

基于实时戴维南等值参数估计的 LCC-HVDC 后续换相失败抑制策略

彭龙¹, 汤涌¹, 程帆^{2*}, 尹睿³, 赵兵¹, 徐式蕴¹, 雷霄¹, 顾卓远⁴

- (1. 电网安全与节能国家重点实验室(中国电力科学研究院有限公司), 北京市 海淀区 100192;
2. 中国工程院战略咨询中心, 北京市 西城区 100088; 3. 山东大学, 山东省 济南市 250061;
4. 国家电网公司 北京市 西城区 100031)

A Subsequent Commutation Failure Suppression Strategy for LCC-HVDC Based on Real-time Thevenin Equivalent Parameter Estimation

PENG Long¹, TANG Yong¹, CHENG Fan^{2*}, YIN Rui³, ZHAO Bing¹, XU Shiyun¹, LEI Xiao¹, GU Zhuoyuan⁴

- (1. State Key Laboratory of Power Grid Safety and Energy Conservation(China Electric Power Research Institute),
Haidian District, Beijing 100192, China; 2. Centers for Strategic Studies, Chinese Academy of Engineering,
Xicheng District, Beijing 100088, China; 3. Shandong University, Jinan 250061, Shandong Province, China;
4. State Grid Corporation of China, Xicheng District, Beijing 100031, China)

ABSTRACT: Line commutated converter based HVDC (LCC-HVDC) has the problem of subsequent commutation failure (CF) in the power recovery process after an inverter-side concerning AC fault. The traditional control strategy without AC system strength is not capable of dealing with different operation conditions. Based on the real-time tracking of Thevenin equivalent (TE) parameters of the AC system after a fault, a current control strategy was proposed to suppress the subsequent CF under different AC system strengths. Firstly, by setting the voltage threshold and parameter constraints to filter the effective measurement data, the least-squares method was used to estimate the TE parameters. This estimation method is independent of the initial value and can deal with the variation of the system-side TE voltage. Secondly, the relationship between the TE parameters on the inverter side and the DC maximum power was derived. The control strategy based on retaining power margin was proposed, which determines the upper limit of DC current. Finally, the simulations prove that the proposed estimation method can quickly track the TE parameter; and the maximum current control instruction of LCC-HVDC based on the estimated parameters can effectively avoid subsequent CF under variant system strength.

KEY WORDS: line commutated converter; subsequent commutation failure; Thevenin equivalent; parameter estimation; maximum DC power

摘要: 基于电网换相型变换器的高压直流系统, 在第一次换相失败后的功率恢复过程中, 存在后续换相失败问题。现有研究对受端交流系统故障后拓扑变化带来的系统强度变化欠缺考虑, 特别是对系统变弱后的后续换相失败抑制策略未进行深入研究。该文通过实时跟踪故障后系统戴维南等值参数, 提出一种考虑系统不同强度的抑制后续换相失败的电流控制策略。首先通过设置电压阈值和参数约束筛选有效的测量数据, 基于最小二乘法实现戴维南等值参数的实时估计, 进而得到故障后交流系统制约下的直流最大运行功率。其次, 根据最大功率点附近功率变化随电流变化灵敏度较低的特点, 确定最大功率保留一定功率裕度后所对应的直流电流作为抑制后续换相失败的电流控制上限。最后, 经过PSCAD仿真验证, 所提方法能够快速跟踪戴维南等值参数, 基于该参数得到的限流措施能够有效避免系统强度降低下的后续换相失败。

关键词: 电网换相型变换器; 后续换相失败; 戴维南等值; 参数估计; 直流功率极限

0 引言

随着大规模交直流电网的形成, 直流受扰导致的电网安全稳定问题越来越突出^[1]。基于电网换相型变换器的高压直流系统(line commutated converter based HVDC, LCC-HVDC)广泛应用于区

基金项目: 国家自然科学基金项目(51977197, U2166601, U2066602)。

Project Supported by National Natural Science Foundation of China (51977197, U2166601, U2066602).

域间的大功率传输,其依赖交流系统电压进行换相的特性导致其受扰后容易发生换相失败问题^[2]。在首次换相失败后,如果直流系统调节不当会导致后续的第二次或者多次的换相失败,甚至引发直流闭锁^[3],严重威胁送受端系统的安全稳定运行,特别是在故障线路切除后系统强度变化情况。本文主要针对在换相失败后的功率恢复过程中存在的后续换相失败问题进行研究。

受端系统强度变化对直流运行特性影响较大,交流系统故障后的电压支撑能力下降是影响直流后续换相关键因素^[4]。当故障切除后受端交流系统变弱,在直流恢复功率过程中可能造成逆变侧换流器熄弧角接近临界熄弧角,引发后续换相失败。目前,抑制换相失败的措施主要有额外设备支撑、换流器拓扑改造和直流控制策略改进。后者由于易于实现且成本较低得到了广泛关注,其主要思路分为提前逆变侧触发角和给定电流/功率限值^[5]。触发角提前控制可以提高熄弧角裕度,然而在弱系统下提前触发角度可能引起直流电流过大,交流电压降低过多,增加换相失败风险^[6]。在给定电流/功率限值方面,文献[7-9]等针对低压限流环节进行改进,改善直流电流恢复特性。文献[10-11]基于准稳态公式,通过换流站电压实测和控制角度约束得到了最大电流的限制。在功率限制方法,文献[12]提出了基于临界电压风险预判结果实时减小或恢复直流输送功率的控制策略。文献[13]提出基于电网故障事件利用离线的直流功率方案以降低换相失败风险。目前研究均对受端交流系统故障后拓扑变化带来的系统强度变化欠缺考虑,特别是在系统变弱后的后续换相失败抑制策略未进行深入研究,同时也需要评估控制策略对控制功率的影响。

直流运行特性与受端交流系统强度强耦合,因此本文通过实时估计系统故障后戴维南等值参数,根据故障后直流的功率和电流运行特性,实现降低换相失败风险和最大功率运行相协调。利用本地PMU采集负荷持续变化下的电压电流能够实时估计戴维南等值参数^[14],现有方法一般依赖准确的初值^[15-16],或假设戴维电势恒定^[17-18],或至少要求戴维南等值电势的幅值恒定^[19]。由于故障后一般伴随着系统等值参数的突变,负荷侧电气量变化大幅度也难以保证参数可观性,上述方法对于大扰动下戴维南参数变化还难以实时跟踪。文献[20]提出利用电流阈值筛选测量数据,实现大扰动下戴维南等

