

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231208

# 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

李宽<sup>1,2</sup>, 黄强<sup>1,2</sup>, 吕学宾<sup>3</sup>, 李晨昊<sup>1,2</sup>, 郑晨一<sup>4</sup>, 李周<sup>4</sup>

(1. 国网山东省电力公司电力科学研究院, 山东 济南 250003; 2. 山东省智能电网技术创新中心, 山东 济南 250002;  
3. 国网山东省电力公司, 山东 济南 250001; 4. 东南大学电气工程学院, 江苏 南京 210096)

**摘要:** 定关断角控制是高压直流输电系统抑制换相失败的主要控制策略之一, 但当前针对其实测型和预测型控制的研究仍未能有效解决其响应速度与控制精度不足的问题, 因此提出了抑制后续换相失败的关断角控制改进方法。首先, 基于对直流系统换相过程及影响因素的分析, 提出了考虑电压谐波的关断角预测方法。然后, 将后续换相过程的关断角预测值引入直流系统的原有控制逻辑, 从而改进定关断角控制策略。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 对改进后的控制方法进行了仿真分析和验证。仿真结果验证了该方法能有效地抑制直流系统的后续换相失败, 提升了定关断角控制的响应速度和控制精度。

**关键词:** 高压直流输电; 换相失败; 关断角控制; 关断角预测; 电压谐波

## Enhanced extinction angle control for subsequent commutation failure mitigation in HVDC systems

LI Kuan<sup>1,2</sup>, HUANG Qiang<sup>1,2</sup>, LÜ Xuebin<sup>3</sup>, LI Chenhao<sup>1,2</sup>, ZHENG Chenyi<sup>4</sup>, LI Zhou<sup>4</sup>

(1. State Grid Shandong Electric Power Research Institute, Jinan 250003, China; 2. Shandong Smart Grid Technology Innovation Center, Jinan 250002, China; 3. State Grid Shandong Electric Power Company, Jinan 250001, China;  
4. School of Electrical Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

**Abstract:** Extinction angle control is one of the main control strategies for commutation failure mitigation in an HVDC, but the problem of too slow response and control precision still cannot be solved effectively based on the current research on measured and predictive extinction angle control. Thus, an improved extinction angle control method to mitigate subsequent commutation failure is proposed. First, the influence of voltage harmonics on the commutation process of the HVDC system is analyzed, and the prediction method of extinction angle considering voltage harmonics is proposed. Then the predictive value of the subsequent commutation process is introduced into the original control logic of the system to improve extinction angle control. Finally, the proposed control method is simulated and verified based on PSCAD/EMTDC standard test system. The simulation results show that the method can improve the response speed and control precision of the extinction angle control, and thus can effectively mitigate the subsequent commutation failure in HVDC system.

This work is supported by the Science and Technology Project of State Grid Corporation of China (No. 52062623000X).

**Key words:** HVDC; commutation failure; extinction angle control; prediction of extinction angle; voltage harmonic

## 0 引言

基于电网换相换流器的高压直流输电因其在大容量、远距离输电的优势得到了广泛应用, 但直流

密集馈入交流电网给电力系统的稳定运行带来了新的难题<sup>[1-4]</sup>。由于采用不可自行关断的晶闸管作为换流器件, 受端交流电网故障易引起直流系统换相失败, 其造成的无功电压波动和功率冲击严重威胁电网的安全稳定运行<sup>[5-6]</sup>。

受端电网优化配置无功补偿装置可在一定程度上提升其无功支撑能力, 减小因电压跌落而发生换相失败的风险<sup>[7-9]</sup>。但该类方法依赖于规划阶段对外部

**基金项目:** 国家电网公司科技项目资助“国网山东省电力公司科技项目——受端电网多类型谐波引起直流换相失败的机理及风险抑制”(52062623000X)

补偿设备的优化配置, 经济成本较高且严重故障下对换相失败的抑制效果比较有限。因此改进直流系统控制策略成为当前研究的重点, 主要有基于换相失败预测(commutation failure prevention, CFPREV)和低电压限电流(voltage dependent current order limiter, VDCOL)等控制。

CFPREV 依据交流故障后的电压或电流的变化量确定提前触发的角度<sup>[10-12]</sup>, 从而增大换相裕度。但提前触发会增加直流系统的无功消耗, 对于较薄弱的受端交流系统而言, 引起的电压稳定问题可能比换相失败问题更加突出<sup>[13]</sup>, 这对触发角调节量及相关控制参数的确定提出了严苛要求。VDCOL 能够在低电压条件下限制直流电流, 减少直流系统恢复过程中从受端电网吸收的无功功率, 在抑制换相失败的同时避免了对无功交互特性及电压稳定的不良影响。通过优化 VDCOL 控制参数、线型及输入信号能够进一步提升其控制效果<sup>[14-16]</sup>, 但参数及电流指令的确存在一定的主观性, 某些情况下可能会限制直流功率的恢复速率。

鉴于上述控制方法的局限性, 少数文献基于直流定关断角控制研究了换相失败的抑制方法, 包括实测型和预测型<sup>[17]</sup>。实测型控制以上周期内各阀的实测最小关断角为输入, 与关断角参考值进行比较后经 PI 控制器输出触发超前角, 从而对关断角进行调节<sup>[18]</sup>。显然, 其输入滞后于直流系统实时的暂态响应过程, 故难以准确反映相关电气量的实时状态和变化趋势, 对快速变化的关断角响应速度不足。预测型控制的关断角输入是通过直流电流、换流变二次侧电压等电气量计算得到的, 根据触发脉冲发出之前系统的运行情况预测关断角, 进而输出相应的触发超前角进行调节。预测型控制虽提高了响应速度, 但由于其未充分考虑电压谐波<sup>[19]</sup>或忽略了其在触发脉冲发出后可能出现的变化<sup>[20-21]</sup>, 暂态过程中的关断角预测结果准确性不足。

因此, 针对当前定关断角控制存在的不足, 本文提出了定关断角控制的改进方法。考虑电压谐波及其变化对关断角进行预测, 然后将后续各换相过程的关断角预测值引入原有控制逻辑, 从而提升定关断角控制的响应速度和控制精度, 有效抑制后续换相失败。基于 PSCAD/EMTDC 对所提改进方法进行了仿真研究, 并与现有方法进行了对比分析, 验证了所提方法的有效性。

