

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.250500

# 双极柔性直流系统阀交流侧接地保护研究

盛诗意<sup>1</sup>, 徐习东<sup>1</sup>, 李峰<sup>2</sup>, 陈丹青<sup>2</sup>, 罗澍忻<sup>2</sup>

(1. 浙江大学电气工程学院, 浙江 杭州 310000; 2. 广东电网有限责任公司电网规划研究中心, 广东 广州 510623)

**摘要:** 针对双极柔性高压直流系统阀交流侧接地故障产生的故障电流无过零点的问题, 分析了故障端换流器闭锁后故障端和非故障端故障电流的特征, 推了解析表达式, 得到了非故障端判断对侧接地故障的判据及保护方案。由于反向穿越零点的电弧电流有利于交流断路器弧隙介质绝缘能力的恢复, 分析了故障后降低直流电压对阀交流侧故障电流反向穿越零点的影响, 提出了非故障端退出运行后故障端直流侧非接地极经电阻接地的保护方案, 推导了限流电阻与阀交流侧故障电流的表达式。最后在 PSCAD/EMTDC 平台上进行了仿真计算, 结果表明, 通过非接地极经电阻接地的方式不仅可以使换流变压器阀侧故障电流反向穿越零点, 还可以避免换流变压器出现三相短路的情况。

**关键词:** 双极柔性直流输电; 模块化多电平换流器; 接地故障; 偏向于时间轴一侧的故障电流; 继电保护

## Study on grounding protection of the valve AC side in bipolar VSC-HVDC systems

SHENG Shiyi<sup>1</sup>, XU Xidong<sup>1</sup>, LI Feng<sup>2</sup>, CHEN Danqing<sup>2</sup>, LUO Shuxin<sup>2</sup>

(1. College of Electrical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310000, China; 2. Power Grid Planning and Research Center, Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510623, China)

**Abstract:** To address the issue that fault currents caused by grounding faults on the valve AC side of bipolar VSC-HVDC systems have no natural zero-crossing points, the characteristics of fault currents at both the faulty and healthy terminals after converter blocking at the faulty end are analyzed. Analytical expressions are derived, and a criterion and corresponding protection scheme for the healthy terminal to identify grounding faults on the opposite side are obtained. Since arc currents that reverse and pass through a zero crossing are beneficial for restoring the dielectric strength of the arc gap in AC circuit breakers, the impact of reducing DC voltage after a fault on the reverse zero-crossing behavior of valve AC-side fault currents is investigated. Based on this, a protection scheme is proposed in which, after the healthy terminal is taken out of operation, the non-grounded pole on the DC side of the faulty terminal is grounded through a resistor. The expressions for the current limiting resistor and the valve AC-side fault currents are derived. Finally, simulations are performed on the PSCAD/EMTDC platform. The results demonstrate that grounding the non-grounded pole through a resistor can not only enable reverse zero-crossing of valve-side fault current of the converter transformer, but also effectively prevent the occurrence of three-phase short circuits in the converter transformer.

This work is supported by the Major Project of National Natural Science Foundation of China (No. 62293500).

**Key words:** bipolar VSC-HVDC; modular multilevel converter; grounding fault; fault current biased to one side of the time axis; relay protection

## 0 引言

基于模块化多电平技术(modular multilevel converter, MMC)的柔性直流输电系统采用可控关断

器件, 具有不存在换相失败、功率连续调节、提供电压和频率支持等优点, 能够满足电网远距离大容量输电和新能源跨省跨区消纳的需求<sup>[1-3]</sup>。柔直系统可分为单极和双极两种拓扑结构, 相比于单极系统, 双极系统具有双极独立运行、输送容量大、可靠性高、供电方式灵活等优点<sup>[4-5]</sup>, 目前已有厦门±320 kV 双极柔性直流输电工程<sup>[6]</sup>、张北±500 kV 双极柔性

**基金项目:** 国家自然科学基金重大项目资助(62293500); 南方电网公司科技项目资助(GDKJXM20231022)

直流输电工程<sup>[7]</sup>等示范工程。

相较于极间故障或相间故障，接地故障的报道更多<sup>[8-11]</sup>。发生接地故障时柔直系统的故障特性不仅与系统拓扑结构密切相关，还与故障位置和换流器拓扑有关，相应的保护方案也不同。对于单极系统直流侧接地故障，文献[12]提出了一种基于换流器高可控性的主动检测导频保护方案，以判断直流系统的内外故障。对于单极系统交流侧接地故障，文献[13]提出了利用换流器直流侧基频共模电流、电压以及功率方向来判断接地故障的保护策略；文献[14]根据三次谐波注入策略的特性，提出了基于中性点零序三次谐波电压和零序基波电压的接地保护判据。对于双极系统，直流侧接地故障往往会形成极间短路，文献[15]通过分析熄弧前后故障极电压的不同判断故障熄弧时刻。对于不同换流器拓扑，文献[16]针对混合 MMC 提出了基于接地晶闸管回路的保护方案。

目前已有文献分析了双极系统阀交流侧接地故障的故障特性<sup>[17-18]</sup>，文献[19]推导了故障后换流器闭锁后的故障端电压、电流表达式，提出了故障后阀交流侧故障电流存在无过零点的问题，并提出了基于旁路高速开关的保护措施，在换流器二次闭锁后闭合非故障相下桥臂旁路开关，使阀侧电流出现过零点；文献[20]进一步提出了在阀交流侧接地后，将交流三相系统进行直接短路的措施，这样也可以避免短路电流无过零点的问题，但会对换流变压器及交流系统产生更大的短路冲击。依据阀交流侧非故障相电流会降至 0、故障相电流始终不过零的故障特征，文献[21]提出了交流断路器分相跳闸并在接地极增加直流断路器的保护方案，该方案采用在直流侧中性线经电阻接地的接地方式，同时在换流器接地极增设了限流电抗器，这可以增加非故障相电流每周期降为 0 的时间。但文献[21]中非故障相电流偏向于时间轴一侧，在断路器开断过程中弧隙电极始终不会出现反极性过程，没有反极性的电流对交流断路器弧隙介质恢复绝缘是不利的<sup>[22]</sup>，存在交流断路器不能开断这种单向电流的隐患。当分相跳闸方案失效时，文献[21]中的直流断路器可以切除故障，但若依靠直流断路器，一方面没有必要采取分相跳闸措施了，另一方面要求在每个换流器的接地极上都增设直流断路器，以便开断故障后整个直流系统不失去参考电位，如此则保护成本较高。文献[23]提出了 LR 并联接地的方法来限制短路电流，但采用该方案使电流持续过零需要很大的电抗，而