值参数的跟踪。

本文在之前研究的基础上,严格推导阻抗估计误差和电压变化的关系,提出基于电压阈值筛选数据进行故障后的戴维南等值参数估计。基于系统参数可以实时计算直流最大传输功率,进一步提出通过以最大直流功率为参考,在保留一定功率裕度的基础上,确定最终的抑制后续换相失败的限流指令。所提方法能够在各种系统强度下抑制后续换相失败,同时考虑实时的直流系统功率运行极限,兼顾了直流换相失败抑制和功率的经济运行。

1 电流指令对后续换相失败的影响

在受端断线导致系统强度下降的情况下,直流(CIGRE标准模型)发生后续换相失败过程如图1所示,可分为5个阶段。文献[3,10]对此过程进行了详细分析,本文只对其进行简要描述:第①和②为换相失败和直流电流开始恢复阶段;③为整流侧定电流控制(constant current, CC)和逆变侧定电流控制(CC)共同作用下,直流电流按低压限流的电流缓慢上升的阶段。在第④阶段,随着逆变侧触发超前角的降低,熄弧角逐渐降低至小于定熄弧角控制器的目标值,即电流偏差控制的输出与定熄弧角控制目标角度的和时,定熄弧角控制器开始起作用。第⑤阶段,逆变侧由定熄弧角控制接管,整流侧触发角快速将电流调节至整流侧目标值,定电流偏差角度下降,此时定熄弧角控制输出也随之下降,直流电流小幅度增加后直流发生后续换相失败。根据上述情况,可以选择在熄弧角裕度较高时,通过限制整流侧电流指令,抑制后续换相失败^[3,10]。

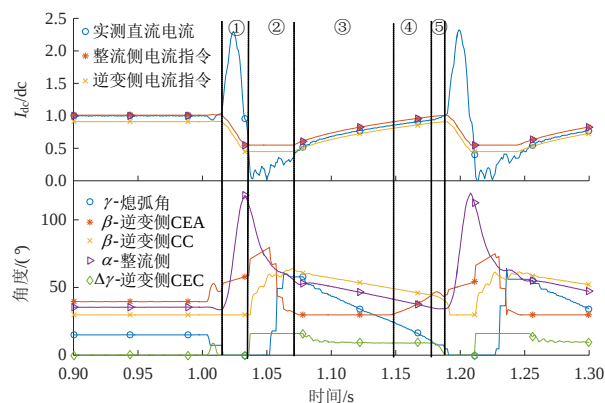


图1 后续换相失败过渡过程

Fig. 1 Subsequent commutation failure transition process

2 抑制后续换相失败的限流指令计算方法

本节推导直流最大功率与逆变侧交流系统戴维南等值参数的关系,通过分析直流最大功率点附

近功率电流特性, 给出抑制后续换相失败限流指令的计算方法。

2.1 基于逆变站交流电压的电流控制指令

逆变侧直流电压 V_{di} 与直流电流 I_d 有以下关系:

$$V_{di} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} SNE_d \cos \beta + \frac{3}{\pi} SX_d I_d \quad (1)$$

$$V_{di} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} SNE_d \cos \gamma - \frac{3}{\pi} SX_d I_d \quad (2)$$

式中: S 为串联桥数; N 为变压器变比; β 为触发超前角; X_d 为换相电抗; γ 为熄弧角; E_d 为换流站交流母线电压有效值。

根据式(1)、(2)可得:

$$I_d = \frac{N(\cos \gamma - \cos \beta)}{\sqrt{2}X_d} E_d \quad (3)$$

已有研究一般根据换流站电压 E_d 的实时测量, 设置固定的 γ 、 β 角度约束计算电流, 作为直流电流上限^[10-11]。在系统强度下降时, 直流能够传输的最大功率下降, 通过上述方法计算的电流值可能过大, 使直流运行于功率随电流增长而下降的区间。过大的直流电流不但会降低直流功率, 而且还增加了换相失败风险, 因此还应进一步考虑功率特性, 确定电流限制值。

2.2 基于最大功率运行点的电流控制指令

式(4)、(5)为逆变侧换流站功率方程^[21], P_d 为送出的直流有功功率, Q_d 为吸收的无功功率。 $G+jB$ 为直流等效导纳。

$$P_d = \frac{3SN^2}{4\pi X_d} (\cos 2\gamma - \cos 2\beta) E_d^2 = -GE_d^2 \quad (4)$$

$$Q_d = \frac{3SN^2}{4\pi X_d} (2\beta - 2\gamma + \sin 2\gamma - \sin 2\beta) E_d^2 = -BE_d^2 \quad (5)$$

设逆变侧交流系统等值电势幅值和等值电抗分别为 E 和 X , 滤波器等效电抗为 X_C , 则根据电路关系可得:

$$E_d = \frac{E}{X \sqrt{\left(\frac{1}{X} - B + \frac{1}{X_C}\right)^2 + G^2}} \quad (6)$$

根据式(4)、(6)可以确定直流功率与系统戴维南参数和控制角度间的关系:

$$P_d = \frac{3SN^2 E^2 (\cos 2\gamma - \cos 2\beta)}{4\pi X_d [(1 - XB + X/X_C)^2 + X^2 G^2]} \quad (7)$$

在已知控制目标 γ 时, 增大 β , 根据式(3)、(7)可得到稳态时 P_d 随 I_d 的变化曲线。

如图2所示, 随着电流的上升, 功率先增大后降低。功率在某一电流下取得功率极限。直流输电系统应该运行于最大功率的上升(即 $dP_d/dI_d > 0$)部分, 对电压稳定有利^[23]。同时, 对于相等的运行功率下, 应选择较低的电流作为控制指令, 这样电流较小, 系统电压高, 换相失败的风险低。此外, 在接近功率极限运行点时, 功率对电流的敏感度较低, 只需将功率下降较小比例, 即可降低较多电流, 而大大降低了换相失败的风险。因此, 本文选择在最大运行功率的基础上扣除 5% 功率裕度, 在此功率值上确定为抑制后续换相失败的电流指令。

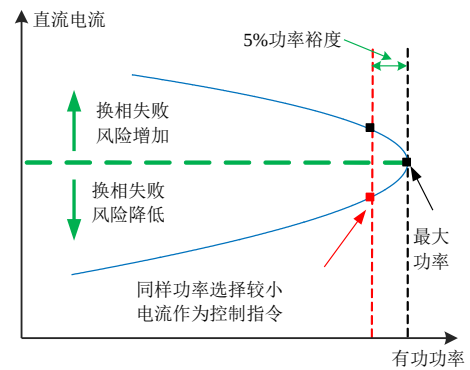


图2 抑制后续换相失败电流控制指令

Fig. 2 Current control instructions against subsequent commutation failures

以逆变侧电感为 60mH 为例, 相比于最大功率点 816MW 下降 5%(41MW), 对应电流从 1.043pu 下降 20%(0.21pu), 在不损失过多功率的情况下可以显著降低直流电流, 降低换相失败风险。此控制策略兼顾了换相失败和功率的经济运行, 其有效性在 4 节的仿真分析中得到了验证。直流最大运行功率与戴维南等值参数相关, 然而由于系统运行方式多变和故障后拓扑变化不确定, 特别是一些预想故障外的小概率故障, 戴维南等值参数很难预先知道, 因此需要根据故障后的测量数据实时估计戴维南等值参数。

