

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.230957

一种抑制连续换相失败的定关断角加速控制方法

王玉麟¹, 李晓华¹, 李昊¹, 李书勇^{1,2}, 郑艺欣¹

(1. 华南理工大学电力学院, 广东 广州 510641; 2. 中国南方电网科学研究院有限责任公司, 广东 广州 510663)

摘要: 针对逆变侧交流故障引发高压直流输电系统连续换相失败问题, 通过分析首次换相失败恢复过程中的电气量和控制量变化规律, 明确了恢复过程中定电流、定关断角、电流偏差控制器之间配合不当是引发连续换相失败的重要原因。同时, 在不对称故障后, 由交流负序电流引起的直流2次谐波电流会导致控制切换点滞后, 增加连续换相失败的风险。基于此, 提出了一种能增强控制器配合效果的定关断角加速控制方法。该方法能根据换相恢复过程自适应投切, 利用关断角偏差动态调整关断角控制指令值, 提前实现控制切换, 降低切换后不当控制影响。同时, 通过陷波器降低谐波电流从而减弱触发角波动对控制器切换的不利影响。该方法能提升控制器间配合效果, 提升直流系统抵御连续换相失败能力。在 CIGRE 标准测试模型中, 验证了理论分析的正确性和优化方法的有效性。

关键词: 连续换相失败; 控制器配合不当; 定关断角控制; 负序电流

A constant extinction angle acceleration control method for suppressing continuous commutation failure

WANG Yulin¹, LI Xiaohua¹, LI Hao¹, LI Shuyong^{1,2}, ZHEN Yixin¹

(1. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510641, China;

2. China Southern Power Grid Electric Power Research Institute Co., Ltd., Guangzhou 510663, China)

Abstract: There is a problem of continuous commutation failure (CCF) of an LCC-HVDC transmission system caused by an AC fault on the inverter side. Thus this paper first analyzes the variation of electrical quantity and control quantity in the recovery process of the first commutation failure (FCF), and clarifies that improper cooperation between constant current (CC), constant extinction angle (CEA) and current error control (CEC) in the recovery process is an important cause of CCF. After the asymmetrical fault, the DC second harmonic current caused by the AC negative-sequence current will lead to the delay of the control switching point and increase the risk of CCF. Based on this, a constant extinction angle acceleration (CEAA) control method is proposed, one which can enhance the coordination effect of controllers. This method can adaptively switch according to the commutation recovery process. It uses the extinction angle deviation to dynamically adjust the CEA command, realizes the control switching in advance, and reduces the influence of improper control after switching. At the same time, the method reduces the harmonic current by the notch filter. This can reduce the adverse effect of controller switching by reducing the firing angle wave. This method can improve the coordination effect between controllers, thus improving the ability of a DC system to resist CCF. The correctness of the theoretical analysis and the effectiveness of the optimization method are verified in the CIGRE model.

This work is supported by the Joint Fund Project for Smart Grid of National Natural Science Foundation of China-State Grid Corporation of China (No. (U1766213)).

Key words: CCF; improper coordination of controller; constant extinction angle control; negative-sequence current

0 引言

基于电网换相型换流器高压直流(line commutated

converter-high voltage direct current, LCC-HVDC)输电系统以其输电容量大、损耗低及能提升大电网系统稳定性等优势, 在世界范围内得到了广泛的应用^[1-3]。随着输电需求的进一步增加, 基于电网换相型换流器的特高压直流输电系统发展迅速。以我国为例, 目前在建或已建成的额定电压超过 800 kV 的特高压直流工程共计 15 个。然而, 由于半控型晶闸

基金项目: 国家自然科学基金委员会-国家电网公司智能电网联合基金项目资助(U1766213); 国家自然科学基金项目资助(51677073)

管依赖电网电压实现换相, 受故障电压跌落影响换相失败难以避免。换相失败会造成电流激增, 提升换流设备的运行压力。多次连续换相失败还可能导致直流闭锁^[4]、保护误动^[5]甚至更严重的交直流连锁故障问题。随着特高压直流工程的不断投入, 连续换相失败对交直流混联电网的影响也越发严重。因此, 降低连续换相失败风险, 对于保障交直流混联电网的安全稳定运行有重要意义^[6-7]。

连续换相失败发生在首次换相失败恢复期间, 此时控制系统已充分介入。因此, 连续换相失败的发生主要反映控制系统动态性能不佳。针对此问题, 学者们主要从定电流、定关断角两控制器分析对连续换相失败的影响。

针对定电流控制中低压限流控制 (voltage dependent current order limiter, VDCOL) 动态特性不佳的问题: 文献[8-9]利用虚拟电阻、交流电压对 VDCOL 的输入进行优化改进; 文献[10-12]对 VDCOL 的 UI 特性曲线拐点和斜率进行优化改进; 文献[13-14]根据动态过程的虚拟换相面积、无功功率平衡改进电流参考值, 替代 VDCOL 的输出。以上对于 VDCOL 的改进和优化策略均能较为有效地降低实际直流电流的恢复效果。但一方面, VDCOL 仅是一种简单自适应的故障恢复策略, 对其优化难以说明具体改进依据和改进量; 另一方面, 直流系统通过整流侧控制直流电流, 将信号从逆变侧传递至整流侧存在延时, 延时会影响改进的效果。

针对定关断角控制下关断角动态特性不佳的问题: 文献[15]通过增大定关断角 PI 控制器的限幅, 降低了关断角的回调速度, 但并未说明调整限幅的依据; 文献[16-17]提出一种自适应关断角恢复方法, 在整个恢复过程中将逆变侧控制模式锁定为定关断角控制, 该方案虽然能有效抑制连续换相失败, 但全程定关断角控制会降低故障后的功率恢复速率, 控制器间配合切换是有利于系统恢复的, 不应锁定某一种控制方式; 文献[18]通过交流电压自适应调整电流偏差控制的斜率, 提升了恢复期间电流偏差控制的整体输出, 间接提前了控制模式切换点, 为恢复阶段后期保留更大的关断角裕度; 与之类似, 文献[19-20]分别改进电流偏差控制的斜率和输出上限, 提高连续换相失败的抑制效果。但改进电流偏差控制的方案并未从控制器配合效果入手分析, 对连续换相失败抑制效果的改进有限。同时针对不对称故障需要额外增加补偿措施, 依赖零序电压的补偿方案易导致换相失败恢复后出现过度补偿。

基于以上分析, 现有研究多聚焦于单一控制器

对恢复特性的作用效果, 而忽略各控制器整体配合效果及其引发连续换相失败机理的分析。因此, 本文从首次换相失败恢复过程的电气量、控制量时序关系以及轨迹特性方面对各控制器配合效果和实际输出响应结果进行了分析, 同时分析了由于控制器配合不当引发连续换相失败的机理。在此基础上, 提出了一种能增强控制器配合效果的定关断角加速控制方法。在 CIGRE HVDC 模型中仿真验证了该策略能有效提前控制器切换点、提升关断角裕度以及降低连续换相失败发生的几率。

1 控制器配合不当引发连续换相失败机理分析

1.1 控制系统基本环节及数学描述

高压直流输电控制系统主要通过换流器触发角的控制实现功率传输控制。在 CIGRE HVDC 标准模型中, 整流侧主要配置了定电流(低压限流)和最小触发角控制, 逆变侧主要配置了定电流(低压限流)、定关断角和电流偏差控制。实际工程模型中还有定电压、定功率以及换相失败预测控制等, 但核心还是以上控制。不失一般性, 本文以标准模型控制系统为例展开分析及讨论。