## 1 传统定关断角控制方法的局限性

实测型定关断角控制取上周期内各换流阀关断角最小值作为输入, 当关断角发生快速变化时, 上

一周期的量测数据难以准确反映关断角实时状态和变化趋势。预测型定关断角控制及其改进策略在一定程度上提升了响应速度。如文献[19]基于电压幅值和直流电流预测换相裕度, 假设直流电流在换相过程中按照换相开始时刻的变化率进行变化, 从而在换相开始时刻计算所需的触发角度, 如式(1)所示。

$$\alpha = \arccos \left( X_r \frac{2I_d + T_0 \frac{dI_d}{dt}}{U_{ac}} - \cos \gamma_0 \right) - \varphi \quad (1)$$

式中:  $\alpha$  为触发角;  $X_r$  为换相电抗;  $I_d$  为直流电流;  $U_{ac}$  为换流母线电压有效值;  $T_0$  为换相时间;  $\gamma_0$  为关断角参考值;  $\varphi$  为换相电压过零点偏移量。

这类预测型控制方法准确且有效实施的前提是在图 1 中的滑动窗口期间(触发脉冲发出前)能够对关断角进行较准确地预测, 这也导致其控制精度存在一定的局限性:

- 1) 传统预测型控制方法大多是基于基波电压预测关断角, 对电压谐波的影响考虑不足;
- 2) 少数方法即使考虑了电压谐波, 但忽略了电压可能发生的变化, 若触发后换相电压畸变程度加剧, 则基于当前电压状态得到的关断角预测值可能偏乐观, 以其作为输入易导致换相裕度补偿不足。

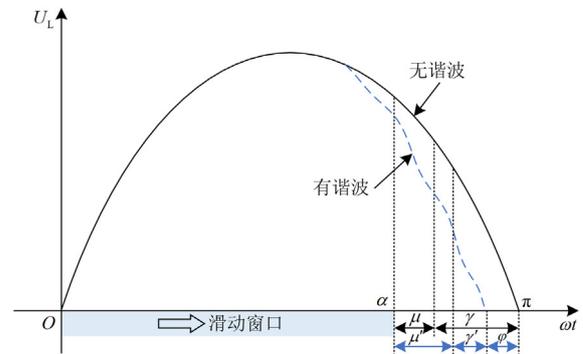


图 1 传统关断角控制方法的原理和局限

Fig. 1 Mechanism and limitation of traditional extinction angle control methods

针对上述问题, 为提升定关断角控制的响应速度和控制精度, 本文拟定了相应改进方法, 具体的研究思路如下: 对于响应速度滞后的问题, 以预测型控制替代实测型控制; 针对控制精度不足的问题, 采用快速傅里叶分解将交流电压分解为基波和各次谐波, 基于触发前谐波电压状态对其波形后续变化进行拟合预测, 根据拟合得到的换相电压波形预测得到关断角, 然后将关断角预测值引入原有控制输入, 与关断角参考值进行比较后经 PI 控制器输出触

发超前角。

## 2 后续换相过程的关断角预测方法

### 2.1 谐波对换相过程的影响

直流电流从一个阀转移到另一个阀的过程称之为换相<sup>[4]</sup>, 以阀 1 向阀 3 换相为例说明换相过程。换相电压  $e_{ca}$  及对应的阀电流  $i_1$ 、 $i_3$  之间满足式(2)。

$$e_{ca} = L_c \frac{di_3}{dt} - L_c \frac{di_1}{dt} \quad (2)$$

式中,  $L_c$  为等效换相电感。

将阀电流与直流电流  $I_d$  的数学关系代入式(2)并对等式两侧积分, 积分上下限分别为换相开始时刻  $t_\beta$  及换相结束时刻  $t_\gamma$ , 可得

$$\int_{t_\beta}^{t_\gamma} e_{ca}(t) dt = L_c [I_d(t_\beta) + I_d(t_\gamma)] \quad (3)$$

正常工况下直流电流保持恒定, 故所需的换相面积不变。但故障后, 降低换相电压幅值减小了相同时间内所能提供的换相面积, 而直流电流上升导致所需的换相面积增大, 因此须增加换相重叠角以延迟换相结束时刻, 导致关断角减小。当关断角小于阀的固有极限关断角时, 直流系统发生换相失败。

除交流故障引起的换相电压幅值降低之外, 电压谐波也会影响换相电压所能提供的换相面积。正常运行时谐波项为 0, 当换相电压发生畸变, 非正弦的换相电压波形减小了所能提供的换相电压时间面积, 同时换相电压过零点可能前移  $\varphi$ , 使关断角进一步减小, 如图 1 所示, 严重情况下甚至会导致换相失败。

考虑谐波分量后,  $n$  次谐波的换相电压时间面积为

$$S_n = \int_{t_\beta}^{t_\gamma} E_n \cos(n\omega t + \phi_n) dt = \frac{E_n}{n\omega} [\sin(n\pi - n\gamma - n\varphi + \phi_n) - \sin(n\alpha + \phi_n)] \quad (4)$$

式中:  $E_n$  为  $n$  次谐波电压幅值;  $\phi_n$  为  $n$  次谐波相位;  $\omega$  为系统角频率;  $\gamma$  为关断角。

对式(4)根据三角函数和差化积公式进行简化, 得

$$\begin{cases} S_n = \frac{2E_n X_n}{\omega} \cos\left(\frac{n\pi - n\gamma - n\varphi + n\alpha}{2} + \phi_n\right) \\ X_n = \left| \sin\left(\frac{n\mu}{2}\right) / n \right| \end{cases} \quad (5)$$

式中,  $\mu$  表示换相角。

由式(5)可知, 谐波对换相过程的影响与谐波电

压幅值和相角、触发角、谐波次数等因素有关, 其中  $E_n$  与  $X_n$  的乘积决定了  $n$  次谐波对换相过程可能的最大影响程度。

稳态运行时换相角一般为  $20^\circ \sim 30^\circ$ , 考虑到其在故障后有所增大, 不同换相角取值下  $X_n$  与  $n$  的关系如图 2 所示, 可以看出  $X_n$  随着谐波次数  $n$  增大而逐渐减小。由于谐波幅值  $E_n$  亦与谐波次数  $n$  呈负相关关系<sup>[24]</sup>, 故谐波电压对换相电压-时间面积的影响主要源于低次谐波。

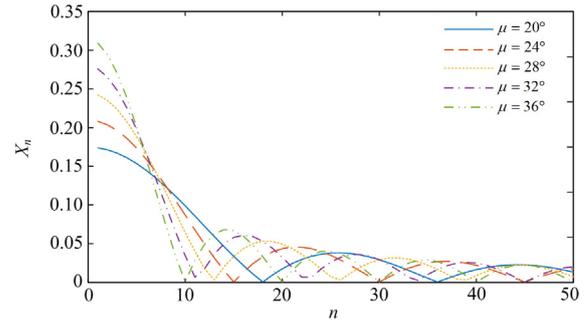


图 2  $X_n$  与  $n$  的关系

Fig. 2 Relation between  $X_n$  and harmonic order  $n$

当仅由基波电压幅值下降引起换相失败时, 代入极限关断角  $\gamma_{\min}$ , 定义谐波影响因子  $F_n = E_n X_n$ , 可得到

$$F_1 = E_1 X_1 = E_1 \sin\left(\frac{\pi - \alpha - \gamma_{\min}}{2}\right) \quad (6)$$