3 基于戴维南等值参数估计的电流控制策略

本节首先介绍大扰动下通过筛选较大电压变化测量数据对戴维南等值阻抗进行估计的方法, 其次介绍在原有控制结构上如何实现限流策略。

3.1 电压筛选阈值

图3为 HVDC 接入交流系统示意图, E 为戴维南等值电势, Z 为戴维南等值阻抗, V 为 HVDC 并网点交流母线电压, I 为交流系统流入的电流。

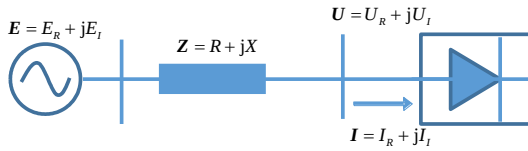


图3 戴维南等值示意图

Fig. 3 Schematic diagram of Thevenin equivalent

根据实部和虚部等式, 可以得到:

$$\begin{bmatrix} -I_R & I_I \\ -I_I & -I_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R \\ X \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_R \\ U_I \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} E_R \\ E_I \end{bmatrix} \quad (8)$$

将2个测量时刻的方程联立, 可得:

$$\begin{bmatrix} dI_R - dI_I \\ dI_I & dI_R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R \\ X \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} dU_R \\ dU_I \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} dE_R \\ dE_I \end{bmatrix} \quad (9)$$

式中 d 表示2个时刻电流、电压和戴维南等值电势的差值。

将式(9)写成以下形式:

$$d\mathbf{I} \cdot \mathbf{Z} = d\mathbf{U} - d\mathbf{E} \quad (10)$$

在 $d\mathbf{I}$ 可逆的情况下, 根据欧几里得范数关系有:

$$\frac{1}{\|d\mathbf{I}^{-1}\| \|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \leq \frac{1}{\|\mathbf{Z}\|} \leq \frac{\|d\mathbf{I}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \quad (11)$$

式(10)可以进一步写为

$$d\mathbf{I} \cdot (\mathbf{Z} + d\mathbf{Z}) = d\mathbf{U} \quad (12)$$

式中 $d\mathbf{Z}$ 代表由 $d\mathbf{E}$ 变化引起的阻抗偏差, 即 $d\mathbf{I} \cdot d\mathbf{Z} = d\mathbf{E}$, 存在下列不等式关系:

$$\frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{I}\|} \leq \|d\mathbf{Z}\| \leq \|d\mathbf{I}^{-1}\| \|d\mathbf{E}\| \quad (13)$$

定义误差 $E_r = \|d\mathbf{Z}\| / \|\mathbf{Z}\|$, 则由式(11)、(13)可得:

$$\frac{1}{\|d\mathbf{I}\| \|d\mathbf{I}^{-1}\| \|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \leq \frac{\|d\mathbf{Z}\|}{\|\mathbf{Z}\|} \leq \|d\mathbf{I}^{-1}\| \|d\mathbf{I}\| \frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \quad (14)$$

由于 $\|d\mathbf{I}^{-1}\| \cdot \|d\mathbf{I}\| = 1$, 因此:

$$\|d\mathbf{I}\| = \sqrt{\max \text{eig}[(d\mathbf{I})^T d\mathbf{I}]} = \sqrt{\det(d\mathbf{I})} \quad (15)$$

$$\|d\mathbf{I}^{-1}\| = \sqrt{\max \text{eig}[(d\mathbf{I}^{-1})^T d\mathbf{I}^{-1}]} = \sqrt{\frac{1}{\det(d\mathbf{I})}} \quad (16)$$

式中: $\max \text{eig}$ 代表求最大特征值; $\det$ 代表行列式。可得 $\|d\mathbf{I}^{-1}\| \cdot \|d\mathbf{I}\| = 1$, 则有:

$$\frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \leq \frac{\|d\mathbf{Z}\|}{\|\mathbf{Z}\|} \leq \frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \quad (17)$$

即:

$$E_r = \frac{\|d\mathbf{Z}\|}{\|\mathbf{Z}\|} = \frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \quad (18)$$

当 $\|d\mathbf{U}\| \geq \|d\mathbf{E}\|$ 时, 有:

$$E_r = \frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U} - d\mathbf{E}\|} \leq \frac{\|d\mathbf{E}\|}{\|d\mathbf{U}\| - \|d\mathbf{E}\|} = \frac{1}{\|d\mathbf{U}\| / \|d\mathbf{E}\| - 1} \quad (19)$$

因此, 当:

$$\|d\mathbf{U}\| \geq \left(\frac{1}{k\%} + 1\right) \|d\mathbf{E}\| \quad (20)$$

误差 $E_r \leq k\%$ 。根据文献[20]提出的 10ms 采样间隔内 $\|d\mathbf{E}\|$ 小于 0.015pu, 可得为了确保误差不高于 10%, 测量数据的筛选阈值应设置为

$$\|d\mathbf{U}\| \geq 0.165 \quad (21)$$

3.2 考虑参数约束的最小二乘估计

步骤1: 在 m 个采样时间窗口内选择测量数据, 数据应同时满足以下2个条件:

1) $\|d\mathbf{U}\| \geq 0.165$;

2) 假设 $d\mathbf{E} = 0$, 根据式(9)计算出等值电势和阻抗, 计算值应满足合理约束: $X_{\min} < X < X_{\max}$, $R < X$, $E_{\min} < |E| < E_{\max}$ 。由于故障一般伴随系统等值阻抗上升, $X_{\min}$ 可设置为故障前阻抗。而 $X_{\max}$ 可以设置为系统主要几条线路断开后的等值阻抗; 同时, 在高压网络中, 一般 $R < X$; 戴维南电势的范围可设置在 0.7~1.5pu 之间。

步骤2: 在时刻 n , 阻抗 $\mathbf{Z}_n$ 可以使用上述窗口内选择的数据基于最小二乘进行估计, 估计值 $\hat{\mathbf{Z}}_n$ 如下:

$$\hat{\mathbf{Z}}_n = (\mathbf{H}_n^T \mathbf{H}_n)^{-1} \mathbf{H}_n^T \mathbf{Y}_n \quad (22)$$

$$\text{式中: } \mathbf{H}_n = \begin{bmatrix} d\mathbf{I}_{n-m+1} \\ d\mathbf{I}_{n-m+2} \\ \vdots \\ d\mathbf{I}_n \end{bmatrix}; \quad \mathbf{Y}_n = \begin{bmatrix} d\mathbf{U}_{n-m+1} \\ d\mathbf{U}_{n-m+2} \\ \vdots \\ d\mathbf{U}_n \end{bmatrix}.$$