CIGRE 模型中控制整流、逆变侧触发角的极控制层如图 1 所示。整流侧触发角指令值可以表示为

$$\begin{cases} \alpha_{r_ord} = \max(\pi - \beta_{max}, \pi - f_{PIr}(I_{ord} - I_{der})) \\ I_{ord} = \min(I_{set}, f_{VD}(U_{dci} + I_{dci} \times R_V)) \end{cases} \quad (1)$$

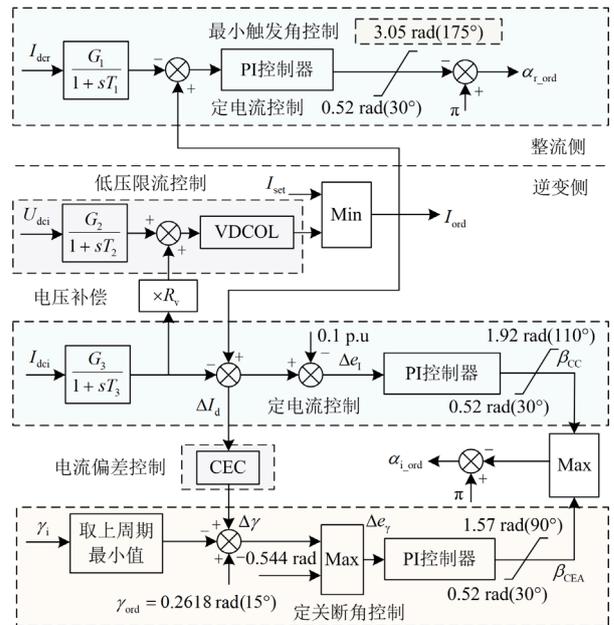


图 1 直流输电系统极控制框图

Fig. 1 Pole control diagram of DC transmission system

式中: I_{set} 为上层功率控制给定值; $f_{VD}(\cdot)$ 和 $f_{PI}(\cdot)$ 分别表示低压限流控制和整流侧 PI 控制的函数; I_{ord} 为极控制电流指令值; I_{dcr} 为整流侧直流电流; U_{dci} 、 I_{dci} 分别表示逆变侧直流电压、电流; R_V 为电压补偿电阻; β_{max} 为最小触发控制设置的超前触发角上限, 其值为 175° 。

逆变侧主要由定电流、定关断角两个控制器构成。另外, 低压限流控制和电流偏差控制(current error control, CEC)分别作为两个辅助控制器用以调整系统动态特性。

VDCOL 在直流电压降低时降低电流参考值, 通过限制直流电流使换流器更快地从换相失败中恢复。VDCOL 特性曲线可以表示为

$$I_d = \begin{cases} I_{low} & U \leq U_{low} \\ k_{VD}U + b_{VD} & U_{low} < U < U_{high} \\ I_{high} & U \geq U_{high} \end{cases} \quad (2)$$

其中

$$k_{VD} = (I_{high} - I_{low}) / (U_{high} - U_{low})$$

$$b_{VD} = (U_{high}I_{low} - U_{low}I_{high}) / (U_{high} - U_{low})$$

式中: I_{low} 、 I_{high} 、 U_{low} 、 U_{high} 为特性曲线的拐点参数, 分别取 0.55、1、0.4、0.9; k_{VD} 、 b_{VD} 分别取 0.9、0.19。

CEC 利用电流指令值与实际电流值的偏差 ΔI_d 产生关断角指令值增量 $\Delta \gamma$, 用以实现定电流和定关断角控制的平滑过渡。其特性曲线可以表示为

$$\Delta \gamma = \begin{cases} 0 & \Delta I_d \leq 0 \\ k_{CEC}\Delta I_d & 0 < \Delta I_d < \Delta I_H \\ \Delta \gamma_{max} & \Delta I_d \geq \Delta I_H \end{cases} \quad (3)$$

式中, k_{CEC} 、 ΔI_H 分别为 CEC 特性曲线的斜率和电流差值上限, 本文中 $k_{CEC} = 2.793$ 、 $\Delta I_H = 0.1$ 。

逆变侧定电流和定关断角两控制器通过超前触发角最大值确定实际选择的控制方式。逆变侧触发角指令值可以表示为

$$\begin{cases} \alpha_{i_ord} = \pi - \max(\beta_{i_1}, \beta_{i_2}) \\ \beta_{CC} = k_{pi}\Delta e_1 + k_{il} \int \Delta e_1 dt + \beta_{CC0} \\ \beta_{CEA} = k_{py}\Delta e_\gamma + k_{iy} \int \Delta e_\gamma dt + \beta_{CEA0} \end{cases} \quad (4)$$

其中

$$\Delta e_1 = I_{ord} - I_{dci} - 0.1$$

$$\Delta e_\gamma = \gamma_{ord} + \Delta \gamma - \gamma_i$$

式中: β_{CC} 、 β_{CEA} 分别为两控制器输出的超前触发

角; k_{pi} 、 k_{py} 、 k_{il} 、 k_{iy} 分别为定电流、定关断角控制中 PI 控制器的比例系数和积分系数; β_{CC0} 、 β_{CEA0} 分别为 β_{CC} 和 β_{CEA} 的初值; Δe_1 、 Δe_γ 分别为电流和关断角的跟踪误差; γ_{ord} 、 $\Delta \gamma$ 、 γ_i 分别为关断角指令值、电流偏差控制输出的关断角和实际关断角。

1.2 故障恢复过程分析

逆变侧交流故障引发首次换相失败后, 直流系统通常在故障清除前进入恢复过程, 连续换相失败常发生于直流系统恢复阶段。典型故障的恢复阶段时序特性和轨迹特性分别如图 2、图 3 所示, 以下根据逆变侧控制器选择结果对恢复过程进行分阶段分析。

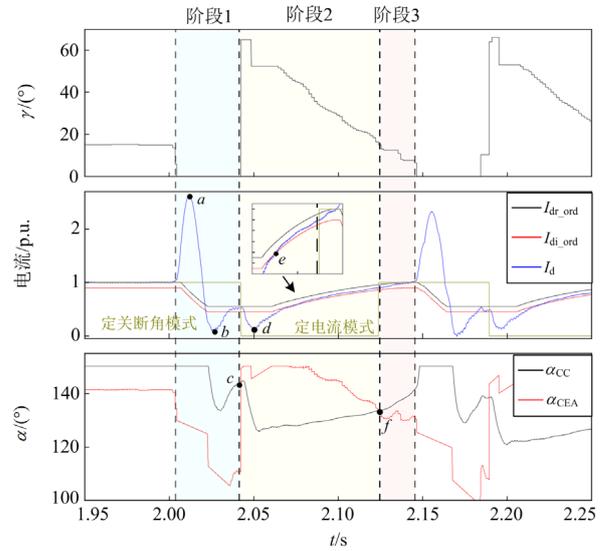


图 2 典型三相短路故障恢复过程仿真

Fig. 2 Typical ABC-G fault recovery process simulation

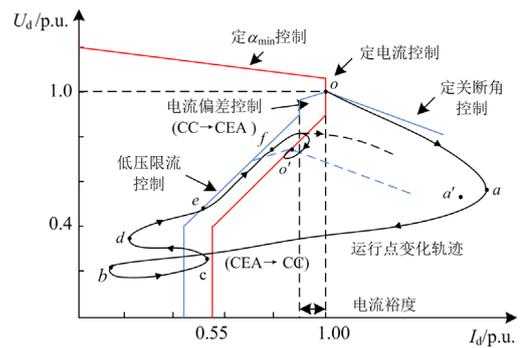


图 3 典型三相短路故障运行点轨迹示意图

Fig. 3 Typical ABC-G fault operation points track diagram

阶段 1: 首次换相失败发生后, 由于直流短路, 电流上升至峰值 a 点处。当换流阀恢复换相后, 在定电流控制作用下, 直流电流逐渐减小, 受响应超调影响, 实际电流会低于指令值跌落至最小值 b 点处, 随后直流电流回升。

