
- PAN Jie, ZHENG Huiping, ZHANG Hongli, et al. Security stability analysis and control strategy of sending-end power grid of ± 800 kV Yan-Huai UHVDC[J]. Electric Power, 2018, 51(4): 7-14.
- [19] 王璐, 李凤婷, 尹纯亚, 等. 考虑直流电流变化的HVDC系统不对称故障换相失败分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(1): 17-23.
- WANG Lu, LI Fengting, YIN Chunya, et al. Analysis of asymmetric fault commutation failure in an HVDC system with DC current variation[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(1): 17-23.
- [20] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 2版. 北京: 中国电力出版社, 2011.
- [21] 倪以信, 陈寿孙, 张宝霖. 动态电力系统的理论和分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2002.
- [22] 王彤, 孙奕, 裴林, 等. 考虑控制系统的LCC-HVDC直流电流暂态特性分析与交流短路电流近似解析方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(23): 8509-8523.
- WANG Tong, SUN Yi, PEI Lin, et al. Considering the analysis of the transient characteristics of the LCC-HVDC DC current and the approximate analysis method of the AC short-circuit current of the control system[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(23): 8509-8523.
- [23] 邱威, 贺静波, 樊小伟, 等. 应对特高压直流大扰动的稳定措施综述[J]. 电网技术, 2022, 46(8): 3049-3065.
- QIU Wei, HE Jingbo, FAN Xiaowei, et al. Overview of stability measures for large disturbances of UHVDC[J]. Power System Technology, 2022, 46(8): 3049-3065.
- [24] 苏常胜, 尹纯亚, 李凤婷. 基于直流电流动态上升的高压直流输电系统换相失败分析[J]. 电力自动化设备, 2023, 43(3): 204-209.
- SU Changsheng, YIN Chunya, LI Fengting. Commutation failure analysis of high-voltage DC transmission system based on dynamic rise of DC current[J]. Electric Power Automation Equipment, 2023, 43(3): 204-209.
- [25] 朱红萍, 李毅, 周振悻, 等. 附加虚拟电容的动态非线性VDCOL控制器设计[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(2): 134-143.
- ZHU Hongping, LI Yi, ZHOU Zhenyi, et al. Design of a dynamic nonlinear VDCOL controller with additional virtual capacitors[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(2): 134-143.
- [26] 周泓宇, 李培平, 姚伟, 等. 抑制直流后续换相失败的电化学储能有功控制策略[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(19): 70-79.
- ZHOU Hongyu, LI Peiping, YAO Wei, et al. Active power control strategy of electrochemical energy storage for mitigating subsequent DC commutation failures[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(19): 70-79.

收稿日期: 2024-01-26; 修回日期: 2024-02-27

作者简介:

王羽丰(2000—), 男, 硕士研究生, 研究方向为交直流系统稳定与控制; E-mail: wyf2009a@163.com

李凤婷(1965—), 女, 通信作者, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为可再生能源并网系统运行与控制; E-mail: xjlt2009@sina.com

尹纯亚(1994—), 男, 博士, 副教授, 主要研究方向为交直流系统稳定与控制。E-mail: 1399132297@qq.com

(编辑 姜新丽)