3.3 电流控制策略

如图4所示, 在原来的控制结构下新增逆变器交流母线电压和电流测量环节、戴维南等值参数估计环节和换相失败指令计算环节。

通过 PMU 实时测量逆变器交流母线电压和电流的基波幅值和相位。将采集的数据输入到戴维南等值阻抗估计环节, 实时估计逆变侧交流系统等值阻抗和电势。最后利用系统等值参数和直流参数计算限流指令, 将其与当前控制指令取小得到最终的电流控制指令。新加入的控制环节独立于原有控制, 不影响常规控制特性。阻抗估计启动以电压变化率和阻抗筛选为判据, 因此只有在发生大的扰动(包括换相失败)时才启动。此外, 在限流指令生成后, 可在判定首次换相失败发生后启动限流值。图

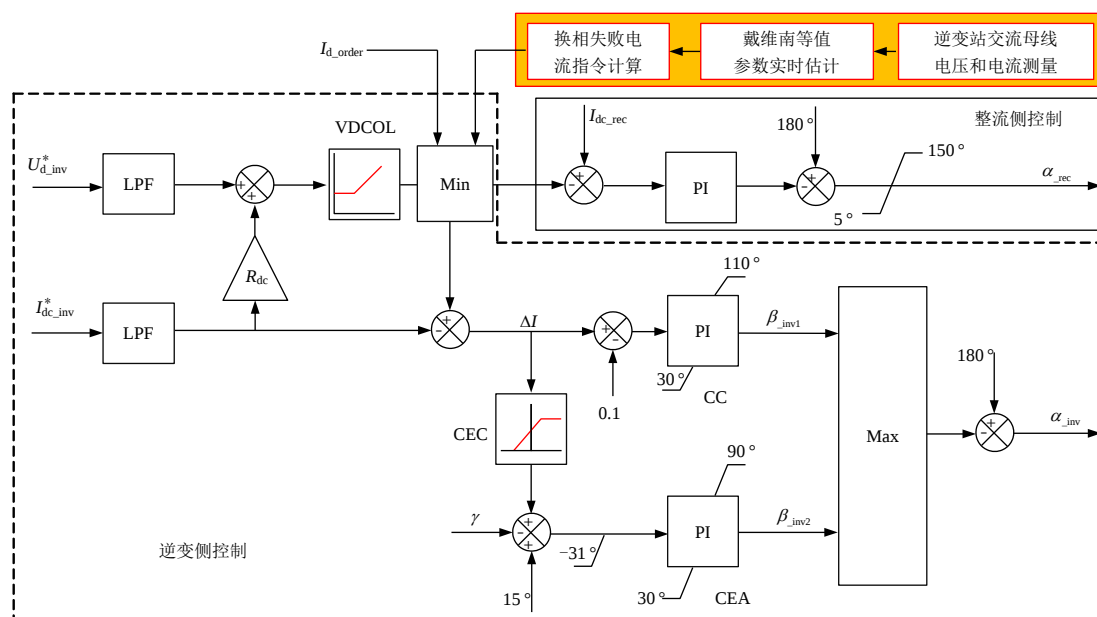


图4 提出的电流限制控制策略

Fig. 4 Proposed current limit control strategy

中原控制环节介绍见文献[21]。

4 仿真分析

本节基于 CIGRE 标准直流测试系统验证提出方法的有效性。系统基准容量 1000MVA，送端系统基准电压 345kV，受端系统基准电压 230kV；直流系统额定电压 500kV，额定电流 2kA，直流初始功率 1000MW，直流采取定功率控制方式。整流侧电源电压 382.87kV，线路电感 50mH。逆变侧电源电压 215.05 kV，双回线路电感均为 50mH。

4.1 不同限流方案对比

为验证所提后续换相失败抑制措施的有效性，针对以下 4 种控制方案进行对比：

- 1) 方案 1：采用 CIGRE 标准测试模型控制。
- 2) 方案 2：参照文献[17]所提虚拟电阻限制方法，其可代表针对低压限流环节的改进方法。
- 3) 方案 3：参照文献[10-11]，根据后续换相失败过程中实测的换流站母线电压和角度控制约束，利用式(3)求得直流电流作为电流控制的上限。文献中给出的角度约束(γ , β)分别为(7°, 38°)和(15°, 40°)。

4) 方案 4：本文提出的基于直流最大可运行功率留有 5%裕度的限流方案。

在 1s，逆变侧一回线路断开，直流发生换相失败，图 5、6 分别给出不同控制方案下熄弧角和直流电流曲线。方案 1 和方案 2 下，直流发生后续换相失败。采取方案 3 和方案 4，1.08s 限流指令给到

直流，直流不发生后续换相失败。

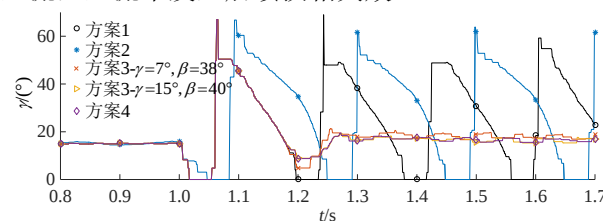


图5 故障后电感 50mH 下各个方案熄弧角对比

Fig. 5 Extinction angle under 50mH after fault

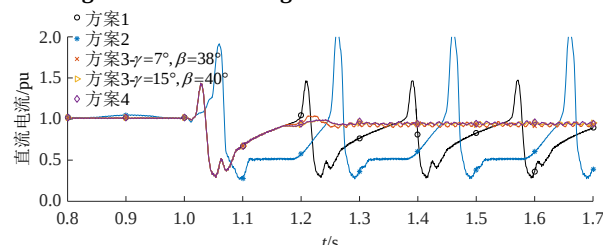


图6 故障后电感 50mH 下各个方案电流对比

Fig. 6 DC current comparison under 50mH after fault

继续考虑故障后电感在 60、70、80、90 和 100mH 情况下，不同控制方案的仿真结果。方案 1 和方案 2 在上述各电感下均会发生后续换相失败，此处不再给出仿真曲线。对于方案 3，当故障后电感为 70mH 或更大情况时，直流发生后续换相失败，而本文提出的方案 4 在上述各个电感下均能抑制后续换相失败。图 7、8 给出电感为 70mH 时方案 3 和方案 4 的熄弧角和直流电流曲线，其余电感不再给出仿真曲线。