且会加剧上桥臂过电压。

为了利用交流断路器切除双极柔直系统中的阀交流侧接地故障，同时避免对换流变压器造成三相短路冲击，本文提出了一种在故障端换流器闭锁后限制直流侧电压的接地故障保护方案。首先分析了故障端换流器闭锁后故障端和非故障端故障电流的特征，并推导了解析式。针对故障端换流器闭锁后直流侧产生基波分量的特征，提出了非故障端判断对侧接地故障的判据。分析了故障端换流器闭锁后故障端直流电压对故障电流直流偏置的影响，提出了在非故障端识别故障并将换流器退出运行后，在故障端非接地极增加经电阻接地的保护控制方案，分析了交流侧短路电流反向穿越零点的幅度与接地电阻的关系。最后通过仿真软件进行了验证。

## 1 基于 MMC 的双极系统

基于 MMC 的双极对称柔性直流输电系统如图 1(a)所示，其中正极 MMC 拓扑结构如图 1(b)所示，一个换流器拥有 6 个桥臂单元，每个桥臂单元由一个电抗器和  $N$  个子模块(SM)串联而成，每上、下桥臂构成一个相单元。图中： $u_{dc}$  为直流侧电压； $i_{dc}$  为直流侧电流； $u_{vx}$ 、 $i_x$  分别为阀交流侧输出电压、电流 ( $x = a, b, c$ )； $R_{arm}$ 、 $L_{arm}$  分别为桥臂等效电阻、电感； $R_0$  为接地电阻； $u_{px}$ 、 $u_{nx}$  分别为上、下桥臂输出电压； $i_{px}$ 、 $i_{nx}$  分别为上、下桥臂电流； $i_{cirx}$  为  $x$  相桥臂的环流； $T_i$ 、 $D_i$  分别为子模块中 IGBT 和续流二极管 ( $i = 1, 2$ )， $u_{Di}$  为续流二极管两端电压； $C$  为子模块电容器的电容值； $u_{SMj}$ 、 $u_{Cj}$  分别为子模块输出电压和电容器电压 ( $j = 1, 2, \dots, N$ )；G 点为直流侧接地点。

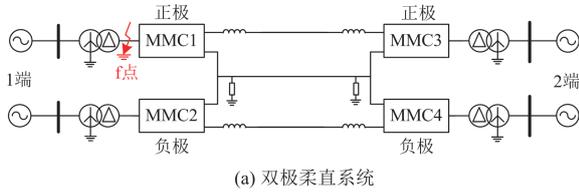
根据基尔霍夫定理，忽略接地电阻，对图 1(b)中  $x$  相上、下桥臂列写回路微分方程可得<sup>[19]</sup>

$$\begin{cases} u_{vx} = \frac{1}{2} \left( u_{dc} + L_{arm} \cdot \frac{di_x}{dt} + R_{arm} i_x + u_{nx} - u_{px} \right) \\ L_{arm} \cdot \frac{di_{cirx}}{dt} + R_{arm} i_{cirx} = \frac{1}{2} (u_{dc} - u_{nx} - u_{px}) \end{cases} \quad (1)$$

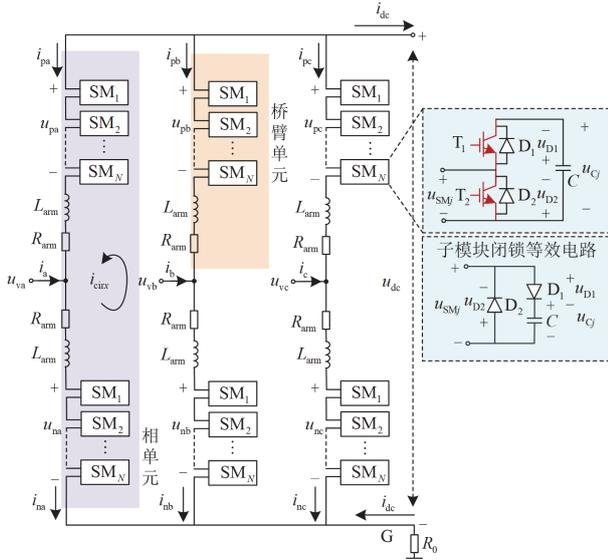
式(1)显示正常运行时双极系统的阀侧电压具有  $0.5u_{dc}$  的直流偏置，对交流侧绝缘要求较高。

考虑双极结构的对称性和独立性，负极故障时的故障特性与正极类似，正负极之间的故障不会相互影响，本文仅以正极发生故障为例，其中上桥臂为非接地极，下桥臂为接地极。若  $t = 0s$  时双极系统的正极发生  $c$  相接地故障，如图 1 中  $f$  点，故障相上桥臂子模块电容器充电、下桥臂子模块电容器

放电, 导致桥臂过电流、过电压<sup>[17]</sup>, 故障端差动保护能够立即识别故障并控制换流器快速闭锁, 但交流断路器能否开断故障电流需要进一步分析。



(a) 双极柔直系统



(b) 正极 MMC 拓扑

图 1 基于 MMC 的双极柔直系统

Fig. 1 MMC-based bipolar VSC-HVDC system

换流器闭锁后正极 MMC 拓扑如图 2 所示, 其中:  $R_{eq}$  为直流系统等效电阻;  $L_{eq}$  为直流系统等电感。上、下桥臂电流分别在回路 2、回路 1 中流通, 阀交流侧的故障相与非故障相电压不同, 导致换流器内的桥臂电流也不同。非故障相上桥臂故障电流主要由电容、电感的初始状态、直流侧电压以及阀交流侧电压产生, 下桥臂故障电流主要由电感初始状态、阀交流侧电压产生, 由于续流二极管的存在, 非故障相上、下桥臂电流始终偏向于时间轴一侧。