式中,  $\gamma_{\min}$  为极限关断角。

从电压-时间面积的视角, 完全由基波幅值下降引起换相失败时的面积与存在谐波时引起换相失败的临界面积是相等的, 故可通过式(7)构建交流故障后电压谐波对直流系统换相的影响程度指标, 以此评估电压谐波对直流系统换相的影响程度。

$$\xi = \frac{\sum_{j=2}^n X_j E_j}{E_1 \sin\left(\frac{\pi - \alpha - \gamma_{\min}}{2}\right)} \quad (7)$$

文献[22]基于 CIGRE 标准测试系统的仿真结果指出, 当谐波电压对电压-时间面积的影响程度超过 13.5%, 将导致换相失败。相关直流工程实际运行经验也表明, 励磁涌流等是引起电压波形畸变换相失败的重要因素<sup>[23]</sup>。

### 2.2 考虑电压谐波的关断角预测

由上述对换相过程的分析可知, 有必要考虑交流电压谐波对后续换相过程中的关断角进行预测, 从而提升定关断角控制的控制精度。

### 2.2.1 换相电压拟合

关断角取决于换相电压过零点和换相结束时刻，而换相结束时刻与换相电压具有式(3)所示的数学关系，因此对后续换相过程中换相电压的预测是计算关断角的前提。

本节基于系统暂态响应存在的一般规律对换相电压进行拟合。交流系统时域暂态电压的数学形式如式(8)<sup>[25]</sup>所示。

$$x(t) = e^{-\tau t} K \cos(\omega t + \phi) \quad (8)$$

式中： $\tau$ 为阻尼比； $K$ 为幅值； $\phi$ 为相位。

换相电压全响应为稳态响应与暂态响应之和，换相电压稳态形式  $a(t)$  为正弦波，因此换相电压全响应数学形式如式(9)所示。

$$f(t) = a(t) + x(t) = E \cos(\omega_0 t) + e^{-\tau t} K \cos(\omega_0 t + \phi) \quad (9)$$

式中： $E$ 为稳态换相电压幅值， $\omega_0$ 为工频角频率。

记  $\tilde{f}_k(t)$  为换相电压第  $k$  个周期采样数据波形：

$$\tilde{f}_k(t) = \{f(t) | t \in [(k-1)\Delta T, k\Delta T]\}, k=1, 2, \dots \quad (10)$$

式中， $\Delta T$ 表示两次采样的时间间隔。

对于第  $k$  个周期采样的  $\tilde{f}_k(t)$ ，其傅里叶展开形式  $\tilde{F}_n(k)$  积分公式为

$$\begin{aligned} \tilde{F}_n(k) &= \frac{1}{T} \int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}} \tilde{f}_k(\lambda) e^{-jn\omega_0\lambda} d\lambda = \\ &= \frac{1}{T} \int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}} a(\lambda + k\Delta T) e^{-jn\omega_0\lambda} d\lambda + \frac{1}{T} \int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}} x(\lambda + k\Delta T) e^{-jn\omega_0\lambda} d\lambda = \\ &= u_0 e^{jn_0} + u_1 e^{jn_1} \times e^{(-\tau + j\omega_0)\Delta T k} + u_2 e^{jn_2} \times e^{(-\tau - j\omega_0)\Delta T k} \end{aligned} \quad (11)$$

式中： $T$ 为采样周期， $T = 2\pi/\omega_0$ ； $u_0, v_0, u_1, v_1, u_2$ 及  $v_2$ 为没有实际物理含义的中间量系数。

本文以工频电压周期为单位进行函数拟合，因此  $\Delta T = 2\pi$ ，将  $\tilde{F}_n(k)$  写成实部加虚部的形式，如式(12)所示。

$$\tilde{F}_n(k) = (A_1 + B_1 e^{-2\pi\tau k}) + j(A_2 + B_2 e^{-2\pi\tau k}) \quad (12)$$

式中， $A_1, A_2, B_1, B_2$ 为化简后的实数。

由于实部与虚部的一般形式相同，可将其写成关于第  $k$  个周期的函数形式，如式(13)所示。

$$f(\theta, k) = \theta_1 + \theta_2 e^{\theta_3 k} \quad (13)$$

式中， $\theta$ 表示函数的系数， $\theta = \{\theta_1, \theta_2, \theta_3\}$ 。

因此可基于式(12)所示的暂态响应形式对换相电压进行预测，只需拟合确定相关系数  $\theta$  即可得到暂态过程中的换相电压表达式。通过对采集的前 2 个周期电压数据进行傅里叶分解，拟合下一周期的换相电压并预测其过零点时刻。当系统发生不对称

故障时，则采用对称分量法将频域内三相电压分解为正、负、零序分量  $F_{na(\xi)}(k)$ 。由于低次谐波是影响换相过程的主要因素，且考虑到算法的快速性，本文傅里叶分解次数仅取从基波到 5 次谐波。

基于上述所推导的暂态响应形式，采用最小二乘法拟合确定该函数形式的系数。

$$\begin{cases} \theta'_{n(\xi)} = \text{fit}(\psi_n, \{j, \text{real}(\tilde{F}_{na(\xi)}(j)) | j = k-1, k\}) \\ \theta''_{n(\xi)} = \text{fit}(\psi_n, \{j, \text{imag}(\tilde{F}_{na(\xi)}(j)) | j = k-1, k\}) \end{cases} \quad (14)$$

式中： $\theta'_{n(\xi)}$ 、 $\theta''_{n(\xi)}$ 分别表示  $\psi_n$  的拟合系数； $\text{fit}$ 为基于最小二乘法原理的非线性拟合函数，可通过返回参数  $\theta$  得到具体的拟合函数  $\psi$ ； $\xi = 1, 2, 0$  分别表示正序、负序和零序分量； $j = k-1, k$  分别表示根据以第  $k$  个周期往前 2 个周期的数据进行函数拟合。

通过拟合出的函数，即可实现对下一周期  $n$  次频率下三序分量暂态响应的预测。

$$\tilde{F}_{na(\xi)}(k+1) = \psi_n(\theta'_{n(\xi)}, k+1) + j\psi_n(\theta''_{n(\xi)}, k+1) \quad (15)$$