通过在仿真中尝试不同限流指令，可进一步得到抑制后续换相失败的临界控制电流，如表 1 所示。控制电流指令小于或等于临界电流，直流不发生

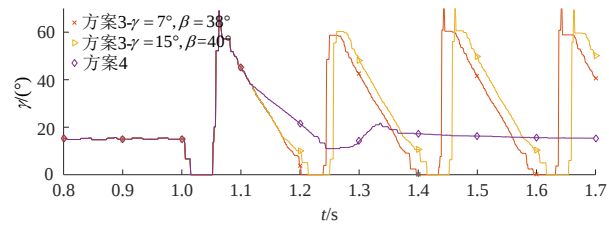


图 7 故障后电感 70mH 下各个方案熄弧角对比

Fig. 7 Extinction angle comparison under 70mH after fault

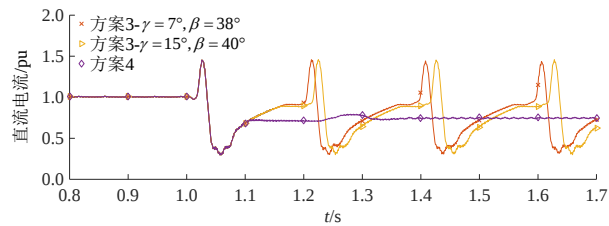


图 8 故障后电感 70mH 下各个方案电流对比

Fig. 8 DC current comparison under 70mH after fault

表 1 不同方案下控制电流对比

Table 1 Control current contrast under different methods

故障后 短路比	故障后 电感/mH	控制电流/pu			
		仿真临界 控制电流	$\gamma=7^\circ, \beta=38^\circ$	$\gamma=15^\circ, \beta=40^\circ$	本文 方案
3.4	50	0.97	0.965	0.943	0.947
2.8	60	0.95	0.949	0.928	0.835
2.4	70	0.88	0.941	0.919	0.747
2.1	80	0.80	0.929	0.908	0.679
1.9	90	0.73	0.914	0.893	0.622
1.7	100	0.65	0.894	0.873	0.575

注：1）第二次换相失败前逆变侧换流站实测电压标么值分别为 0.922pu, 0.907pu, 0.899pu, 0.888pu, 0.873pu 和 0.854pu, 对应表 1 中 50~100mH; 2）在本文的算例中故障后电感低于 50mH 时, 无换相失败情况发生。

后续换相失败, 大于临界电流, 发生后续换相失败。

表 1 也给出了方案 3 和方案 4 电流控制指令值。将方案 3 和方案 4 与仿真的临界控制电流对比, 如图 9 所示, 在不同强度下, 本文提出的控制电流指

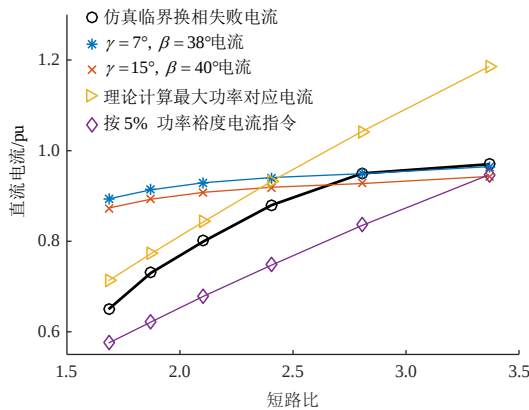


图 9 不同短路比下各个限流方案对比

Fig. 9 Comparison of current instructions under different short circuit ratios

令均在临界控制电流以下, 能够抑制后续换相失败。而采用换流站电压和角度约束的方法在系统短路比下降到 2.8 以下时, 所得到的电流大于临界控制电流, 不能抑制后续换相失败; 而且系统短路比越小, 其控制值与仿真临界电流相差越大。

后续换相失败是非线性暂态过渡过程, 难以解析出临界控制电流。传统思路试图通过设置固定的 γ 和 β 角度约束, 依据准稳态公式计算出一个保守的直流控制指令, 从仿真结果可知其并不能够适用于各种系统强度情况。38° 和 40° 一般认为是系统运行在额定容量时逆变侧的 β 角度^[22], 但在系统较弱时, 直流最大可运行功率可能达不到额定功率。

图 10 给出了不同系统强度下最大直流功率对应的 β 值, 当系统强度较低时, β 会小于 38° 或者 40°。若 β 仍然按 38° 或者 40° 设置, 对应的直流电流会处于功率随电流的下降区间, 对应的电流控制值过大。而本文提出方法所计算的电流是参考故障后系统实时最大功率给出的, 其对应的 β 和电压支撑能力都是根据系统状况实时调整的, 相比于方案 2、3 能够更合理地评估换相失败风险。

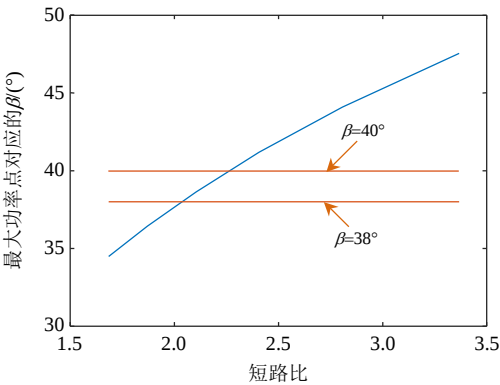


图 10 $\gamma=15^\circ$ 时, 不同短路比下最大功率点对应的 β

Fig. 10 β corresponding to the maximum power point at different short circuit ratios when $\gamma=15^\circ$

实际运行中, 希望直流能够在不换相失败的前提下尽量少降低功率, 而维持较高功率运行。根据图 9, 本文所提方法的限流指令虽然能够保证不后续换相失败, 但是相较于临界电流降低较多, 如果电流下降带来较大的功率损失, 控制策略也是不合适的。下面进一步评估降低电流对功率的影响。表 2 给出仿真情况下根据本文所提方法计算的电流指令控制后的直流功率和通过仿真得出的直流最大可运行功率。可以看出, 随着强度的下降, 功率裕度损失增加, 在仿真不同短路比下, 功率损失比在 10% 以内。上述结果说明, 虽然控制电流与仿真