## 2 阀交流侧接地故障下各端故障电流

### 2.1 故障端换流变阀侧故障电流

图 1(a)中 f 点发生故障后系统增加了接地点, 故障点两侧的故障相电流不同, 在故障点靠近换流器一侧, 即阀交流侧, 故障相电流为 0, 在故障点靠近换流变一侧, 即换流变阀侧, 故障相电流为非故障相电流之和的相反数, 两侧的非故障相电流是一致的。

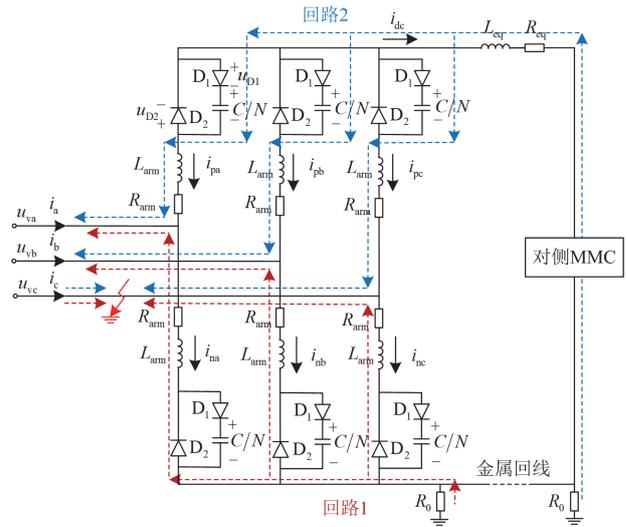
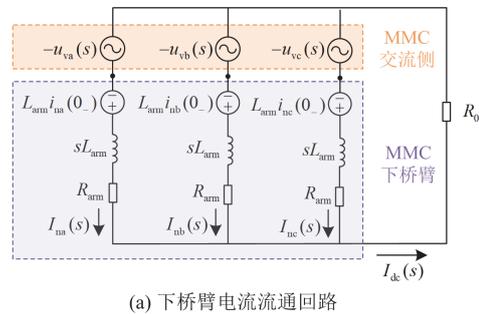


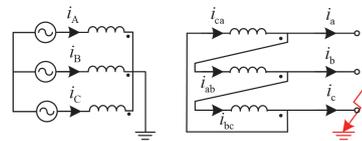
图 2 故障端闭锁后 MMC 简化回路

Fig. 2 MMC simplified loop after fault terminal blocking

以图 2 中黑色箭头的电流方向为参考方向, 回路 1 可等效为高阶 RL 电路, 如图 3(a)所示, 发生 c 相接地故障, 故障端阀交流侧电压的直流偏置消失, c 相电压降至 0, a、b 相电压由相电压上升至线电压。图 3 中:  $I_{nx}$  为复频域下的下桥臂电流;  $I_{dc}$  为复频域下的直流侧电流。



(a) 下桥臂电流流通回路



(b) 换流变压器的故障电流流通路径

图 3 故障点、接地点与本端下桥臂构成回路的等效电路图

Fig. 3 Equivalent circuit diagram of current loop formed

by fault point, grounding point and lower bridge arm on fault terminal

以 a 相为例, 若故障时刻阀交流侧 a 相线电压的相位为  $\theta_0$ , 忽略桥臂电阻, 将线电压  $u_{va} = \sqrt{2}U_L \sin(\omega t + \theta_0)$  和初始条件  $i_{na}(0) = 0$  A 代入图 3(a)电路, 求解可得故障端换流器的非故障相下桥

臂电流, 并根据图 2 电流参考方向得到故障端换流变阀侧非故障相电流为

$$i_a = \frac{\sqrt{2}U_L}{\omega L_{arm}} \left[ \frac{5}{6} \cos \theta_0 - \frac{\sqrt{3}}{6} \sin \theta_0 + A_1 \sin(\theta_0 + \varphi_1 - 60^\circ) e^{-\frac{3R_0 t}{L_{arm}}} + A_{21} \sin(\omega t + \theta_0 + \varphi_{21}) - A_{22} \sin(\omega t + \theta_0 + \varphi_{22} - 120^\circ) \right] \quad (2)$$

$$\begin{cases} A_1 = -\frac{\omega L_{arm}}{3\sqrt{9R_0^2 + \omega^2 L_{arm}^2}} \\ A_{21} = \frac{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 4R_0^2}}{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 9R_0^2}} \\ A_{22} = \frac{R_0}{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 9R_0^2}} \\ \varphi_1 = -\arctg\left(\frac{\omega L_{arm}}{3R_0}\right) \\ \varphi_{21} = \arctg\left(\frac{\omega L_{arm}}{2R_0}\right) + \varphi_1 - 90^\circ \\ \varphi_{22} = \varphi_1 - 90^\circ \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $\omega$  为系统的角频率;  $U_L$  为阀交流侧线电压基波有效值。

当  $R_0$  为 0 时, 换流变阀侧三相电流可简化为<sup>[21]</sup>

$$\begin{cases} i_a \approx -\frac{\sqrt{2}U_L}{\omega L_{arm}} [\cos \theta_0 - \cos(\omega t + \theta_0)] \\ i_b \approx -\frac{\sqrt{2}U_L}{\omega L_{arm}} [\cos \theta_0 - \cos(\omega t + \theta_0 - 120^\circ)] \\ i_c \approx -i_a - i_b = \frac{\sqrt{2}U_L}{\omega L_{arm}} [2 \cos \theta_0 - \cos(\omega t + \theta_0 - 60^\circ)] \end{cases} \quad (4)$$

由式(2)一式(4)可知, 故障后换流变阀侧电流同时存在基波分量和衰减的直流分量, 并且由于续流二极管的存在, 电流总是偏向于时间轴一侧。接地电阻  $R_0$  越小, 回路时间常数越大, 直流分量衰减的越慢, 当  $R_0$  为 0 时, 换流变阀侧非故障相电流接近为负的全波。无论接地电阻如何变化, 换流变阀侧电流始终偏向于时间轴一侧, 用交流断路器开断故障不利于交流断路器弧隙介质强度的恢复。