阶段 2: 在逆变器旁通对完全消失的一个周期后, 关断角周期最小值大幅跳变, 造成定关断角控制输出的触发角大幅上升, 超过定电流控制输出触发角, 由式(4)将控制方式切换为定电流控制(即 c 点处)。触发角大幅增大会造成逆变侧直流电压增加, 因此, 直流电流下降至最小值 d 点处。随着直流电压上升, 当 $U > U_{low}$ 时, 由式(2)可知, VDCOL 启动恢复, 定电流控制器将电流恢复至逆变侧电流指令值 e 点处。当越过 e 点后, 整流、逆变侧定电流控制器协同工作恢复电流。但由于其作用结果方向相反, 实际电流持续保持在两电流指令之间, 由式(3)可以看出, CEC 将持续保持正输出, 电流的波动也会不被期望地反映在关断角指令值中。此阶段关断角不能直接受控, 而受定电流控制影响, 随实际电流升高不断下降。

阶段 3: 电流恢复后期, 关断角逐渐降低, 定电流控制器输出触发角不断下降、定关断角控制器输出触发角不断上升必将产生交点(f 点), 控制切换为定关断角控制。短时间内, 直流电流快速趋近于整流侧电流参考值, CEC 输出快速下跌。使定关断角控制输出触发角指令波动而非下降, 关断角控制效果不佳。如图 3 所示, 当运行点较早达到 f 点时, 直流能成功恢复, 轨迹恢复到故障后稳态工作点 o' 处; 当运行点较晚达到 f 点时, 发生连续换相失败, 轨迹向 a' 移动并重复以上过程($a-f$), 直至恢复到故障后稳态工作点 o' 处。

1.3 引发连续换相失败的控制配合不当问题

1.3.1 控制器配合不当影响因素分析

通过以上分析, 换相失败恢复过程中, 控制器配合不当可能存在连续换相失败风险, 连续换相失败发生与否受故障类型、故障严重程度和系统强度影响。附录 A 通过时序特性和运行轨迹对以上因素进行对比分析。其中 o 点为额定稳态运行点, c 点为控制器 CEA 切换至 CC 的控制切换点, f 点为控制器 CC 切换至 CEA 的控制切换点, o_1 、 o_2 为故障后稳态工作点。

由附录 A 图 A1、图 A2 可以看出, 不同于首次换相失败特性, 交流系统的故障严重程度不是连续换相失败的主导因素。连续换相失败的主导因素是控制器调节效果。如图 A2 所示, 在接地电阻为 Z_n 且非严重故障下, 由于故障稳态工作点更高, 意味着恢复过程中逆变侧定电流控制持续时间更长, 控制切换点越滞后, 使关断角更容易低于最小关断角, 从而发生连续换相失败。

由附录 A 图 A3、图 A4 可以看出, 相比于对称故障, 不对称故障后, 恢复过程受交流电流负序分量影响, 直流电流中产生较大的 2 次谐波分量^[21-22]。

2 次谐波电流会分别影响恢复过程中定电流、定关断角两控制器输出的触发角, 增大触发角波动, 从而造成两方面不利影响: (1) 两控制器输出波动越大, 越容易造成控制来回切换, 减少切换后由定关断角控制掌握控制权的时间; (2) 触发角波动越大, 部分换相过程中关断角越小。两方面共同作用使关断角更容易低于最小关断角, 从而发生连续换相失败。

由附录 A 图 A5、图 A6 可以看出, 当处于定关断角控制时, 电压特性满足式(5)。

$$U_d = N(1.35U_{aci} / T_i \cos \gamma_N - 3 / \pi X_{ci} I_d) \quad (5)$$

式中: N 为六脉冲换流器数量; U_{aci} 为逆变器换流母线电压; T_i 为逆变侧变压器变比; γ_N 为关断角额定值; X_{ci} 为逆变侧等效换相电抗; I_d 为直流电流。

SCR 越小, 即等效电抗越大, 对应图 A6 中的定关断角电压特性斜率的绝对值越大。在恢复过程中, 随着电流增大, 电压的恢复特性越慢。因此, 系统保持定电流控制的时间越长, 关断角更容易低于最小关断角, 从而发生连续换相失败。

1.3.2 控制器配合不当问题分析

由以上分析可知, 对于不同工况下受实际响应的影 响, 控制器的配合不当可能会造成连续换相失败。控制器之间配合主要存在以下两方面问题。

1) 在逆变侧控制器保持定电流控制阶段, 关断角受实际电流变化间接影响, 无法主动抬升。因此, 该阶段作用时间越长, 电流恢复越高, 越容易导致关断角控制裕度不足。

2) 在逆变侧控制器再次切换回定关断角控制阶段, 受上阶段 CEC 持续存在的影响, 切换后的短时间内 CEC 输出量大幅下降, 会弱化定关断角控制效果, 造成关断角短时控制不当。

因此, 为提升控制输出与实际响应的匹配度, 提出了一种改进控制器配合效果的定关断角加速控制方法。该方法能减少降低逆变侧定电流控制时间, 强化动态过程中逆变侧定关断角控制。从而较好地解决了以上两方面控制配合问题。

2 改进控制器配合效果的定关断角加速控制方法

2.1 定关断角加速控制方案

通过第 1 节分析可以看出, 逆变侧控制器由 CC 到 CEA 切换点(f 点)的位置对关断角恢复结果的影响较大。切换点作为控制器的结果量, 在控制器逻辑确定的条件下, 仅与电气量的实际响应有关, 难以准确控制。因此, 从改进控制器逻辑角度出发, 本文采用与 CEC 相似的思路, 提出了一种定关断角

加速控制方法。该方法的核心思想是通过动态提升关断角指令值、降低关断角的偏差量、减小定关断角控制器输出的触发角以及提前实现控制器切换,使关断角在恢复过程中快速主动受控。定关断角加速控制方法逻辑框图如图4所示。