表 2 实际控制功率评估

Table 2 Actual control power assessment

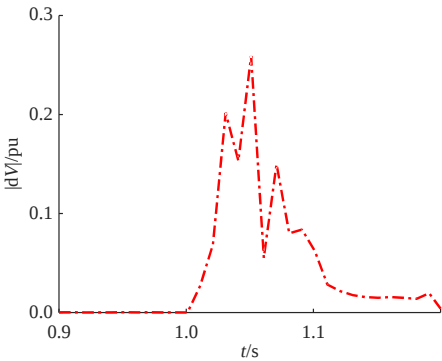
故障后 短路比	仿真最大 功率/MW	本文控制 功率/MW	功率裕度 损失/MW	损失 百分比/%
3.4	795	792	3	0.38
2.8	758	747	11	1.45
2.4	736	725	11	1.49
2.1	732	697	35	4.78
1.9	714	673	41	5.74
1.7	705	641	64	9.08

注：短路比为 3.4 时，最大可运行功率低于额定功率是因为仿真中逆变侧电源电压较低(0.935pu)。

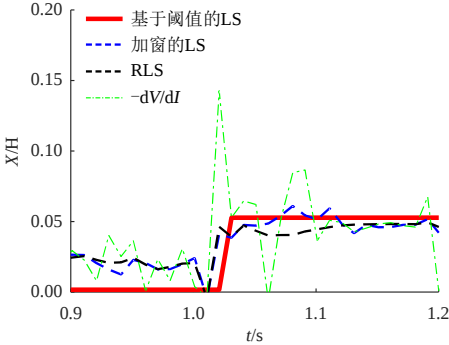
的临界电流相差较大，但功率损失却相对较小，这是因为在接近功率极限时，功率对于电流的灵敏度较低，降低电流可以很大程度降低换相失败风险，却不至于损失较多功率。因此，以最大功率点为参考扣除一定功率裕度得到的电流作为后续换相失败限流指令具有合理性。

4.2 阻抗估计误差对控制效果影响

上文在已知逆变侧戴维南等值参数基础上验证了基于最大功率确定电流限制的有效性，接下来分析戴维南等值参数估计算法的误差对控制指令的影响。1s 逆变侧一回发生断线，导致直流发生换相失败，通过实时采集的电压、电流数据进行阻抗估计，采样间隔 10ms。选择 3 种常用戴维南等值参数求取方法进行对比，分别为加窗的最小二乘方法(least squares, LS)、带遗忘因子的递归最小二乘方法(recursive least squares, RLS)和基于相邻时刻电压和电流变化量比值的方法($-dV/dI$)。电压变化曲线和阻抗识别结果如图 11 所示。使用本文提出的方法，大于电压阈值且满足参数约束的测量数据用于估计，1.13s 识别出系统等值电感为 52.8mH。通过式(8)计算等值电压为 0.923pu。加窗的 LS 和带遗忘因子的 RLS 能够接近阻抗真值，但相较于本文提出的方法误差较大， $-dV/dI$ 方法得出的曲线在阻



(a) 电压变化



(b) 阻抗估计方法对比

图 11 阻抗估计

Fig. 11 Impedance estimation

抗真值周围振荡。

表 3 给出了部分电感下的根据本文方法得到的阻抗估计结果，不同工况下电感估计误差在 10.0% 以内，电势估计误差在 4.06% 以内。

表 3 戴维南等值参数估结果

Table 3 Thevenin equivalent parameter estimation results

电感	估计电感	估计误差/%	估计电势	估计误差/%
50	52.8	5.60	0.923	-1.28
60	66.0	10.00	0.9013	-3.60
80	73.1	-8.63	0.948	1.39
100	102	2.00	0.897	-4.06

表 4 给出了戴维南等值参数估计误差对控制功率的影响，考虑到估计误差后，相对于已知准确戴维南等值参数下的控制功率，功率变化在-0.88%~6.08%。考虑阻抗估计误差后，得到的控制电流依然能够保证在临界控制电流以内，基于估计参数计算的电流指令也能保证抑制后续换相失败。

表 4 阻抗估计误差对控制效果的影响

Table 4 Influence of estimation error on control effect

电感/ mH	按准确戴维南 参数计算的控制值		按估计戴维南 参数计算的控制值		功率 误差/%
	电流/pu	功率/MW	电流/pu	功率/MW	
50	0.947	792	0.900	785	-0.88
60	0.835	747	0.752	727	-2.68
80	0.679	697	0.735	719	3.16
100	0.575	641	0.622	680	6.08

4.3 时间延迟对控制的影响

控制电流指令在逆变侧生成，而电流指令传递到整流侧需要一定时间延迟。根据图 1 可知，后续换相失败之前有一段过渡时间，而提出的策略是给出电流上限值。因此，在电流上升至控制指令前整流侧能够接收到电流指令即可。表 5 给出了逆变侧不同强度下电流的过渡情况，不同工况下至少在 1.08s 时直流电流还没有上升到控制指令值，因此在

1.08s 时整流侧能够接到控制指令即可。不同电感下戴维南阻抗能够在 1.05s 时估计出来, 因此留给控制至少有 30ms 的裕度。一般逆变侧电流指令传输到整流侧的时间小于 20ms, 在考虑延迟的情况下本文提出的控制策略依然有效。

表 5 延迟对控制效果的影响

Table 5 Effect of delay on the control effect				
电感/mH	阻抗估计时刻	1.08s 电流	1.09s 电流	控制电流指令
50	1.03	0.45	0.62	0.900
60	1.05	0.54	0.63	0.752
80	1.05	0.45	0.80	0.735
100	1.05	0.35	0.54	0.622

4.4 考虑实际工程模型

实际工程一般采用 ABB 或 SIEMENS 控制系统, 其控制特性与 CIGRE 略有不同^[23], 主要区别在逆变侧。ABB 采用预测熄弧角控制, 另有换相失败预测功能, 如图 12 所示。SIEMENS 控制系统中定电压、定电流和定熄弧角控制环节共同作用, 如图 13 所示。

根据文献[23]的仿真分析, 2 种实际控制系统对后续换相失败的抑制能力要优于 CIGRE。表 6 给

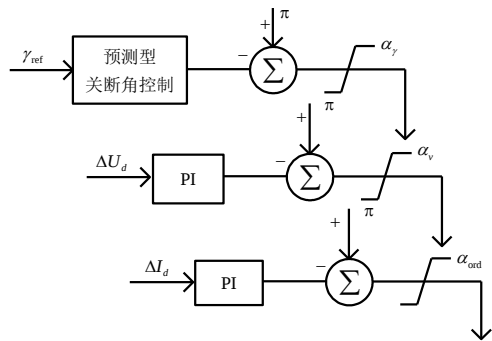


图 12 ABB 逆变侧基本控制策略
Fig. 12 Basic control strategy of ABB model

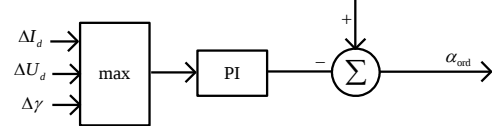


图 13 SIEMENS 逆变侧基本控制策略
Fig. 13 Basic control strategy of SIEMENS model

表 6 ABB 和 SIEMENS 模型下的控制效果对比

Table 6 Comparison under ABB and SIEMENS methods					
电感/ mH	CIGRE 临界 控制电流	ABB 临界 控制电流	临界 控制电流	方案三 (15 740 A)	本文 方案
50	0.97	不换相失败	不换相失败	0.943	0.947
60	0.95	不换相失败	不换相失败	0.928	0.835
70	0.88	不换相失败	不换相失败	0.919	0.747
80	0.80	0.91	0.88	0.908	0.679
90	0.73	0.865	0.85	0.893	0.622
100	0.65	0.82	0.8	0.873	0.575