当换流变网侧为交流大电源时可以忽略其阻抗, 此时交流侧只存在变压器的漏抗。在故障初期铁芯不饱和的情况下, 换流变出现直流偏磁, 使得网侧交流系统出现直流分量, 如图 3(b)所示, 可得换流变网侧电流和换流变阀侧电流的关系为

$$\begin{cases} i_A = \frac{i_b - i_a}{3k} \\ i_B = \frac{i_c - i_b}{3k} \\ i_C = \frac{i_a - i_c}{3k} \end{cases} \quad (5)$$

式中:  $k$  为绕组匝数;  $i_X$  为换流变网侧交流电流 ( $X = A, B, C$ )。式(5)中故障端换流变网侧 B、C 相电流总是偏向于时间轴的一侧, 此时换流变网侧交流断路器也会存在熄弧困难的问题。

### 2.2 非故障端直流侧故障电流

图 2 中的回路 2 可等效为高阶 RLC 电路, 如图 4 所示。图中:  $I_{px}$  为复频域下的上桥臂电流;  $i_{px}(0_-)$  为故障时刻上桥臂电流的瞬时值;  $i_{dc}(0_-)$  为故障时刻直流侧电流的瞬时值;  $P_{dc}$  为直流侧传输功率。对于换流器处于正常工作状态下的非故障端, 因其控制方式不同, 从直流侧看去的等效元件也不同。采用定电压控制和定功率控制的非故障端分别可以等效为电压源和受控电流源。

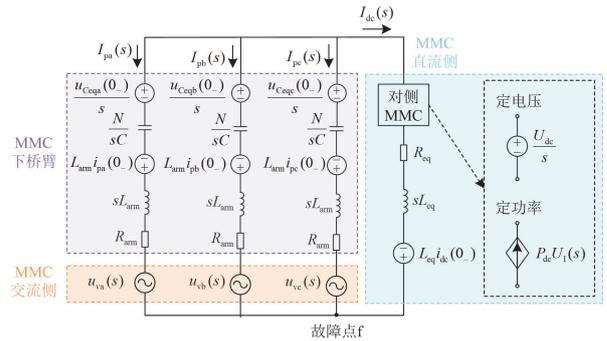


图 4 故障点与本端上桥臂、对端换流器构成回路的等效电路图

Fig. 4 Equivalent circuit diagram of current loop formed by fault point and bridge arm on the faulted terminal, and opposite end converter

在换流器闭锁后, 图 4 电路中的电感电流快速衰减到 0, 电容电压维持故障时刻的直流电压不变, 初始条件如式(6)所示。

$$\begin{cases} u_{Ceqa}(0) = u_{Ceqb}(0) = u_{Ceqc}(0) = U_{dc} \\ i_{pa}(0) = i_{pb}(0) = i_{pc}(0) = 0 \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $u_{Ceqx}$  为各相桥臂等效电容的电容电压;  $U_{dc}$  为故障时刻直流侧电压大小。

为得到过渡过程第一个周期内的直流侧电流  $i_{dc}$ , 把  $i_{dc}$  分解成阀侧交流电压激励单独提供的直流侧电流  $i'_{dc}$  和其他激励单独提供的直流侧电流  $i''_{dc}$  两部分计算, 其中其他激励为对侧 MMC 和储能元件

的暂态激励。

忽略桥臂电阻, 用复数指数函数代替交流激励可得  $i'_{dc}$  的复频域表达式为

$$I'_{dc}(s) = \frac{\sqrt{6}U_L e^{j(\theta_0 - 60^\circ)} s}{\left( (L_{arm} + 3L_{eq})s^2 + 3R_{eq}s + \frac{N}{C} \right) (s - j\omega)} \quad (7)$$

对式(7)进行拉氏反变换, 得到其时域表达式为

$$i'_{dc}(t) = \sqrt{6}U_L A_2 \sin(\omega t + \theta_0 - 60^\circ + \varphi_2) \quad (8)$$

其中

$$\begin{cases} A_2 = \frac{\omega}{\sqrt{9R_{eq}^2 \omega^2 + \left( \frac{N}{C} - (L_{arm} + 3L_{eq})\omega^2 \right)^2}} \\ \varphi_2 = \frac{\pi}{2} - \arctg \left( \frac{3R_{eq} \omega}{\frac{N}{C} - (L_{arm} + 3L_{eq})\omega^2} \right) \end{cases} \quad (9)$$

以非故障端定电压控制为例, 非故障端为定功率时可用图4复频域等效模型代替, 可求得  $i''_{dc}$  的复频域表达式为

$$I''_{dc}(s) = \frac{(L_{arm} - 3L_{eq})I_{dc}s}{(L_{arm} + 3L_{eq})s^2 + 3R_{eq}s + \frac{N}{C}} \quad (10)$$

式中:  $I_{dc}$  为故障时刻直流侧电流大小。假设  $d$  和  $f$  分别为式(10)的特征根, 对式(10)进行拉氏反变换, 可得其时域表达式为

$$i''_{dc}(t) = \begin{cases} K_1 e^{-dt} + K_2 e^{-ft}, 9R_{eq}^2 - 4(L_{arm} + 3L_{eq}) \cdot \frac{N}{C} > 0 \\ K_3 e^{-dt} + K_4 t e^{-ft}, 9R_{eq}^2 - 4(L_{arm} + 3L_{eq}) \cdot \frac{N}{C} = 0 \\ K_5 e^{-(d+jf)t} + K_6 e^{-(d-jf)t}, 9R_{eq}^2 - 4(L_{arm} + 3L_{eq}) \cdot \frac{N}{C} < 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中:  $K_h (h=1, 2, \dots, 6)$  为各直流分量的系数。

由式(9)和式(11)可知, 故障端换流器闭锁后, 正极直流线路电流会出现基波分量和直流分量, 直至上桥臂子模块电容充满, 其中基波分量与非故障端的控制方式无关, 因此非故障端可通过直流侧电流判断对侧阀交流侧接地故障。