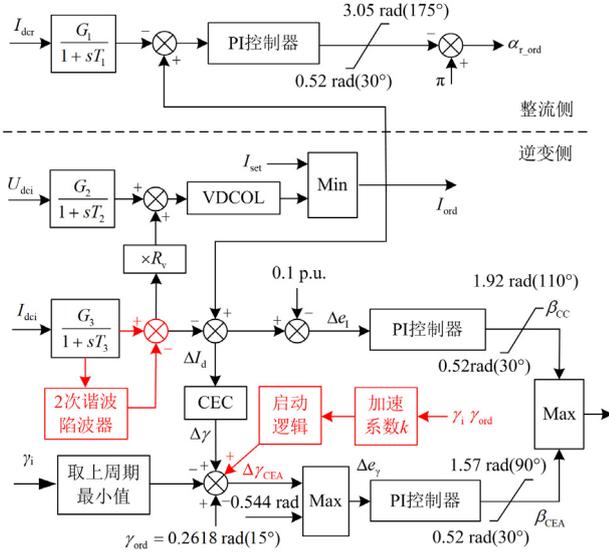


图4 定关断角加速控制方法逻辑框图

Fig. 4 Logic diagram of CEAA control method

如图4所示,该方法利用实际关断角 γ_i 与关断角指令值 γ_{ord} 的偏差对定关断角控制输出进行修正。为保证修正量为正,设置阶段2首次控制切换(即 $\alpha_{CEA} > \alpha_{CC}$)策略启动,在阶段3实际关断角小于关断角指令值(即 $\gamma_i < \gamma_{ord}$)策略退出。基于第1节分析,首次控制切换和实际关断角低于指令值均是恢复过程必然发生的。因此,控制策略可以根据恢复过程自适应投切。值得注意的是,方案核心思想在于提前关断角控制器切换,提升控制器间的配合效果,并不是一味提升关断角指令从而恶化功率恢复。当实际关断角小于关断角指令值时,策略已退出,关断角由原始定关断角控制恢复。该方案本质是在原控制回路中乘系数,并不影响原控制特征方程的特征根,因此不会影响系统的稳定性。同时,为提前控制切换,当策略启动时,采用2次谐波陷波器对控制器中的谐波电流进行滤除。

采用定关断角加速控制方案后对系统恢复过程的关断角恢复有两方面优势:

- 1) 提前切换至关断角控制,增强关断角受控时间,提供更大的关断角调整裕度;
- 2) 切换至定关断角控制后,方案能补偿 CEC 跌落导致的指令值下跌,降低对关断角控制的不当影响,提升实际关断角。

2.2 加速系数选取范围

关断角偏差加速控制能在不改变初期电流的基础上,改进两控制器的配合关系、提前控制切换点有利于实现恢复后期关断角的良好控制。不同加速系数对关断角动态特性的恢复效果不同,加速系数的合理取值能更好地实现系统恢复。

改进后的两控制器触发角时域特性可以表示为式(6)。可以看出,加速系数 k 的取值范围应保持在 $0 < k < 1$ 。其中,当 $k = 0$ 时,本文策略不投入,采用原始控制策略;当 k 增大、 Δe_γ 减小,则当 β_{CC} 与 β_{CEA} 相等时,对应 t 减小,即切换点提前。 k 越大,切换点提前越多。而从系统恢复特性的角度,不希望关断角过大。因此,以两控制器存在临界切换点(c 点)作为上限对 k 取值范围进行分析。

$$\begin{cases} \beta_{CC(t)} = \beta_{CC(t_0)} + k_{PI} \Delta e_{I(t)} + k_{II} \int_{t_0}^t \Delta e_{I(t)} dt \\ \beta_{CEA(t)} = \beta_{CEA(t_0)} + k_{PY} \Delta e_{\gamma(t)} + k_{IY} \int_{t_0}^t \Delta e_{\gamma(t)} dt \\ \Delta e_{I(t)} = \Delta I_{d(t)} - 0.1 \\ \Delta e_{\gamma(t)} = (\gamma_{ord} - \gamma_{i(t)})(1-k) + k_{CEC} \Delta I_{d(t)} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\beta_{CC(t)}$ 、 $\beta_{CEA(t)}$ 分别为 t 时刻两控制器输出的超前触发角; $\Delta e_{I(t)}$ 、 $\Delta e_{\gamma(t)}$ 分别为 t 时刻两控制器跟踪误差; $\Delta I_{d(t)}$ 、 $\gamma_{i(t)}$ 分别为 t 时刻电流偏差和关断角。

由式(6)可知,为使控制临界切换点(c 点)时刻存在交点,需要满足式(7)。

$$\beta_{CC(t_{c+})} \geq \beta_{CEA(t_{c-})} \quad (7)$$

式中, $\beta_{CC(t_{c+})}$ 、 $\beta_{CEA(t_{c-})}$ 分别为 t_{c+} 时刻两控制器的超前触发角。

由1.2节分析可知,定电流控制在 t_c 时刻并不发生突变,因此 $\beta_{CC(t_{c+})} = \beta_{CC(t_{c-})}$ 。而定关断角控制在 t_c 时刻关断角突然恢复,引起 β_{CEA} 突然跌落。短小时内积分环节几乎不起作用,且 t_c 时刻 $\Delta I_{d(c)} = 0$,式(7)可以被简化为

$$\beta_{CC(t_{c-})} \geq \beta_{CEA(t_{c-})} + k_{PY} (-\gamma_{i(t_{c+})} + \gamma_{i(t_{c-})})(1-k) \quad (8)$$

式中: $\beta_{CC(t_{c-})}$ 、 $\beta_{CEA(t_{c-})}$ 分别为 t_{c-} 时刻两控制器的触发延迟角; $\gamma_{i(t_{c+})}$ 、 $\gamma_{i(t_{c-})}$ 分别为 t_{c+} 、 t_{c-} 时刻的实际关断角; k_{PY} 为定关断角控制PI控制器的比例系数,在CIGRE控制中其值为0.7506。

由式(8)可以得到加速系数 k 的选取区间,如式(9)所示。

$$0 \leq k \leq 1 - \frac{\Delta \beta_{(t_{c-})}}{k_{PY} \Delta \gamma_{i(t_{c-})}} \quad (9)$$

式中: $\Delta\beta_{(t_c)}$ 为 t_c 时刻控制器的触发延迟角差, $\Delta\beta_{(t_c)} = \beta_{CEA(t_c)} - \beta_{CC(t_c)}$; $\Delta\gamma_{i(t_c)}$ 为 t_{c+} 、 t_{c-} 时刻实际的关断角差, $\Delta\gamma_{i(t_c)} = \gamma_{i(t_{c+})} - \gamma_{i(t_{c-})}$ 。

当加速系数 k 在式(9)所示的区间时, 控制策略均能提升系统的连续换相失败抑制效果同时保证存在控制方式切换, 而能满足各工况下的连续换相失败抑制与系统功率恢复的最适加速系数 k , 则需要由实际案例中的关断角偏差特性运行范围确定。

2.3 直流电流谐波滤除策略

陷波器具有结构简单、容易实现的特点, 可以用于滤除输入中包含的特定频率信号。陷波器结构如图 5 所示。

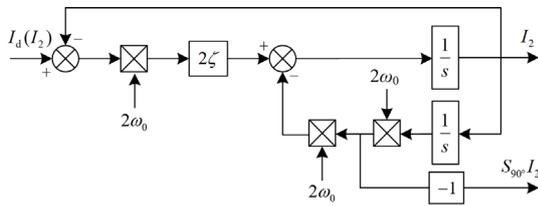


图 5 陷波器结构图

Fig. 5 Notch filter structure diagram

图中: I_d 为逆变侧控制系统的直流电流测量值; I_2 为 2 次谐波电流; ω_0 为基波角频率(100 π rad/s); ξ 反映滤波器对干扰信号的敏感度和响应速度, 本文取 0.7071^[23-24]。陷波器传递函数可以表示为

$$G_{NF}(s) = \frac{4\xi\omega_0 s}{s^2 + 4\xi\omega_0 s + 4\omega_0^2} \quad (10)$$

由于逆变侧控制系统中电流滤波环节积分时间常数较小, 谐波滤除效果有限。将陷波器应用于定电流控制环节中可以有效降低不对称故障后的 2 次谐波电流, 提前定关断角控制时间, 同时降低定关断角控制输出的触发角波动, 有效减少不对称故障后的连续换相失败发生概率。同时采用上述参数时, 式(10)特征根均有负实部, 因此加入陷波器并不会影响系统的稳定性。