经对称分量法逆变换和傅里叶级数求和，得到下一周期时域三相电压数据，根据式(16)可得到下一周期内各换相过程的换相电压过零点预测值。

$$\begin{cases} t_0 = m \times f_s \\ \text{s.t. } e(m) \leq 0 \ \& \& \ e(m+1) \geq 0 \end{cases} \quad (16)$$

式中： $m$ 为采样点； $f_s$ 为采样频率； $e(m)$ 和  $e(m+1)$ 分别表示第  $m$  和  $m+1$  个采样点换相电压。

### 2.2.2 关断角计算

后续换相过程的关断角预测值  $\hat{\gamma}$  不仅与换相电压过零点有关，还与换相结束时刻有关，如式(17)所示。

$$\hat{\gamma} = \omega_0(\hat{t}_0 - \hat{t}_\gamma) \quad (17)$$

式中， $\hat{t}_0$ 和  $\hat{t}_\gamma$ 分别表示后续换相过程中的换相电压过零点和换相结束时刻。

在下一周期内每一个换相过程的开始时刻，将拟合得到的该周期换相电压  $\hat{e}(t)$  代入式(3)，则各换相过程的换相结束时刻可基于式(16)计算得到。

$$\int_{t_\beta}^{\hat{t}_\gamma} \hat{e}(t) dt = L_c [I_d(t_\beta) + I_d(t_\gamma)] \quad (18)$$

由式(18)可知，在换相开始时刻无法得到换相结束时刻的直流电流  $I_d(t_\beta)$ 。尽管换相过程的时间很短，但为了保证计算结果的准确性，依照预测型定关断角控制策略，假设直流电流在换相期间按照换相开始时刻的电流变化率进行变化<sup>[19]</sup>，则式(18)可简化为



的关断角预测值的最小值),考虑一定的检测、计算延时并与原控制输入取小后作为改进后定关断角控制的输入。

为使直流系统在故障后平滑地恢复到稳定状态,若连续 10 个周期预测得的各换相过程的关断角均大于阀的固有极限关断角(本文取 7.2°),附加控制策略退出,从而使直流系统在原有定关断角控制策略的闭环控制下平稳恢复。

### 4 仿真实验

为验证本文所提出的定关断角控制改进方法抑制后续换相失败的有效性,基于 PSCAD/EMTDC 中的 CIGRE HVDC 标准测试模型进行了电磁暂态仿真分析。

#### 4.1 预测结果分析

##### 4.1.1 换相电压拟合

本节对考虑谐波的换相电压拟合方法进行了仿真分析。设逆变侧换流母线在 1.0 s 时发生单相接地故障,接地电感值  $L_f$  为 0.8 H,故障持续时间为 0.2 s,直流系统分别在 1 s 和 1.17 s 时发生了两次持续时间均为 0.05 s 的换相失败。对故障后 10 个周期内的换流母线电压进行谐波分析,如图 4 所示。

故障后的 2 次换相失败期间(故障后第 2、3、9、10)各次谐波电压幅值相对较大,但定关断角控制重点关注后续换相失败前的几个周期,由图 4 可知,第 2 次换相失败之前的几个周期内的各次谐波电压幅值相对较小且主要成分为低次谐波。

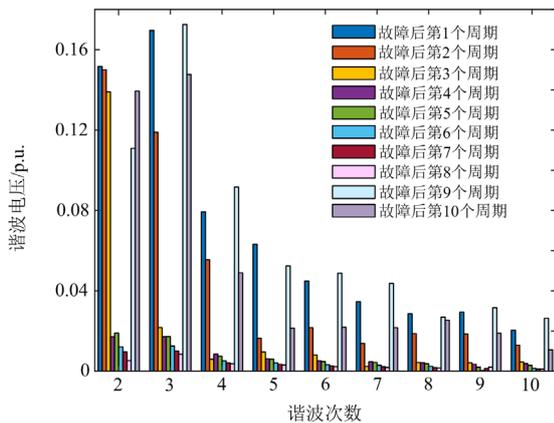


图 4 故障时各次谐波电压幅值

Fig. 4 Voltage amplitude of harmonic during the fault

进一步计算该阶段内 2~5 次谐波占总谐波含量的比重,如表 1 所示,可以看出第 2 次换相失败前的几个周期内,考虑 2~5 次谐波基本可以表征该阶段内的换相电压谐波幅值特性,且仅考虑到 5 次谐波的电压拟合预测方法所需时长约为 2 ms,可以满

足换相电压快速拟合的需求。

表 1 2~5 次谐波含量

Table 1 Ratio of 2nd~5th harmonic

故障后周期数	1	2	3	4	5
2~5 次谐波占比/%	88.87	93.62	97.99	98.04	98.53
故障后周期数	6	7	8	9	10
2~5 次谐波占比/%	98.93	99.05	99.09	87.93	93.11

对故障后 10 个周期内的过零点偏移量进行分析,考虑到不同谐波次数时换相电压的平均偏移量误差如图 5 所示。可以看出,当考虑 5 次谐波表征故障后的换相电压时,10 个周期内的平均换相电压偏移量误差仅为 0.639°,较考虑 4 次谐波时的误差(1.269°)大幅下降。若考虑更高次谐波,换相电压偏移量误差最多减小约 0.4°,但增加了拟合计算的时间。因此基于算法时效性与预测结果准确性的综合考量,考虑 2~5 次谐波可以有效表征谐波对换相电压偏移的影响。

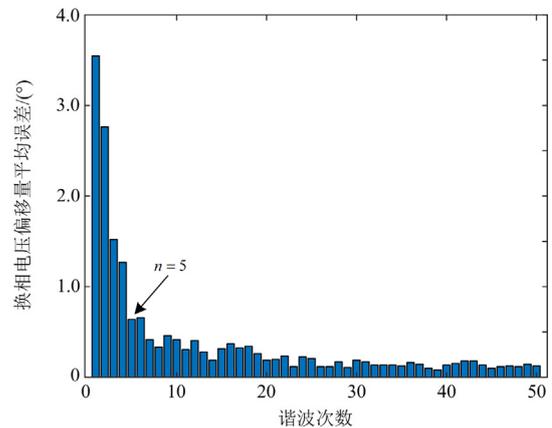


图 5 故障时考虑不同谐波次数时电压过零点偏移量误差  
Fig. 5 Zero-crossing point shift error considering different harmonic during the fault

AB 相线电压预测值与实际值的对比曲线如图 6(a)所示。图 6(a)所示的换相电压预测效果与图 5 所示的电压谐波含量特性相吻合,换相失败期间高次谐波含量较高,导致仅考虑 5 次谐波进行拟合的换相电压预测误差较大。但在对控制效果有较大影响的后续换相失败前的几个周期,由于考虑 2~5 次谐波基本可以表征该阶段内的换相电压谐波幅值和相位偏移特性,因此对于换相电压的预测准确性较高。