### 3 单相接地保护控制策略

#### 3.1 正极电压控制与故障电流波形

由式(2)可知, 交流稳态电流出现直流偏置的原因是 MMC 闭锁后下桥臂电容被二极管  $D_2$  旁路, 阀交流侧线电压与电感共同作用产生直流分量, 并且由于正常运行时交流线电压小于直流侧电压, 在交

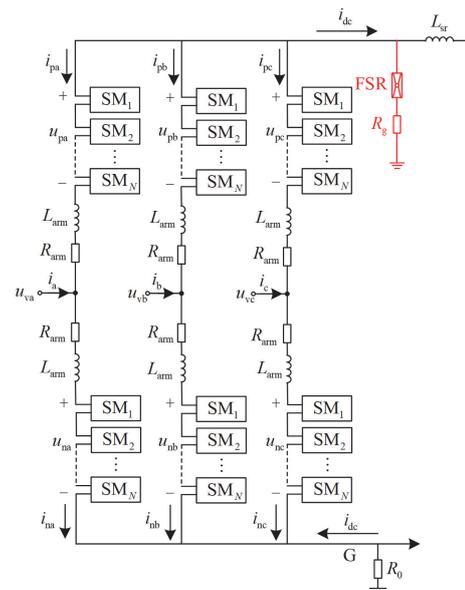
流侧电压快速充满电容后上桥臂电流不存在直流分量, 只有下桥臂的直流分量流入交流系统。

故障端换流器闭锁后, 若忽略桥臂电感及电阻上的压降, 以图2中的 a 相上桥臂为例, 此时续流二极管两端电压  $u_{D1}$ 、 $u_{D2}$  分别为  $u_{dc} - U_{dc} - u_{va}$  和  $u_{va} - u_{dc}$ , 若故障端直流侧电压  $u_{dc}$  可调, 则降低  $u_{dc}$  至满足式(12)所示的不等式条件时, 满足  $u_{D1} < 0$ 、 $u_{D2} > 0$ , 故障端阀交流侧电流会从上桥臂分流。

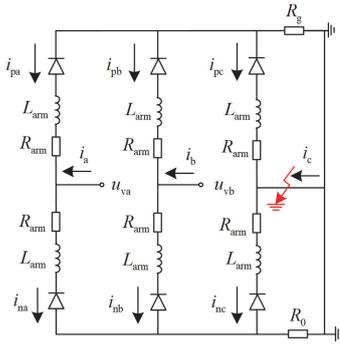
$$u_{dc} < \min[(U_{dc} - \sqrt{2}U_L), \sqrt{2}U_L] \quad (12)$$

式(12)表示, 当  $u_{dc}$  足够小时, 故障端上桥臂二极管  $D_2$  导通、二极管  $D_1$  关断, 交流线电压、 $u_{dc}$  与桥臂电感共同作用产生直流分量, 上下桥臂的直流分量相减可得到阀交流侧电流, 此时阀交流侧电流就可能出现过零点, 若进一步降低  $u_{dc}$ , 则可能出现上下桥臂直流分量相等的情况, 阀交流侧电流的直流偏置消失, 变成一个正常的基波电流。

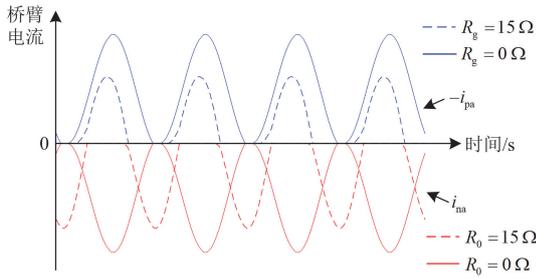
一般 MMC 很难将直流侧电压控制至满足式(12)的较低值, 若在直流侧增设一个可将电压控制得很低的变换器, 则会增加保护的成本, 因此可以在非故障端闭锁后, 将故障端直流侧非接地极经电阻接地, 通过限流电阻与桥臂电抗器、换流变压器组成的串联回路进行分压, 使直流电压降低, 即在各端直流侧非接地极与平波电抗器之间安装带电阻的高速开关支路, 如图5(a)所示, 负极需与正极安装对称的高速开关, 其中: FSR 为高速开关;  $R_g$  为限流电阻;  $L_{sr}$  为平波电抗器。通过设置不同的  $R_g$  可以改变  $u_{dc}$ , 使阀交流侧电流反向穿越零点, 下面分析电阻与电流反向穿越零点的关系。



(a) 高速开关电阻接地支路安装位置



(b) 非接地极经电阻接地后的桥臂电流通回路



(c) 非接地极经电阻接地后的上、下桥臂电流波形

图 5 非接地极经电阻接地的方法

Fig. 5 Ungrounded pole via resistance grounding method

假设在故障后  $t_1$  时刻合上 FSR, a 相上桥臂电流  $i_{pa}$  为

$$i_{pa} = \frac{\sqrt{2}U_L}{\omega L_{arm}} \left[ \frac{5}{6} \cos \theta_1 - \frac{\sqrt{3}}{6} \sin \theta_1 + A_3 \sin(\theta_1 + \varphi_3 - 60^\circ) e^{-\frac{3R_g}{L_{arm}}(t-t_1)} + A_{41} \sin(\omega t + \theta_1 + \varphi_{41}) - A_{42} \sin(\omega t + \theta_1 + \varphi_{42} - 120^\circ) \right] \quad (13)$$

其中

$$\begin{cases} \theta_1 = \omega t_1 \\ A_3 = -\frac{\omega L_{arm}}{3\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 9R_g^2}} \\ A_{41} = \frac{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 4R_g^2}}{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 9R_g^2}} \\ A_{42} = \frac{R_g}{\sqrt{\omega^2 L_{arm}^2 + 9R_g^2}} \\ \varphi_3 = -\arctg\left(\frac{\omega L_{arm}}{3R_g}\right) \\ \varphi_{41} = \arctg\left(\frac{\omega L_{arm}}{2R_g}\right) + \varphi_3 - 90^\circ \\ \varphi_{42} = \varphi_3 - 90^\circ \end{cases} \quad (14)$$