出了不同的控制结构下 ABB 和 SIEMENS 的临界换相失败电流, 本文提出的电流限值均在 ABB 和 SIEMENS 控制系统的临界换相失败电流以下。

若采用方案三的限流方案(较保守角度情况, $\gamma=15^\circ$; $\beta=40^\circ$), 对于 ABB 控制系统, 当事故后电感为 80mH 及以上时, 无法抑制后续换相失败。对于 SIEMENS 控制系统, 事故后电感在 90mH 及以上时, 无法抑制后续换相失败。

5 结论

本文基于戴维南等值参数实时估计, 提出一种抑制 LCC-HVDC 后续换相失败的电流控制策略, 主要结论如下:

- 1) 提出的电流控制上限能够根据故障后的系统强度进行实时调整, 并且能够兼顾换相失败抑制和直流的最大功率运行;
- 2) 传统基于换流站实测电压和角度约束的电流控制方法在电网强度较弱时, 不能有效抑制后续换相失败;
- 3) 提出的方法能够在故障后 50ms 内实现系统戴维南等值参数的识别, 误差在 10%内, 考虑通信和计算延迟, 可在后续换相失败前传输至整流侧, 从而限制电流。

参考文献

[1] 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(in Chinese).

[2] 李新年, 陈树勇, 庞广恒, 等. 华东多直流馈入系统换相失败预防和自动恢复能力的优化[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(6): 134-140.
LI Xinnian, CHEN Shuyong, PANG Guangheng, et al. Optimization of commutation failure prevention and automatic recovery for east China multi-infeed high-voltage direct current system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(6): 134-140(in Chinese).

[3] 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(in Chinese).

[4] 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(in Chinese).
- [5] 程帆, 姚良忠, 王志冰, 等. 一种基于虚拟锁相电压的换相失败抑制策略[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(9): 2756-2765.
CHENG Fan, YAO Liangzhong, WANG Zhibing, et al. A commutation failure mitigation strategy based on virtual phase lock loop voltage[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(9): 2756-2765(in Chinese).
- [6] 宋金钊, 李永丽, 曾亮, 等. 高压直流输电系统换相失败研究综述[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(22): 1-13.
SONG Jinzhao, LI Yongli, ZENG Liang, et al. Review on commutation failure of HVDC transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(22): 1-13(in Chinese).
- [7] 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(in Chinese).
- [8] 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(in Chinese).
- [9] 雷霄, 孙栩, 李新年, 等. 适应大容量直流接入弱受端的直流极控系统优化控制方法[J]. 电力自动化设备, 2017, 37(9): 205-209.
LEI Xiao, SUN Xu, LI Xinnian, et al. Optimization methods of pole control system for large-capacity HVDC accessing to weak receiving system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2017, 37(9): 205-209(in Chinese).
- [10] 刘席洋, 王增平, 郑博文, 等. LCC-HVDC 故障恢复型连续换相失败机理分析与抑制措施[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(10): 3163-3171.
LIU Xiyang, WANG Zengping, ZHENG Bowen, et al. Mechanism analysis and mitigation measures for continuous commutation failure during the restoration of LCC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(10): 3163-3171(in Chinese).
- [11] 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, et al. Research on operational characteristics and recovery strategy of HVDC under AC fault[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(2): 514-523(in Chinese).
- [12] 汤奕, 郑晨一, 楼伯良, 等. 抑制连续换相失败的直流功率控制策略[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3514-3522.
TANG Yi, ZHENG Chenyi, LOU Boliang, et al. Research on DC power control strategy for mitigating continuous commutation failure[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3514-3522(in Chinese).
- [13] 张玉红, 姜懿郎, 秦晓辉, 等. 改善直流因持续换相失败导致闭锁的功率指令速降措施研究[J]. 电网技术, 2019, 43(10): 3569-3577.
ZHANG Yuhong, JIANG Yilang, QIN Xiaohui, et al. Research on countermeasure via fast decrease of DC power reference to alleviate DC lockdown risk due to continuous commutation failure[J]. Power System Technology, 2019, 43(10): 3569-3577(in Chinese).
- [14] 章锐, 陈树勇, 刘道伟, 等. 戴维南等值参数辨识方法综述[J]. 电网技术, 2017, 41(1): 146-156.
ZHANG Rui, CHEN Shuyong, LIU Daowei, et al. Review of the Thevenin equivalent parameters identification methods[J]. Power System Technology, 2017, 41(1): 146-156(in Chinese).
- [15] 李卓艺, 刘俊勇, 刘友波, 等. 系统持续扰动下的电力系统戴维南等值参数在线识别[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(8): 1900-1908.
LI Zhuoyi, LIU Junyong, LIU Youbo, et al. An on-line parameter identification of Thevenin equivalent circuit for power systems with persistent disturbance[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(8): 1900-1908(in Chinese).
- [16] 李东东, 尹睿, 杨银台, 等. 考虑系统内部扰动的戴维南等值参数跟踪方法[J]. 电网技术, 2017, 41(8): 2528-2536.
LI Dongdong, YIN Rui, YANG Yintai, et al. Online tracking of Thevenin parameters considering system side changes[J]. Power System Technology, 2017, 41(8): 2528-2536(in Chinese).
- [17] VU K, BEGOVIC M M, NOVOSEL D, et al. Use of local measurements to estimate voltage-stability margin[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 1999, 14(3): 1029-1035.