值得注意的是,实际系统中交流故障可能发生变化,故进一步考察了所提电压拟合方法对故障变化情况下的适应性。设故障在 1.2 s 时发生变化,接地电感由 0.8 H 变为 1.0 H,逆变侧 AB 相线电压预测曲线如图 6(b)所示。可知故障变化后的两个周期

内存在一定的误差, 一方面如前所述这一阶段内高次谐波含量较高, 另一方面拟合仍然基于故障变化前的采样数据。但所提方法能快速适应故障变化, 在后续周期采集到变化后的电压数据后, 能实现较准确的拟合, 从而指导控制策略的实施。

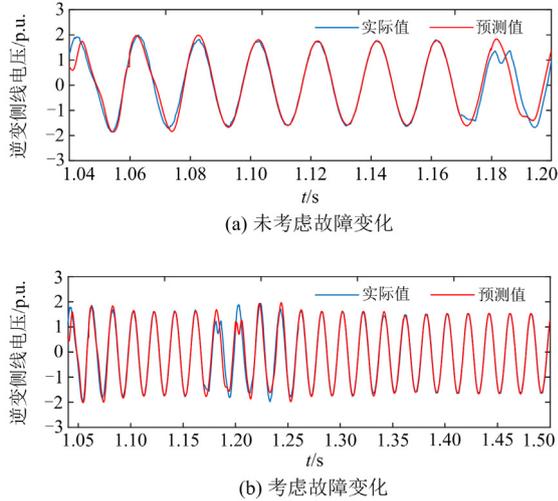


图6 时域内电压拟合预测曲线

Fig. 6 Curve of voltage fitting prediction in time domain

#### 4.1.2 关断角计算

根据式(17)可知, 在直流电流变化率大于0时,  $T$  取值越小, 式(17)等式右侧换相过程所需的面积越小即换相时间越小, 从而求得对应换相过程的关断角越大。在4.1.1节故障场景下1.14~1.16 s内, 换流器1号阀向6号阀换相过程中的阀电流曲线如图7(a)所示, 其换相角工频时间接近2 ms。

$T$  分别取2 ms和1.5 ms时的关断角预测结果如图7(b)所示。当 $T$ 取1.5 ms时, 该换相过程预测关断角比原控制输入偏大, 这意味着若实际换相时间较长而 $T$ 取值偏小可能会削弱定关断角控制的调节效果。正常工况下逆变器换相角的取值范围约为 $20^\circ\sim 30^\circ$ , 工频时对应的时长为1.11~1.67 ms。由于直流控制系统的调节作用, 换相失败后恢复期间的换相角增大, 结合大量仿真分析检测故障后阀电流信号, 换相过程一般不超过2 ms。因此考虑到所提方法对不同故障场景的适应性,  $T=2$  ms较为合理。

当 $T=2$  ms时, 在各个换相开始时刻预测换相结束时刻直流电流, 并与实际直流电流曲线进行对比, 如图8(a)所示, 关断角预测效果如图8(b)所示。由图6和图8可知, 关断角预测效果与换相电压拟合的准确性相吻合, 在换相电压预测误差较大的同一阶段误差稍大。但在第2次换相失败前的几个周期, 高次谐波含量减小后, 较准确的换相电压拟合结果及直流电流预测结果保证了关断角预测的准确

性, 尤其是对换相失败的准确预测保证了控制策略的有效性。

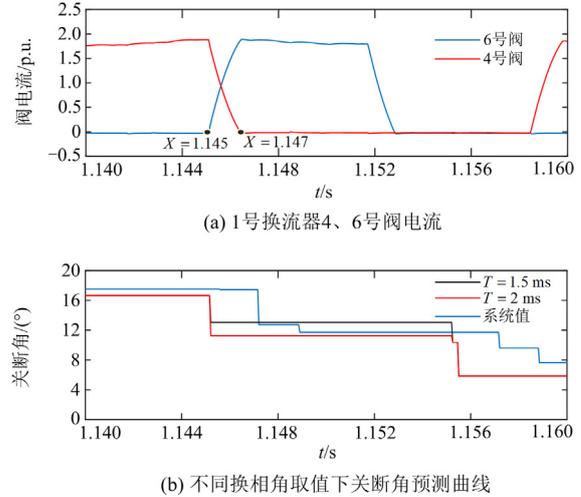


图7 阀电流及对应换相过程预测的关断角

Fig. 7 Valve current and predicted extinction angle of corresponding phase mutation process

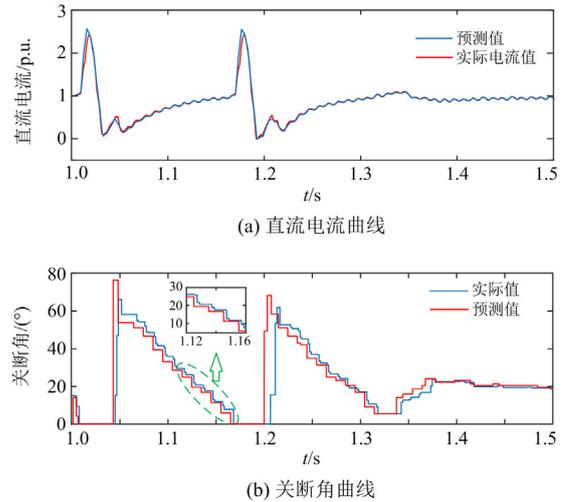


图8 直流电流和关断角预测曲线

Fig. 8 Prediction curve of direct current and extinction angle

#### 4.2 控制策略验证

在逆变侧换流母线处设置感性接地故障(不同接地电感 $L_f$ 代表接地点到换流母线之间不同的电气距离, 其值越小故障越严重), 对比分析以下不同控制策略下直流系统的暂态特性。

控制系统 I: 控制策略与 CIGRE 标准测试模型完全相同。

控制系统 II: 采用本文所提出的改进定关断角控制策略。

案例 1: 设逆变侧换流母线在1.0 s时发生A相

接地故障，接地电感  $L_f$  为 0.6 H，故障持续时间为 0.5 s。在该故障条件下，采用控制系统 I 与 II 时的直流系统各电气量的响应曲线如图 9 所示。