由式(2)和式(13)可知, 由于续流二极管的存在, 下桥臂电流流入交流系统, 上桥臂电流流出交流系统, 上桥臂电流的直流分量始终为正, 下桥臂电流的直流分量始终为负, 上、下桥臂电流分别偏向于时间轴的不同侧。

根据图 5(b)所示的参考方向, 阀交流侧电流会在上桥臂电流大于下桥臂电流的时刻反向穿越零点, 而在不同  $R_g$ 、 $R_0$  的情况下, 上、下桥臂电流波形不同, 如图 5(c)所示。当  $R_g$ 、 $R_0$  不为 0 时, 上、下桥臂电流如图中虚线所示。若分别改变  $R_g$ 、 $R_0$  使其逐渐减小, 上、下桥臂电流的基波幅值和直流分量大小随之增大, 上、下桥臂电流为 0 的时间间隔缩小。当  $R_g$ 、 $R_0$  为 0 时, 上、下桥臂电流如实线所示。

当  $R_0$  不为 0 时, 若  $R_g$  小于  $R_0$ , 每周期内上、下桥臂电流会同时非 0, 但也存在上桥臂电流非 0、下桥臂电流为 0 的情况; 若  $R_g$  大于  $R_0$ , 每周期内上、下桥臂电流不会同时非 0, 并且上桥臂电流非负, 因此阀交流侧电流始终会反向穿越零点, 并且  $R_g$  越小, 阀交流侧电流反向穿越零点幅度越大, 但为了限制短路电流大小,  $R_g$  需取较大值。当  $R_0$  为 0 时, 下桥臂电流为负的全波, 只有当  $R_g$  小于  $\omega L_{arm}$  时, 阀交流侧电流才有反向穿越零点的可能, 但是会导致阀交流侧电流幅值过大。当  $R_g$ 、 $R_0$  都为 0 时, 上、下桥臂电流相位一致、幅值相等, 阀交流侧电流反向穿越零点后的峰值最大, 电流幅值最大, 因此采用非接地极经电阻接地的保护控制策略时宜考虑接地电阻的存在。

### 3.2 保护控制策略

当系统阀交流侧发生单相接地故障时, 对于故障端, 通过分相的差动保护可以判断出本端发生故障, 并向对侧非故障端发出接地故障信息, 然后闭锁本端换流器。当故障端上桥臂电流降为 0 后, 可以判断对侧非故障端已闭锁换流器并断开交流电源, 此时在非接地极投入接地电阻, 保护断开阀交流侧的三相断路器。这样可以把故障限制在最小范围内。

对于非故障端, 当通信正常时, 非故障端可以根据故障端传来的信息得知对侧发生接地故障。当通信异常时, 安装在直流侧非接地极上的电流保护可以根据式(8)所示非接地极基波电流来判断对侧发生了阀交流侧接地故障。当系统正常运行时, 各端直流侧非接地极不存在交流分量; 当系统发生阀交流侧接地故障时, 非故障端直流侧非接地极出现

基波电流  $i_{n1}$ , 因此通过判断  $i_{n1}$  是否大于正常情况下的最大误差值  $\varepsilon_1$  就可以判断出对侧故障的非故障端, 其中  $\varepsilon_1$  为基波过流整定值, 可以整定为正常运行情况下基波最大误差电流。由于非故障端的交流电流始终穿越零点, 非故障端判断对侧故障后可以直接断开阀交流侧三相断路器。

依据上述原理, 各端可以采用如图 6 所示的保护控制逻辑。

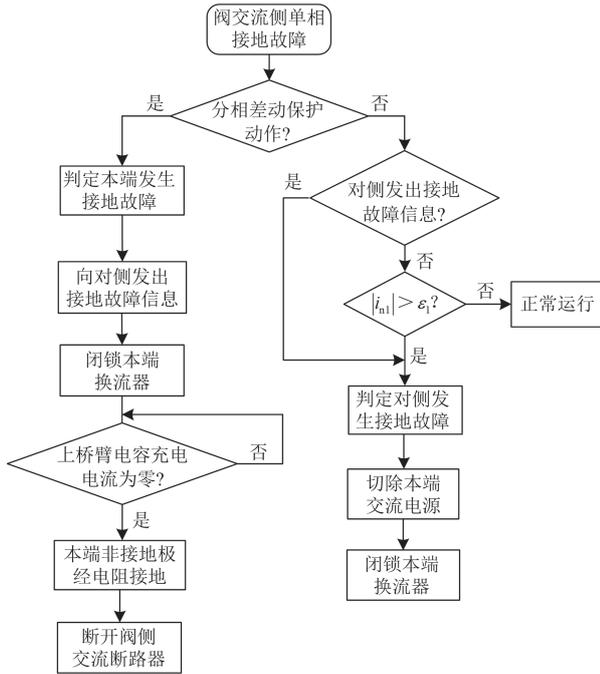


图 6 整体保护设计策略

Fig. 6 Overall protection design strategy

## 4 仿真验证

### 4.1 双极柔直系统仿真模型

在 PSCAD/EMTDC 仿真平台上建立了如图 1(a) 所示的双极柔直输电系统, 1 端采用定功率控制方式, 2 端采用定电压控制方式, 单极输送功率为 -600 MW, 仿真系统详细参数如表 1 所示<sup>[17]</sup>。

故障时刻为 3.0 s 时, 系统在如图 1(a) 所示的 1 端正极 f 点发生 c 相接地故障, 2.5 ms 后 1 端正极换流器闭锁, 分别对 MMC 闭锁后的故障特性和所述保护方案进行仿真验证。其中平波电抗器参考了文献[24], 把电流斜率系数限制在 0.22~1 的范围内。

### 4.2 故障特性验证

不同接地电阻下 1 端正极的阀交流侧电流、换流变阀侧电流和换流器上、下桥臂电流波形如图 7 所示。

由图 7(a) 可知, 当接地电阻为 0 Ω 时, 换流器闭锁后上桥臂非故障相存在电容充电电流, 待电容

充满后电流降为 0; 下桥臂非故障相电流同时存在基波分量和直流分量, 基波分量幅值分别为 8.13 kA、8.23 kA, 直流分量幅值分别为 -7.97 kA、-8.03 kA, 下桥臂电流会通过故障端直流侧接地点流入大地。