3 仿真验证

为详细验证本文所提定关断角加速控制方法的有效性, 在 CIGRE 标准模型中进行以下仿真验证。模型额定输送功率为 1000 MW, 额定直流电压为 500 kV, 逆变侧额定关断角为 15°, 最小关断角取 7.2°, 系统 SCR 为 2.5。在故障设置上, 为不失一般性, 分别对严重对称、不对称故障进行仿真验证。后文仿真波形均按以下典型案例进行仿真设置: 逆变侧母线 2 s 故障, 故障持续时间为 0.5 s, 三相故障接地电感设置为 0.8 H, 单相故障接地电感设置为 0.5 H。

3.1 加速系数选取分析及仿真验证

控制器触发角差 $\Delta\beta_{(t_c)}$ 、 t_c 时刻实际关断角差 $\Delta\gamma_{i(t_c)}$ 以及关断角偏差的时域特性 $\Delta\gamma_{i(t)}$ 主要受直流系统参数及控制参数的影响, 而受故障类型、故障严重程度、故障时刻的影响小。当系统条件确定时, $\Delta\beta_{(t_c)}$ 和 $\Delta\gamma_{i(t)}$ 是接近的, 不同故障工况仅影响换相失败恢复时刻关断角的突变量 $\Delta\gamma_{i(t_c)}$, 但其总体变化幅度不大。因此, 对于以上典型 CIGRE 系统参数, 根据大量仿真结果 $\Delta\beta_{(t_c)}$ 约为 0.471, $\Delta\gamma_{i(t_c)}$ 约为 1.222, 通过式(9)可估计该系统下的加速系数范围为 $0 \leq k \leq 0.49$, 图 6 根据范围分别取 0、0.15、0.3、0.45, 并对比典型案例下的关断角偏差特性, 分析加速系数取值。典型案例的加速系数也适用于其他故障工况。

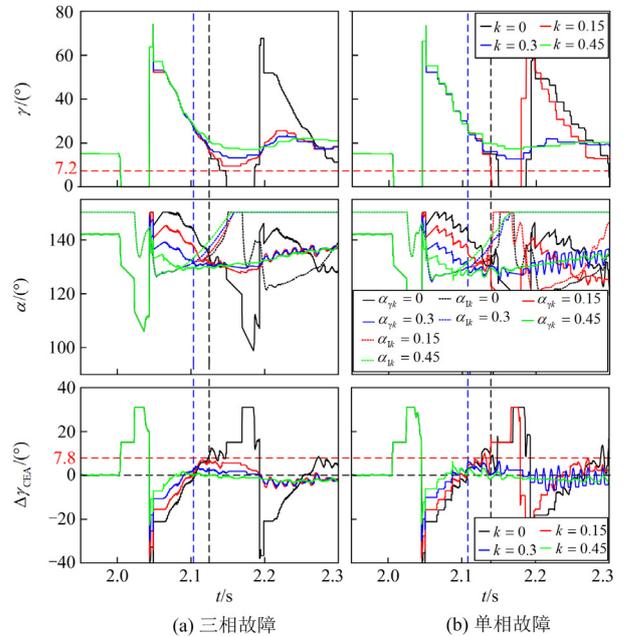


图 6 SCR 为 2.5 时, 典型案例下不同加速系数对比

Fig. 6 Comparison of different acceleration factor under typical cases when SCR = 2.5

通过图 6 可以看出, 仿真结果与上文分析一致, k 值越大, 切换点提前越多, 关断角正偏差时域特性的绝对值越小, 关断角恢复最小值越大。为保证不发生连续换相失败, 关断角偏差时域特性最大值不应超过 $\gamma_{ord} - \gamma_{min}$, 即 7.8°。当 k 取 0、0.15 时, 关断角初始偏差绝对值过大, 会导致恢复后期关断角偏差大于 7.8°, 从而发生连续换相失败; 当 k 取 0.45 时, 恢复后期关断角最小值过大, 影响传输功率; 当 k 取 0.3 时, 关断角偏差均不超过临界值, 并留有一定裕度。因此, 从兼顾功率恢复和连续换相

失败抑制的角度, 当 SCR 为 2.5 且 k 取 0.3 时, 系统有较好的恢复特性。

而在不同强度的系统下, 关断角偏差的动态特性有所差异, 系统越弱, 动态过程中关断角偏差变化越大。因此, 系统阻抗越大, SCR 越小, 加速系数 k 值应越大。通过仿真及计算, 得到不同系统强度的加速系数选取范围; 从兼顾功率恢复和连续换相失败抑制效果的角度, 得到不同系统强度下加速系数的推荐值, 如图 7 所示。其中, 当 SCR 为 2 时, k 取 0.6; 当 SCR 为 3 时, k 取 0.15。后文 k 分别取以上参数进行验证。

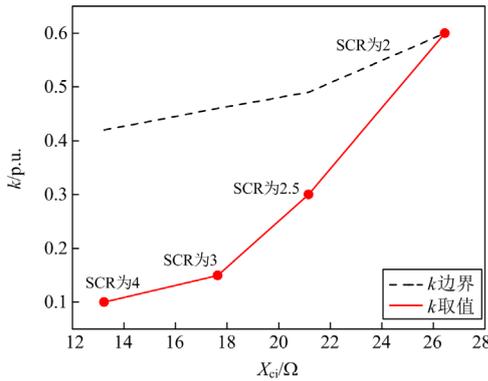


图 7 加速系数与系统强度的关系

Fig. 7 Relationship between acceleration factor and system strength

3.2 谐波滤除优化效果验证

为验证方案中滤波环节对响应特性的影响。在 2.001 s 设置单相短路故障, 接地电感为 0.5 H, 故障持续时间为 0.5 s, 分别对比并分析了方案中加入滤波策略和未加入滤波策略效果, 仿真结果如图 8 所示。

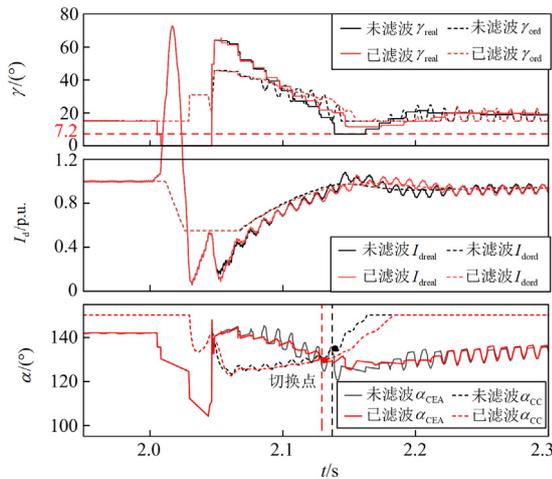


图 8 单相 0.5 H 故障滤波方案效果验证

Fig. 8 Effect verification of filtering scheme during A-G fault at $L_f = 0.5$ H

由图 8 可知, 加入滤波策略后, 可以有效降低控制量的波动, 从而避免由于波动造成的控制方式来回切换, 提前控制切换点和关断角受控时间。虽然加入滤波策略使动态过程中关断角恢复滞后, 但受控制切换点提前的影响, 实际关断角提前提升, 实际电流提前下降, 使得最终恢复的实际关断角最小值相较于无滤波策略时有所提升。因此, 加入滤波策略后能提升控制器配合效果, 有效提升恢复后期的关断角裕度。