此时  $L_f$  较小，对应实际系统中的故障点与换流母线电气距离较近、故障较严重。采用控制系统 I 时，直流系统发生较严重的后续换相失败。对于采用改进定关断角控制策略的直流系统，由于首次换相失败距离交流故障的时间很短，且所提方法对换相电压的拟合预测需要两个周期的采样时间，故所提的控制策略从 1.04 s 开始作用。但基于后续各换相过程中的关断角预测值改进了原有控制的输入，改善了原有控制策略的滞后性问题，能够根据换相裕度的预判对触发角进行快速调节，从而有效地抑制了后续换相失败。采用改进的控制策略后直流系统在发生 1 次换相失败后恢复到了稳定状态。

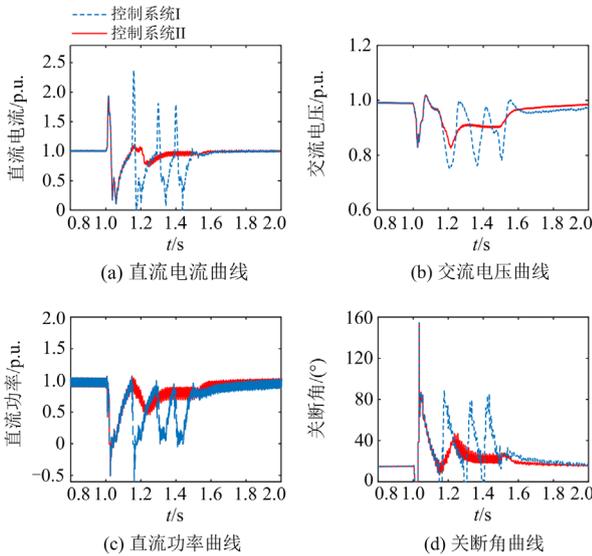


图 9 单相故障下  $L_f = 0.6$  H 时的系统响应曲线  
Fig. 9 System response curves under single-phase fault with  $L_f = 0.6$  H

表 2 对比了不同控制策略下定关断角控制的输入值，可以直观地看出在采用控制系统 I 的直流系统发生第 2 次换相失败(1.148 s)的前一个周期内，关断角预测值较原控制输入值更小，这使得改进后的定关断角控制更加准确地调节换相裕度，从而避免了后续的换相失败。

表 2 改进前后的定关断角控制输入值对比

Table 2 Control input value comparison of constant extinction angle before/after improvement

时间/s	1.128	1.132	1.136	1.140	1.144
控制 I 的关断角/(°)	21.08	15.71	14.91	14.91	12.47
控制 II 的关断角/(°)	20.25	11.25	11.25	6.75	6.75

案例 2: 设逆变侧换流母线在 1.0 s 时发生 A 相接地故障，接地电感值  $L_f$  为 0.6 H，故障持续时间为 0.2 s。在该故障条件下，采用控制系统 I、II 时的直流系统各电气量响应曲线如图 10 所示。同样地，采用所提的定关断角控制改进方法有效地抑制了后续换相失败，且与案例 1 对比可知，其控制效果不受故障持续时间的影响。

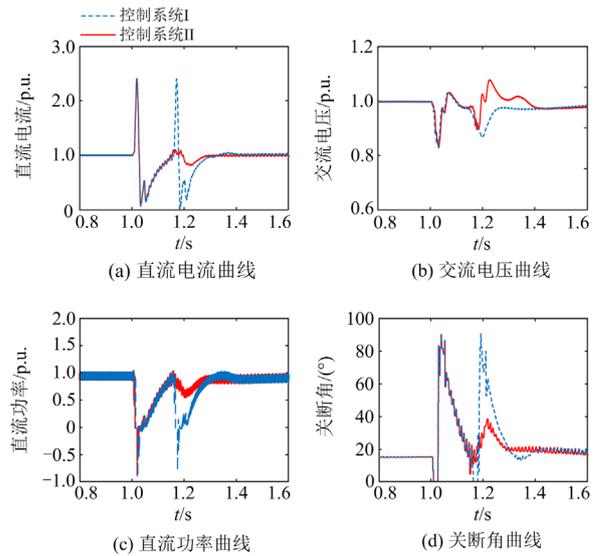


图 10  $L_f = 0.6$  H 且故障持续 0.2 s 时的单相故障下系统响应曲线

Fig. 10 System response curves under single-phase fault lasting 0.2 seconds and with  $L_f = 0.6$  H

案例 3: 设逆变侧换流母线在 1.0 s 时发生三相接地故障，接地电感  $L_f$  为 0.6 H，故障持续时间为 0.5 s。在该故障条件下，采用控制系统 I、II 时的直流系统各电气量响应曲线如图 11 所示。可知，改进的定关断角控制策略虽无法抑制首次换相失败，但通过在后续各换相过程开始时刻预测出对应的关断角，能够快速调节换相裕度，从而抑制后续换相失败。

在逆变侧换流母线设置了不同的单相和三相感性接地故障，故障时刻均为 1 s，故障持续时间均为 0.5 s。故障水平如式(22)所示，其值越大则表明故障越严重。

$$F_L = \frac{1}{P_N} \cdot \frac{U_N^2}{\omega L_f} \times 100\% \quad (22)$$

式中:  $U_N$  为换流母线电压额定值;  $P_N$  为直流输电系统的额定功率。

仿真设置故障水平  $F_L$  在 20%~50%之间变化，表征系统发生不同严重程度的交流故障，交流故障后直流系统的换相失败情况如图 12 所示。图 12(a)、图 12(b)分别表示发生单相故障和三相故障时，不同故

障期间逆变器发生换相失败次数情况; 蓝色和橙色分别代表控制系统 I 和控制系统 II 的作用下直流系统换相失败情况, 灰色表示二者系统发生换相失败次数相同。可以看出, 采用改进后的定关断角控制策略在单相或三相短路故障下, 直流系统的后续换相失败均能得到有效抑制。