表 1 仿真参数

Table 1 Parameters of simulation system

参数	数值
联接变压器额定容量/MVA	900
交流频率/Hz	50
联接变压器变比 kV/kV	230/175
变压器漏抗/p.u.	0.15
直流侧额定电压/kV	320
换流器额定容量/MW	750
每个桥臂子模块个数	76
桥臂电抗/mH	50
平波电抗器电抗/H	0.2
子模块等效电容/mF	5.1
直流侧接地电阻/Ω	15
电力线路长度/km	22

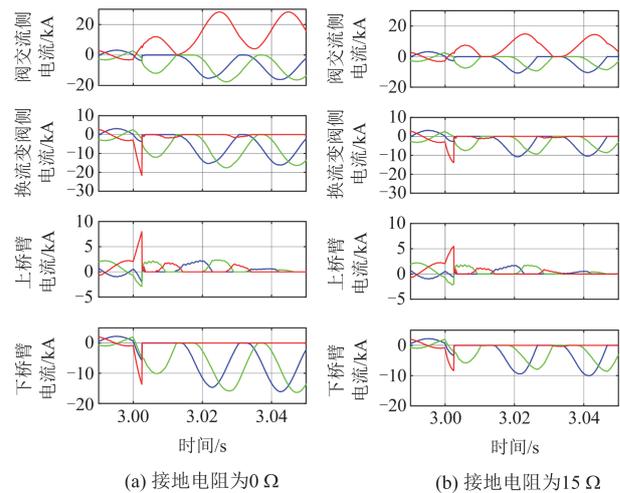


图 7 1 端故障仿真波形图

Fig. 7 Simulated waveforms of valve-side fault on 1-terminal

阀侧交流断路器装设在换流变与换流器之间, 对比图 7(a) 中换流变阀侧电流和阀交流侧电流的波形, 可以发现: 故障点出现在断路器不同侧时, 流经断路器的电流不同。故障后 1 端阀交流侧非故障相电流始终为负, 同时存在与下桥臂电流幅值相近的基波分量和直流分量, 故障相电流为 0; 换流变阀侧非故障相电流与阀交流侧相同, 而故障相电流始终为正, 其直流分量幅值为 16.01 kA, 约为非故障相的 2 倍。由上述分析可知, 发生故障后, 非故障相流经断路器的电流不存在反向穿越零点的情况, 弧隙电极不会出现极性反转的过程, 交流断路

器灭弧能力下降。若故障点  $f$  在断路器的左侧，故障相流经断路器的电流也不存在反向穿越零点的情况，甚至没有零点，交流断路器无法灭弧。

由图 7(b)可知，当接地电阻取文献[21]所述的  $15\ \Omega$  时，两端接地电阻上均会流过短路电流，此时直流侧电压不降为 0，下桥臂非故障相电流变小，阀交流侧和换流变阀侧电流也随之变小，但电流始终不会反向穿越零点，其中 a、b 相电流基波分量幅值分别为  $5.30\ \text{kA}$ 、 $4.30\ \text{kA}$ ，直流分量幅值分别为  $-3.82\ \text{kA}$ 、 $-3.02\ \text{kA}$ 。

接地电阻为  $15\ \Omega$  时各端接地极电流波形如图 8 所示。由图 8 可知，故障前 1 端的接地极电流为负，2 端的接地极电流为正，发生故障后，两端接地极上均出现基波分量，其中 1 端直流分量受下桥臂二极管的限制由负向变成正向，2 端原本存在的直流分量逐渐降至 0。随着线路长度的增加，式(8)中的基波电流幅值逐渐减小，但仍可以判断出来对侧发生了接地故障，且有足够的灵敏度，如表 2 所示。若考虑平波电抗器电感取值增大，按照式(8)和式(9)基波电流幅值会减小，但不影响基波分量的判断。