3.3 控制方案响应特性对比

为对比验证不同控制方法的效果, 分别对以下 3 种控制方案进行仿真分析。

方案 I: 采用 CIGRE HVDC 标准测试模型控制策略。

方案 II: 在 CIGRE HVDC 标准测试模型控制环节的基础上增加文献[18]所提的自适应电流偏差控制策略。

方案 III: 在 CIGRE HVDC 标准测试模型控制环节的基础上增加本文所提的关断角加速控制策略。

在典型故障条件下分别对以上 3 种方案进行仿真对比, 仿真结果如图 9、图 10 所示。

由图 9、图 10 可以看出, 在不同故障类型下, 方案 II、III 均能有效抑制连续换相失败。不同的是, 方案 II 通过增大电流偏差斜率的方式来改进关断角裕度的效果有限。由图 9(a)—图 9(c)可以看出, 增大电流偏差斜率虽然可以增加恢复过程中的电流偏差控制输出, 从而少许提前控制切换点, 但实际关断角最小值提升有限, 仅略大于最小关断角。因此在不对称工况下, 方案 II 需要通过零序电压对电流偏差控制的输出进行修正, 该方式虽能有效提升换相裕度, 但直流恢复后受零序电压持续存在的影响, 关断角指令值持续保持较大输出, 从而降低触发角, 导致恢复后直流功率较低, 如图 10 所示。由图 9(b)、图 9(c)、图 10(b)和图 10(c)可知, 方案 III 能根据关断角偏差动态补偿关断角指令值, 增加关断角控制效果、降低关断角偏差, 同时加速控制切换、快速实现关断角提升。方案的补偿量根据动态响应进行自适应投退和调节, 其中关断角恢复初期补偿量大, 后期补偿量小直至退出, 其特性满足关断角恢复规律。由图 9(c)放大部分可以看出, 方案 III 通过对切换后关断角指令的正补偿, 可以降低控制切换后关断角指令快速下跌导致的触发角指令波动、弱化控制器配合不当影响、提升实际关断角以及抑制连续换相失败。由图 9(d)、图 10(d)可以看出, 相较于方案 II, 方案 III 能保持换相失败后更高的直流功率, 有利于故障期间直流功率的传输。

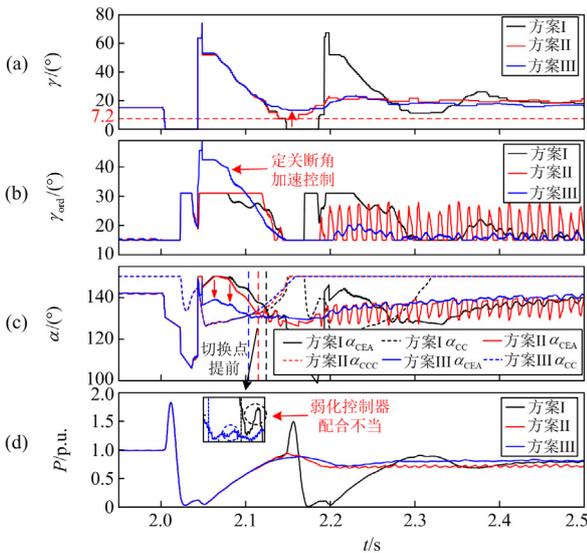


图9 三相 0.8 H 故障响应特性对比

Fig. 9 Comparison of response characteristics during ABC-G fault at $L_f = 0.8$ H

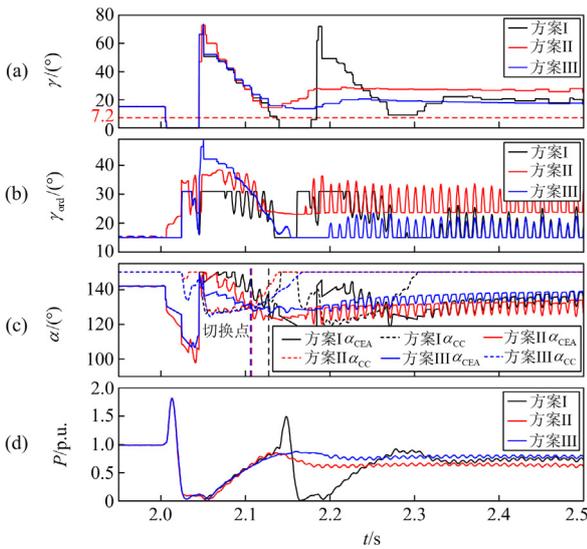


图10 单相 0.5 H 故障响应特性对比

Fig. 10 Comparison of response characteristics during A-G fault at $L_f = 0.5$ H

3.4 全工况抑制效果验证

为充分验证本文所提策略在不同工况下连续换相失败的抑制效果, 分别统计不同故障类型、故障时刻、故障严重程度下策略换相失败次数。故障类型分别选取三相接地故障和单相接地故障; 故障时刻分别在一个周期内以 2 ms 为步长, 由 2 s 至 2.018 s; 故障严重程度以感性故障为例, 以 0.1 H 为步长, 由 0.2 H 递增至 1.4 H。分别对 3 种控制方案进行仿真, 仿真结果如图 11、图 12 所示。

由图 11、图 12 可知, 由于方案 II 对 CEC 斜率的调整和修正主要基于交流母线电压, 即故障越严重, 电压跌落越多, 关断角指令值的调整量越大; 不对称程度越高, 零序电压幅值越大, 对关断角指令值的修正量越大。因此, 方案 II 在严重故障时对连续换相失败的抑制效果较好, 而在相对轻微故障时抑制连续换相失败的效果较差。方案 III 能利用关断角偏差动态补偿关断角指令值, 同时通过滤波降低不对称造成的触发角波动, 充分提前控制切换点。由图 11(c)、图 12(c)可以看出, 方案 III 在不同工况下均能较好地抑制连续换相失败。

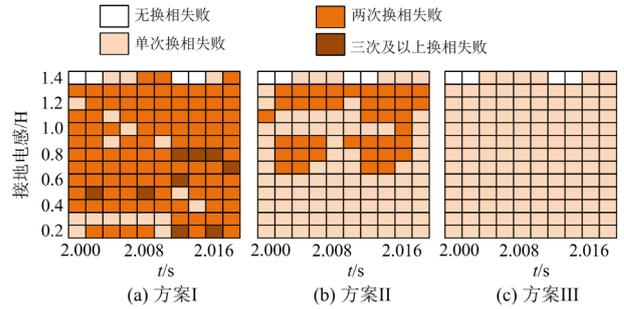


图 11 三相接地故障仿真统计

Fig. 11 Simulation statistics of ABC-G fault

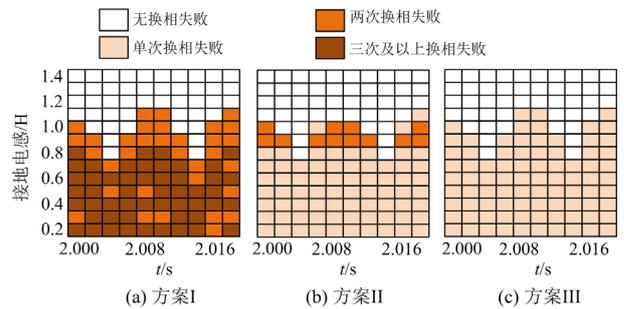


图 12 单相接地故障全工况仿真统计

Fig. 12 Simulation statistics of A-G fault full working condition

3.5 不同短路比效果验证

为充分验证本文所提策略在不同短路比系统下连续换相失败的抑制效果, 在 SCR 为 2、2.5、3 时分别对方案 I、III 进行了仿真对比, 仿真结果如图 13 所示。