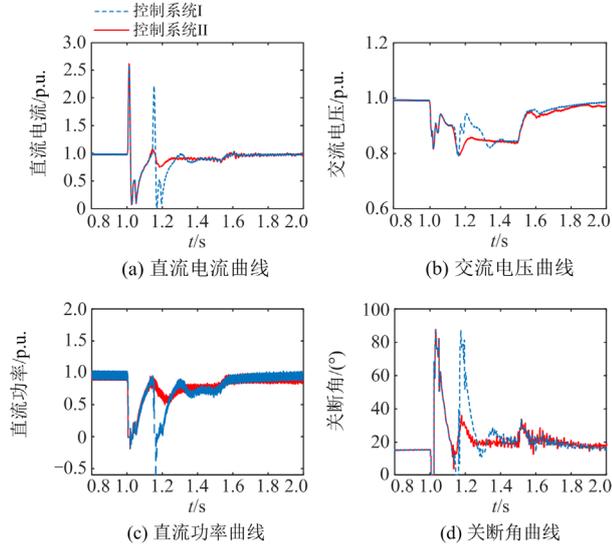


图 11 三相故障下  $L_f = 0.6$  H 时的系统响应曲线

Fig. 11 System response curves under three-phase fault with  $L_f = 0.6$  H

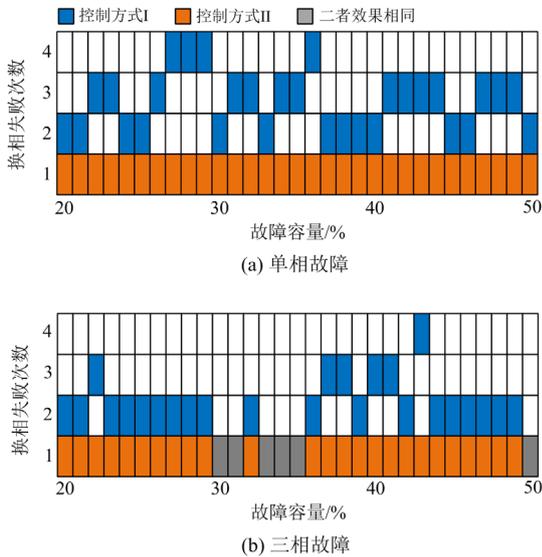


图 12 两种控制系统下直流输电系统换相失败的次数

Fig. 12 Number of continuous commutation failure in HVDC system under two control systems

### 4.3 与现有方法的比较

为验证所提策略的优越性, 将本文方法与文献[22]中的预测型定关断角控制进行了对比。设逆变侧

换流母线在 1.0 s 时发生三相接地故障, 接地电感值  $L_f$  为 0.8 H, 故障持续时间为 0.5 s。在采用不同控制策略时的直流系统运行特性曲线如图 13 所示。该故障下直流系统发生后续换相失败, 且在控制系统 III 的作用下未能得到有效抑制, 其原因在于文献[22]未考虑电压谐波对换相过程的影响, 对换相裕度偏乐观的判断导致触发角的调节指令偏小, 削弱了对关断角的调节作用。

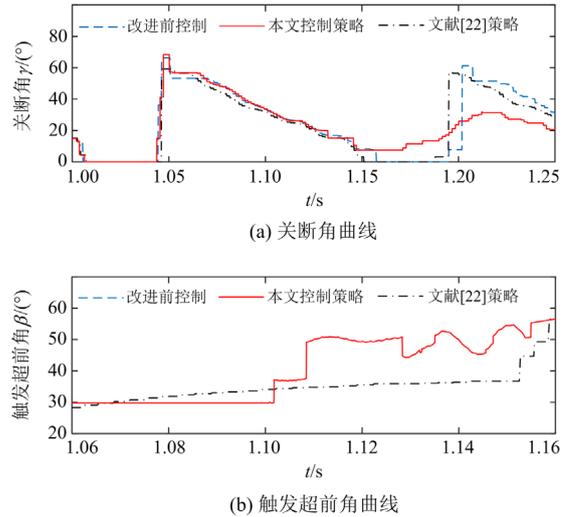
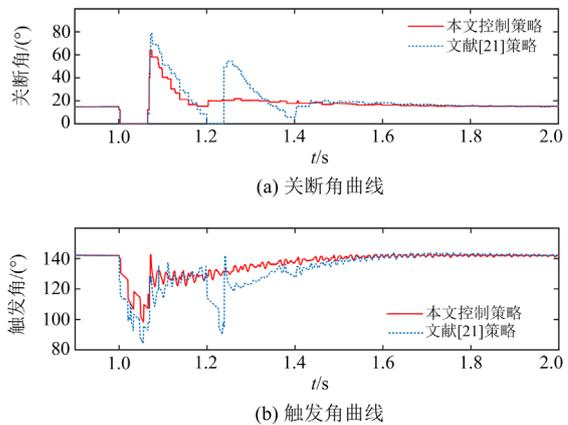


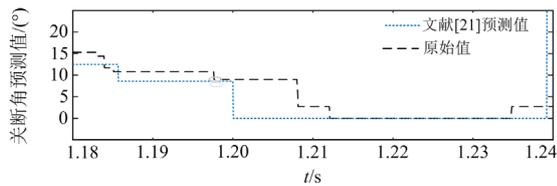
图 13 不同策略下的直流系统运行特性曲线

Fig. 13 Operating characteristics curve of HVDC system with different strategies

本文进一步将所提方法与文献[21]中的控制策略进行了对比。文献[21]虽然考虑了电压谐波对关断角进行了控制, 但对关断角的预测仅基于触发前的电压状态, 忽略了后续电压可能发生的变化。仿真分析结果如图 14 所示。

从关断角曲线可以看出, 在该故障下采用文献[21]所提控制策略未能抑制直流系统的后续换相失败。其原因是文献[21]所提方法忽略了电压谐波的





(c) 关断角预测结果

图 14 与文献[21]所提控制策略的对比分析

Fig. 14 Comparison with the control strategy proposed by reference [21]

后续变化, 导致在阀触发前对关断角裕度的判断过于乐观, 对触发角的调节幅度不足。而本文控制策略与文献[21]策略相比, 在后续换相失败发生前将触发角从  $125^\circ$  进一步减小到  $120^\circ$ , 从而有效地抑制了后续换相失败。

## 5 结论

本文针对直流系统定关断角控制响应速度与控制精度不足的问题, 提出了相应改进方法, 基于理论和仿真分析得到以下结论:

1) 交流电压谐波对故障后直流系统的换相过程具有重要影响, 其主要因素来源于低次谐波, 因此有必要考虑电压谐波对换相失败的风险程度并进行评估;