- [18] 李来福, 柳进, 于继来, 等. 节点戴维南等值参数在线跟踪简捷算法[J]. 中国电机工程学报, 2006, 26(10): 40-44.
- LI Laifu, LIU Jin, YU Jilai, et al. A simple and direct method of on-line tracking Thevenin equivalent parameters of load node[J]. Proceedings of the CSEE, 2006, 26(10): 40-44(in Chinese).
- [19] ABDELKADER S M, MORROW D J. Online Thévenin equivalent determination considering system side changes and measurement errors[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2015, 30(5): 2716-2725.
- [20] PENG Long, ZHAO Junbo, TANG Yong, et al. Real-time LCC-HVDC maximum emergency power capacity estimation based on local PMUs[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(2): 1049-1058.
- [21] 徐政. 交直流电力系统动态行为分析[M]. 北京: 机械工业出版社, 2004.
- XU Zheng. Dynamic behavior analysis of AC/DC power system[M]. Beijing: Machinery Industry Press, 2004(in Chinese).
- [22] 赵畹君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京: 中国电力出版社, 2011.
- ZHAO Wanjuan. HVDC transmission engineering technology[M]. Beijing: China Electric Power Press, 2011(in Chinese).
- [23] 文兆新, 傅闯, 汪娟娟, 等. 高压直流系统常用3种基本控制策略的对比分析[J]. 电网技术, 2019, 43(9): 3399-3407.
- WEN Zhaoxin, FU Chuang, WANG Juanjuan, et al. Comparative analysis of three basic control strategies for HVDC[J]. Power System Technology, 2019, 43(9):

3399-3407(in Chinese).



彭龙

在线出版日期: 2022-02-18。

收稿日期: 2020-09-08。

作者简介:

彭龙(1988), 男, 博士, 工程师, 主要研究方向为电力系统稳定与控制, penglong_epri@163.com;

汤涌(1959), 男, 博士, 教授级高级工程师, 博士生导师, 主要研究方向为电力系统稳定与控制、电力系统仿真与分析;

*通信作者: 程帆(1992), 男, 博士, 主要研究方向为新型电力系统运行与规划, chengfan5566@163.com;

尹睿(1993), 男, 博士研究生, 主要研究方向为电力电子化电力系统稳定分析与控制, sdudqxxyr@mail.sdu.edu.cn;

赵兵(1980), 男, 博士, 教授级高级工程师, 主要研究方向为电力系统稳定分析与控制等, zhaobing@epri.sgcc.com.cn;

徐式蕴(1985), 女, 博士, 教授级高级工程师, 主要研究方向为电力系统稳定分析与控制等, xushiyun@epri.sgcc.com.cn;

雷霄(1985), 男, 硕士, 高级工程师, 主要研究方向为特高压直流输电技术与大电网仿真分析, leixiao@epri.sgcc.com.cn;

顾卓远(1985), 男, 博士, 主要研究方向为电力系统稳定与控制, guzy@epri.sgcc.com.cn。

(编辑 乔宝榆, 李新洁)

A Subsequent Commutation Failure Suppression Strategy for LCC-HVDC Based on Real-time Thevenin Equivalent Parameter Estimation

PENG Long¹, TANG Yong¹, CHENG Fan^{2*}, YIN Rui³, ZHAO Bing¹, XU Shiyun¹, LEI Xiao¹, GU Zhuoyuan⁴

(1. State Key Laboratory of Power Grid Safety and Energy Conservation(China Electric Power Research Institute); 2. Centers for Strategic Studies, Chinese Academy of Engineering; 3. Shandong University; 4. State Grid Corporation of China)

KEY WORDS: line commutated converter; subsequent commutation failure; Thevenin equivalent; parameter estimation; maximum DC power

Line commutated converter-based High Voltage Direct Current (LCC-HVDC) has the issue of the subsequent commutation failure (CF) in the power recovery process after the first CF. The traditional methods do not take into account the change of the AC system strength and are not adaptive to the various post-fault operating conditions. Based on the real-time tracking of Thevenin equivalent (TE) parameters of the AC system after a fault, a control strategy for limiting HVDC current is proposed to suppress the subsequent CF while considering different AC system strengths.

Firstly, the valid measurements are selected by the voltage threshold and then used to estimate the TE parameters by the least-squares method. This estimation method is independent of the initial value and can deal with the variation of the system-side TE voltage. Based on the derivation, it can be concluded that when

$$\|dU\| \geq (1/k\% + 1) \|dE\| \quad (1)$$

the error of the impedance estimation $E_r \leq k\%$. Where dU is the deviation of the adjacent voltage measurements, dE is the deviation of the adjacent TE voltage measurements. To this end, the final threshold is determined as $\|dU\| \geq 0.165$. The measurements beyond the threshold are selected to estimate the impedance.

Secondly, the relationship between the TE parameters on the inverter side and the HVDC maximum power is derived as (2):

$$P_d = \frac{3SN^2E^2(\cos 2\gamma - \cos 2\beta)}{4\pi X_d[(1 - XB + X/X_C)^2 + X^2G^2]} \quad (2)$$

where P_d is the active power of the HVDC; E and X are the amplitude of the TE voltage and the TE impedance; S is the number of series bridges; N is the transformer ratio; γ is the extinction angle; β is the ignition advance angle; X_d is the commutating resistance; X_C is the reactance of the filter; $G+jB$ is the equivalent susceptance of the HVDC, which is related to the HVDC parameters and regulation angle. The current control strategy based on power margin is shown in Fig. 1. Smaller current in the

power-current curve is selected as the HVDC current limitation.

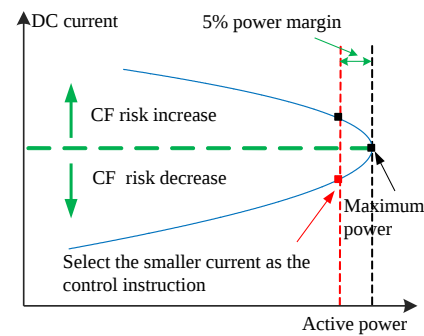


Fig. 1 Current control instructions

Finally, the simulations prove that the proposed estimation method can quickly track the TE parameters, and the maximum current control instruction of LCC-HVDC based on the estimated parameters, and can effectively avoid subsequent CF under various system strengths. As shown in Fig. 2, the critical non-commutation failure current is firstly obtained by the simulations. Under different AC system strengths, the proposed control current limitation is all below the critical control current, which can suppress subsequent commutation failures. When the short-circuit ratio of the system is lower than 2.8, the traditional method based on the measurement of the AC voltage and angle constraint is greater than the critical control current, and the subsequent commutation failure cannot be suppressed.

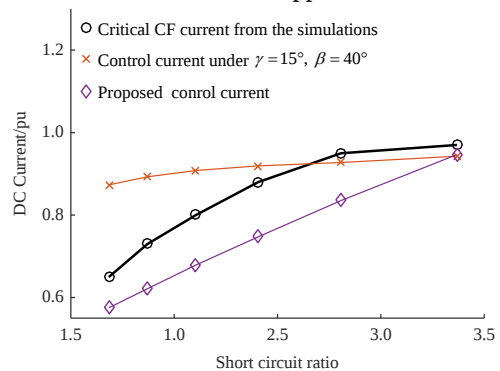


Fig. 2 Comparison of different limiting current methods