由图 13(a)可以看出, 当采用方案 I 时, 与前文分析一致, 除部分极端严重故障工况, SCR 越小的系统, 越容易发生连续换相失败。不对称故障相比于对称故障更容易发生连续换相失败。由图 13(b)可以看出, 当采用方案 III 改进控制器的调节效果后, 在不同故障严重程度、不同 SCR 下均能有效抑制连续换相失败, 方案 III 在不同系统强度下适用性较好。

而对于多馈入 LCC-HVDC 模型，经过模型搭建及仿真验证，本文提出的改进方案也同样适用，其分析研究方法与本节类似。

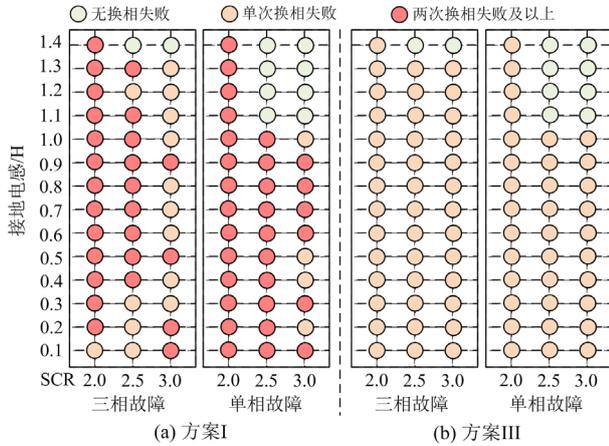


图 13 不同短路比仿真统计

Fig. 13 Simulation statistics of different short circuit ratio

4 结论

本文通过对首次换相恢复过程的分阶段研究，分析了控制器配合不当引发连续换相失败的机理，在此基础上提出了一种增强控制器配合效果的定关断角加速控制方法，得出以下结论。

1) 连续换相失败特性与首次换相失败不同，故障严重程度不是影响连续换相失败的主导因素，其主导因素是控制器调节效果。当调节效果不佳、控制切换点滞后时，直流系统易发生连续换相失败。

2) 首次换相失败恢复过程中，控制器配合存在两方面问题影响关断角恢复，可能引发连续换相失败。(1) 控制切换点滞后，定电流控制阶段过长，受电流恢复过大影响，关断角过低。(2) 切换至定关断角控制初期，CEC 输出量大幅下降了弱化定关断角控制效果，关断角不能良好控制导致持续跌落。

3) 不对称故障后，受直流 2 次谐波分量的影响，触发电角指令值会产生波动，易导致控制方式来回切换，使控制切换点滞后，不利于后续关断角控制。因而即便不对称故障程度更轻，却更容易导致连续换相失败。

4) 基于对连续换相失败机理的研究，本文提出一种定关断角加速控制方法。该方法能根据换相恢复过程自适应投切，利用关断角偏差量动态调整关断角控制指令值，同时通过滤波降低不对称故障对控制切换的不利影响，提前实现控制切换以及降低切换后不当控制影响。该方法能实现不同工况下的连续换相失败抑制，有效提升连续换相失败抵御能力，有利于系统的快速恢复。