2) 所提出的定关断角控制改进方法基于对后续换相过程的较准确预测提升了定关断角控制的响应速度和控制精度。

所提控制方法依赖于相对较复杂的谐波分析和计算, 如何在保证计算精度的条件下进一步简化, 以适应当前实际控制的需求和计算条件, 是后续研究工作的重点。

## 参考文献

- [1] 杨明浩, 安韵竹, 胡元潮, 等. 改进 EGM 模型对特高压输电线路的适用性与验证[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(1): 93-100.  
YANG Minghao, AN Yunzhu, HU Yuanchao, et al. Applicability and verification of an improved EGM model for UHV transmission lines[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(1): 93-100.
- [2] 周孝信, 陈树勇, 鲁宗相, 等. 能源转型中我国新一代电力系统的技术特征[J]. 中国电机工程学报, 2018, 38(7): 1893-1904.  
ZHOU Xiaoxin, CHEN Shuyong, LU Zongxiang, et al. Technology features of the new generation power system in China[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(7): 1893-1904.
- [3] RAHIMI E, GOLE A M, DENVIES J B, et al. Commutation failure analysis in multi-infeed HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(1): 378-384.
- [4] 李兴源. 高压直流输电系统[M]. 北京: 科学出版社, 2010.
- [5] 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.
- [6] 郑宽, 沈沉, 刘锋. 降低多回 HVDC 同时换相失败风险的交直流混联受端系统 STATCOM 配置方案[J]. 电网技术, 2018, 42(2): 564-570.  
ZHENG Kuan, SHEN Chen, LIU Feng. Configuration scheme of STATCOM for mitigating simultaneous commutation failure risk of multi-infeed HVDC links[J]. Power System Technology, 2018, 42(2): 564-570.
- [7] 王渝红, 陈立维, 曾琦, 等. 特高压直流分层接入方式下预防换相失败的协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(8): 160-171.  
WANG Yuhong, CHEN Liwei, ZENG Qi, et al. Coordinated control strategy for preventing commutation failure in a UHVDC system hierarchically connected to an AC grid[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(8): 160-171.
- [8] 郭春义, 张岩坡, 赵成勇, 等. STATCOM 对双馈入直流系统运行特性的影响[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(25): 99-106, 16.  
GUO Chunyi, ZHANG Yanpo, ZHAO Chengyong, et al. Impact of STATCOM on the operating characteristics of double-infeed HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(25): 99-106, 16.
- [9] 陈树勇, 李新年, 余军, 等. 基于正余弦分量检测的高压直流换相失败预防方法[J]. 中国电机工程学报, 2005, 25(14): 1-6.  
CHEN Shujun, LI Xinnian, YU Jun, et al. A method based on the sin-cos components detection mitigates commutation failure in HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2005, 25(14): 1-6.
- [10] 李强, 陈潜, 武霁阳, 等. 基于集成学习的高压直流输电系统故障诊断[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(16): 169-179.  
LI Qiang, CHEN Qian, WU Jiyang, et al. Ensemble learning-based HVDC systems fault diagnosis[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(16): 169-179.
- [11] 袁阳, 卫志农, 王华伟, 等. 基于直流电流预测控制的换相失败预防方法[J]. 电网技术, 2014, 38(3): 565-570.  
YUAN Yang, WEI Zhinong, WANG Huawei, et al. A DC current predictive control based method to decrease probability of commutation failure[J]. Power System Technology, 2014, 38(3): 565-570.

- [12] 周泓宇, 姚伟, 李佳, 等. 基于电压电流预测的直流输电换相失败预防策略[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(16): 5948-5959.  
ZHOU Hongyu, YAO Wei, LI Jia, et al. Commutation failure prevention strategy of HVDC based on current and voltage prediction [J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(16): 5948-5959.
- [13] 汤奕, 郑晨一, 王玉, 等. 考虑交直流无功交互特性的换相失败预测控制优化方法[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(21): 50-57.  
TANG Yi, ZHENG Chenyi, WANG Yu, et al. Optimization method for commutation failure prevention control considering AC/DC reactive power interaction characteristics[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(21): 50-57.
- [14] 田浩, 蒋哲, 马琳琳, 等. 提升电网受电能力的多直流低压限流控制器参数优化方法[J]. 山东电力技术, 2023, 50(7): 30-36.  
TIAN Hao, JIANG Zhe, MA Linlin, et al. Optimization method of multi-DC VDCOL parameters for improving the power receiving capacity of regional power grid[J]. Shandong Electric Power, 2023, 50(7): 30-36.
- [15] 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 suppressing method based on nonlinear VDCOL to mitigate the continuous commutation failure[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(7): 119-127.
- [16] 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.
- [17] 王海军, 黄义隆, 周全. 高压直流输电换相失败响应策略与预测控制技术路线分析[J]. 电力系统保护与控制, 2014, 42(21): 124-131.  
WANG Haijun, HUANG Yilong, ZHOU Quan. Analysis of commutation failure response strategies and prediction control technology in HVDC[J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(21): 124-131.
- [18] SON H, KIM H. An algorithm for effective mitigation of commutation failure in high-voltage direct-current systems[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, 31(4): 1437-1446.
- [19] 汪娟娟, 王子民, 禰小聪, 等. 预测型定熄弧角控制及其改进策略[J]. 电网技术, 2018, 42(12): 3985-3991.  
WANG Juanjuan, WANG Zimin, XUAN Xiacong, et al. Extinction angle control based on predictive calculation and its improvement[J]. Power System Technology, 2018, 42(12): 3985-3991.
- [20] 王增平, 刘席洋, 郑博文, 等. 基于电压波形拟合的换相失败快速预测与抑制措施[J]. 电工技术学报, 2020, 35(7): 1454-1463.  
WANG Zengping, LIU Xiyang, ZHENG Bowen, et al. The research on fast prediction and suppression measures of commutation failure based on voltage waveform fitting[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(7): 1454-1463.
- [21] XIAO H, LI Y, DUAN X. Enhanced commutation failure predictive detection method and control strategy in multi-infeed LCC-HVDC systems considering voltage harmonics[J]. IEEE Transactions on Power Systems, 2021, 36(1): 81-96.
- [22] 王峰, 刘天琪, 周胜军, 等. 谐波对 HVDC 系统换相失败的影响机理及定量分析方法[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(19): 4888-4894.  
WANG Feng, LIU Tianqi, ZHOU Shengjun, et al. Mechanism and quantitative analysis method for HVDC commutation failure resulting from harmonics[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(19): 4888-4894.
- [23] 李新年, 陈树勇, 李涛, 等. 特高压主变充电导致直流周期性换相失败的原因[J]. 电网技术, 2014, 38(10): 2671-2679.  
LIN Xinnian, CHEN Shuyong, LI Tao, et al. Research on the periodic commutation failure by 1000 kV UHV transformer energizing for LinFeng HVDC project[J]. Power System Technology, 2014, 38(10): 2671-2679.
- [24] 吴巧玲, 缪希仁, 叶臻芳. 高压输电线路短路故障早期检测研究[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(12): 50-55.  
WU Qiaoling, MIAO Xiren, YE Liufang. Research on early detection for short-circuit fault in high-voltage transmission line[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(12): 50-55.
- [25] FAN Rui, WANG Shaobu, HUANG Renke, et al. Wide-area measurement-based modal decoupling for power system oscillation damping[J]. Electric Power Systems Research, 2020, 178: 106022.

收稿日期: 2023-09-13; 修回日期: 2023-12-04

作者简介:

李 宽(1988—), 男, 博士, 高级工程师, 研究方向为高压直流输电保护与控制, 新型电力系统保护。E-mail: lk\_0313@126.com

(编辑 姜新丽)