附录 A

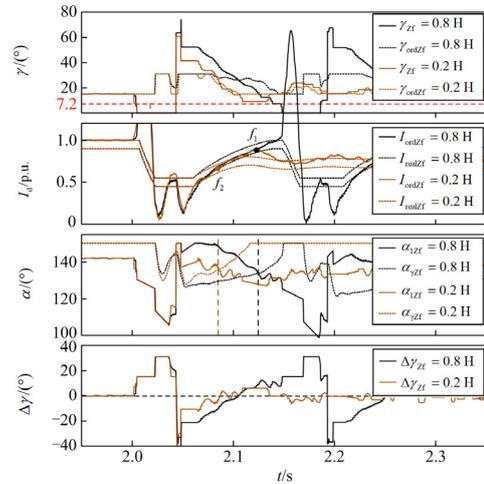


图 A1 SCR 为 2.5 时，三相故障恢复过程仿真结果

Fig. A1 Recovery process simulation of ABC-G

fault when SCR = 2.5

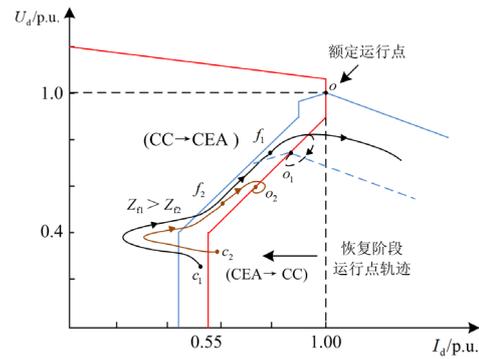


图 A2 不同故障严重程度运行点轨迹示意图

Fig. A2 Operating points track with different fault severity

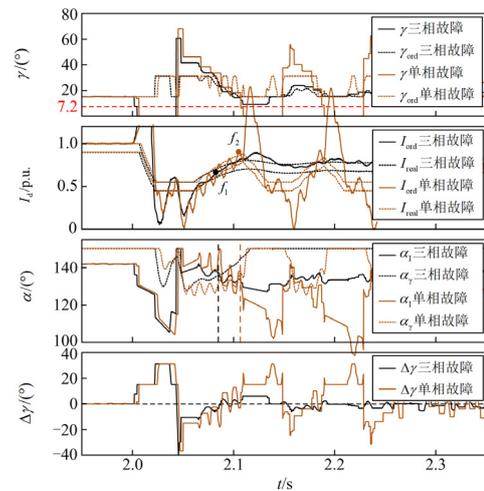


图 A3 SCR 为 2.5、 $Z_f = 0.2$ H 时恢复过程仿真结果

Fig. A3 Recovery process simulation when SCR = 2.5 and $Z_f = 0.2$ H

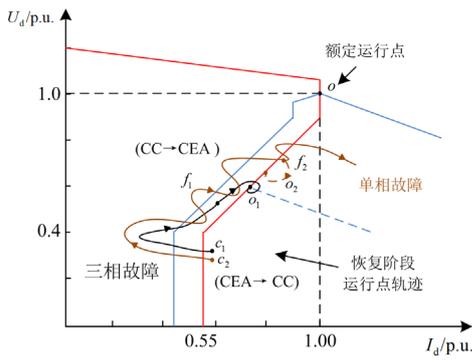


图 A4 不同故障类型运行点轨迹示意图

Fig. A4 Operating points track with different fault types

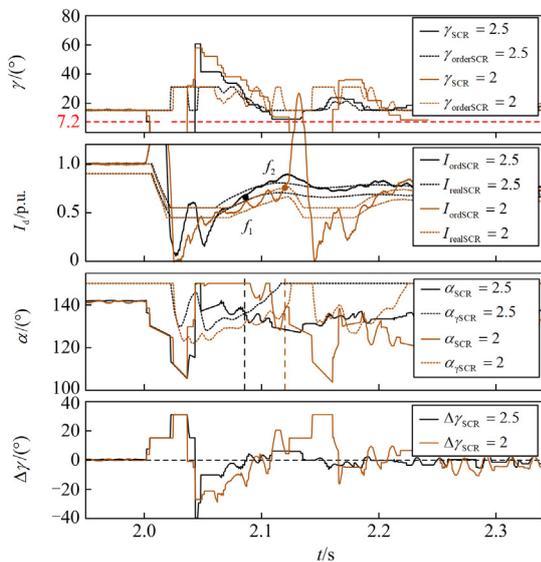


图 A5 三相故障、 $Z_f = 0.2$ H 时恢复过程仿真结果

Fig. A5 Recovery process simulation of ABC-G fault when $Z_f = 0.2$ H

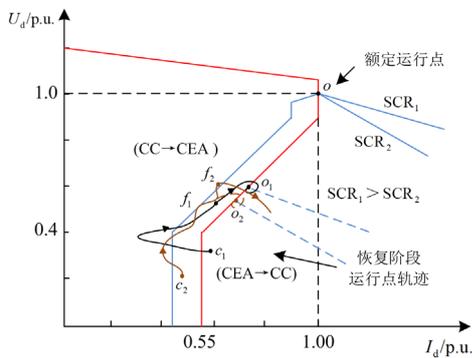


图 A6 不同系统强度运行点轨迹示意图

Fig. A6 Operating points track with different system strength

参考文献

[1] 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.
 [2] 景柳铭, 王宾, 董新洲, 等. 高压直流输电系统连续换相失败研究综述[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9): 116-123.
 JING Liuming, WANG Bin, DONG Xinzhou, et al. Review of consecutive commutation failure research for HVDC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9): 116-123.
 [3] ZHOU Hongyu, YAO Wei, AI Xiaomeng, et al. Comprehensive review of commutation failure in HVDC transmission systems[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2022, 205: 1-23.
 [4] YANG Weichen, MIAO Shihong, ZHANG Shixu, et al. A commutation failure risk analysis method considering the interaction of inverter stations[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2020, 120: 1-14.
 [5] DENG Yujia, LIN Sheng, FU Ling, et al. New criterion of converter transformer differential protection based on wavelet energy entropy[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(3): 980-990.
 [6] 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, TONG 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.
 [7] 张国辉, 景柳铭, 王宾, 等. 谐波引起的高压直流输电连续换相失败抑制方法研究[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(5): 33-41.
 ZHANG Guohui, JING Liuming, WANG Bin, et al. Study on HVDC consecutive commutation failures mitigation method caused by harmonics[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(5): 33-41.
 [8] 郭春义, 李春华, 刘羽超, 等. 一种抑制传统直流输电连续换相失败的虚拟电阻电流限制控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(18): 4930-4937.
 GUO Chunyi, LI Chunhua, LIU Yuchao, et al. A DC current limitation control method based on virtual-resistance to mitigate the continuous commutation failure for conventional HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(18): 4930-4937.
 [9] 李瑞鹏, 李永丽, 陈晓龙. 一种抑制直流输电连续换相失败的控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(17): 5029-5042.
 LI Ruipeng, LI Yongli, CHEN Xiaolong. A control method for suppressing the continuous commutation failure of HVDC transmission[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(17): 5029-5042.
 [10] 朱红萍, 李毅, 周振怿, 等. 附加虚拟电容的动态非线性

- 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 capacitance[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(2): 134-143.
- [11] 孟庆强, 刘泽洪, 洪乐荣, 等. 一种抑制连续换相失败的非线性 VDCOL 控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(7): 119-127.
- MENG Qingqiang, LIU Zehong, HONG Lerong, et al. A suppression method based on nonlinear VDCOL to mitigate the continuous commutation failure[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(7): 119-127.
- [12] 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.
- [13] 刘磊, 林圣, 何正友. 基于虚拟换相面积缺乏量的 HVDC 系统连续换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(18): 5361-5368.
- LIU Lei, LIN Sheng, HE Zhengyou. A novel method based on virtual commutation area insufficient to mitigate the continuous commutation failure for HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(18): 5361-5368.
- [14] 汪娟娟, 黄梦华, 傅闯. 交流故障下高压直流运行特性及恢复策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(2): 514-523.
- WANG Juanjuan, HUANG Menghua, FU Chuang. Research on operational characteristics and recovery strategy of HVDC under AC fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(2): 514-523.
- [15] HONG Lerong, ZHOU Xiaoping, LIU Yifeng, et al. Analysis and improvement of the multiple controller interaction in LCC-HVDC for mitigating repetitive commutation failure[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(4): 1-12.
- [16] 刘磊, 林圣, 刘健, 等. 控制器交互不当引发后续换相失败的机理分析[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3562-3568.
- LIU Lei, LIN Sheng, LIU Jian, et al. Mechanism analysis of subsequent commutation failures caused by improper interaction of controllers[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3562-3568.
- [17] LIU Lei, LIN Sheng, LIU Jian, et al. Analysis and prevention of subsequent commutation failures caused by improper inverter control interactions in HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2841-2852.
- [18] 夏海涛, 周小平, 洪乐荣, 等. 一种抑制后续换相失败的自适应电流偏差控制方法[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(15): 4345-4356.
- XIA Haitao, ZHOU Xiaoping, HONG Lerong, et al. An adaptive current deviation control method for suppressing following commutation failures[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(15): 4345-4356.
- [19] 袁博, 王颖, 邵华, 等. 抑制特高压直流系统连续换相失败的非线性动态电流偏差控制[J]. 中国电力, 2021, 54(8): 75-82.
- YUAN Bo, WANG Ying, SHAO Hua, et al. A nonlinear dynamic current deviation control method for suppressing continuous commutation failures in UHVDC systems[J]. Electric Power, 2021, 54(8): 75-82.
- [20] 戴志辉, 潘星宇, 王靖宇. 基于动态电流偏差控制的连续换相失败抑制方法[J]. 电力系统及其自动化学报, 2021, 33(3): 49-58.
- DAI Zhihui, PAN Xingyu, WANG Jingyu. Continuous commutation failure suppression method based on dynamic current deviation control[J]. Proceedings of the CSU-EPSSA, 2021, 33(3): 49-58.
- [21] 曾亮, 李永丽, 张云柯, 等. 逆变侧交流系统不对称故障引发 HVDC 系统连续换相失败的机理及抑制策略研究[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(11): 3159-3168.
- ZENG Liang, LI Yongli, ZHANG Yunke, et al. Research on mechanism and control strategy of continuous commutation failures in HVDC system caused by asymmetrical fault in inverter-side AC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(11): 3159-3168.
- [22] WANG Yulin, LI Xiaohua, CAI Zexiang, et al. Continuous commutation failure suppression method based on dynamic compensation of firing angle deviation[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2023, 147: 1-13.
- [23] LIU Dui, LI Xiaohua, CAI Zexiang, et al. Multiple commutation failure suppression method of LCC-HVDC transmission system based on fault timing sequence characteristics[J]. International Journal of Electrical Power & Energy Systems, 2022, 141: 1-11.
- [24] 杜雄, 郭宏达, 孙鹏菊, 等. 基于 ANF-PLL 的电网电压基波正负序分离方法[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(27): 28-35.
- DU Xiong, GUO Hongda, SUN Pengju, et al. A positive and negative sequence component separation method for grid voltage based on the phase locked loop with an adaptive notch filter[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(27): 28-35.

收稿日期: 2023-07-25; 修回日期: 2023-09-25

作者简介:

王玉麟(1994—), 男, 博士研究生, 研究方向为高压直流输电运行与控制; E-mail: 15717911994@163.com

李晓华(1975—), 女, 通信作者, 博士生导师, 教授, 研究方向为高压直流输电保护与控制。E-mail: eplhx@scut.edu.cn

(编辑 姜新丽)