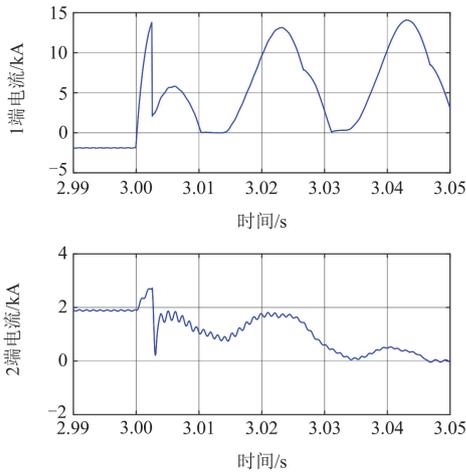


图 8 接地极电流故障仿真波形图

Fig. 8 Simulation waveforms of grounding pole current fault

表 2 电力线路长度对基波分量的影响

Table 2 Effect of power line length on fundamental wave components

电力线路长度/km	基波幅值/kA
20	1.21
60	1.06
100	0.93
200	0.89
300	0.80

### 4.3 保护策略验证

在采取图 6 所示的保护控制逻辑后，阀交流侧

发生接地故障时，阀侧电压、换流变阀侧电流和换流变网侧电流的仿真波形如图 9 所示。

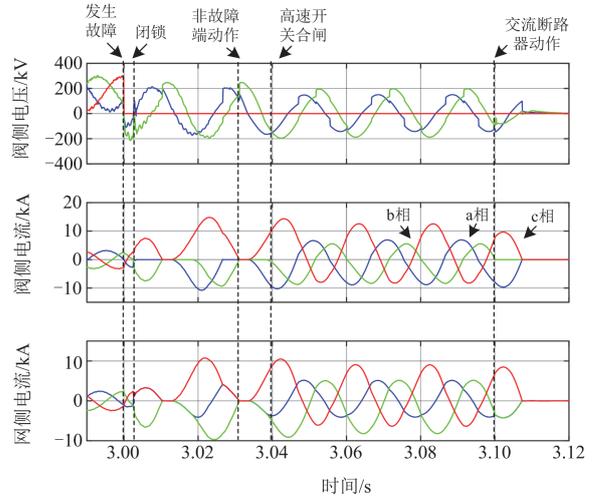


图 9 采取保护策略后的 1 端故障仿真波形图

Fig. 9 Simulated waveform of 1-terminal fault after adopting protection strategy

由图 9 可知，发生故障后，分相的差动保护快速发现故障，在  $t=3.0025\ \text{s}$  时闭锁 1 端换流器。闭锁换流器后，上桥臂电容快速充电，一个周波(20 ms)内在 2 端直流侧非接地极可以检测到基波分量，根据这一特征，在  $t=3.03\ \text{s}$  时切断 2 端交流电源并闭锁 2 端换流器。当上桥臂电容电流降至 0 后， $t=3.04\ \text{s}$  时在 1 端合上直流侧高速开关 FSR，此时 1 端直流侧非接地极经电阻接地。非接地极接地后，1 端换流变阀侧、网侧的交流电流幅值会比故障时刻的电流幅值小，并且反向穿越零点，此时可以安全断开交流断路器。在  $t=3.10\ \text{s}$  时断开交流断路器，短路电流逐渐降至 0。

不同的限流电阻和接地电阻下故障端换流变阀侧三相电流反向穿越零点幅度的标幺值如表 3 所示，其中额定电流为  $3\ \text{kA}$ 。

由表 3 可知，在不同限流电阻与接地电阻的情况下，换流变阀侧电流反向穿越零点的幅度不同。若接地电阻  $R_0$  为 0，当  $R_g < 6\ \Omega$  时，上桥臂电流会达到约 2 倍的额定电流，阀侧三相电流都会穿越零点，阀侧交流断路器能够顺利灭弧；当  $R_g > 6\ \Omega$  时，上桥臂电流会达到 1.4 倍的额定电流，阀侧非故障相电流穿越零点，阀侧故障相电流不会穿越零点，此时采用文献[21]所述的分相跳闸方法可以先安全地断开非故障相电源，当非故障相切除后，故障相电流也会自动衰减至 0，此时再切除故障相。

若接地电阻  $R_0$  取文献[21]所述的  $15\ \Omega$ ，即使  $R_g$  取 10 倍的  $R_0$ ，阀侧三相依然会出现反向穿越零点

的电流。此时上桥臂电流约为额定电流的 1/2, 故障端非接地极经电阻接地, 可以将上桥臂电流限制在额定电流以内, 不会出现过电流, 若  $R_0$  取更大的值, 则  $R_g$  也可以取更大的阻值, 上桥臂电流会更小。

表 3 不同接地电阻和限流电阻对阀侧电流反向穿越零点幅度的影响

Table 3 Effect of different grounding and current limiting resistances on magnitude of reverse current crossing zero on valve side

$R_0/\Omega$	$R_g/\Omega$	反向穿越零点的幅度/p.u.		
		a 相	b 相	c 相
0	0	1.968	2.075	-1.526
	2	1.743	1.678	-0.888
	4	1.567	1.414	-0.429
	6	1.420	1.175	-0.087
	10	1.173	0.901	0.344
	60	0.226	0.281	0.999
15	0	3.540	4.403	-6.102
	30	1.577	1.336	-1.646
	60	0.934	0.928	-0.899
	90	0.691	0.712	-0.628
	120	0.479	0.576	-0.484
	150	0.425	0.482	-0.481

## 5 结论

双极柔直输电系统阀交流侧发生单相接地故障后, 阀交流侧故障电流始终不存在过零点, 即换流变阀侧故障电流始终偏向于时间轴一侧, 本文通过分析换流器闭锁后的故障特性, 提出了非接地极经电阻接地的保护控制策略, 并进行了仿真计算验证, 最后得到了以下结论。

1) 双极系统发生阀交流侧单相接地故障, 即使换流器快速闭锁, 仍会出现下桥臂过电流, 并且故障端换流变阀侧故障电流完全偏向于时间轴一侧, 即流过交流断路器的故障电流方向始终保持不变。接地极的接地电阻会影响换流变阀侧故障电流的大小, 接地电阻越大, 一个周期内下桥臂电流降至 0 的时间间隔越长, 换流变阀侧电流越小, 但无论接地电阻如何取值, 换流变阀侧的三相电流始终偏向于时间轴一侧。采用交流断路器开断故障时, 这种单向电流不利于交流断路器弧隙绝缘能力的恢复。

2) 故障端闭锁后, 由于上桥臂电容快速充电, 非故障端直流侧非接地极电流会出现正弦分量, 利用这个特征在本地就可以判断出对侧发生单相接地故障。在判断对方发生接地故障后非故障端可以切除换流变三角侧交流电源并封锁脉冲, 配合故障端开断故障电流。

3) 在故障端非接地极经电阻接地后, 可以降低直流侧电压, 在上桥臂产生带直流偏置的交流电流。上下桥臂电流共同作用后故障端换流变阀侧三相电流会反向穿越零点。反向过零的电流有利于交流断路器弧隙绝缘能力的恢复, 从而为安全开断故障电流创造条件。

## 参考文献

- [1] 于吉, 尹项根, 赖锦木, 等. 电网不对称故障下 MMC 自适应相功率均衡控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 52(1): 1-12.  
YU Ji, YIN Xianggen, LAI Jinmu, et al. Adaptive leg-balancing control strategy of an MMC in an asymmetric AC grid fault[J]. Power System Protection and Control, 2025, 52(1): 1-12.
- [2] 文劲宇, 张浩博, 向往, 等. 面向新型电力系统的柔性直流换流器统一控制架构[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(18): 7068-7083.  
WEN Jinyu, ZHANG Haobo, XIANG Wang, et al. Unified high voltage direct current converter control dedicated for new power systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(18): 7068-7083.
- [3] 徐政, 屠卿瑞, 管敏渊, 等. 柔性直流输电系统[M]. 北京: 机械工业出版社, 2013.
- [4] 李明, 赵峥, 滕尚甫, 等. 半桥型 MMC 直流侧故障限流设备设计研究[J]. 电网与清洁能源, 2025, 41(3): 18-26.  
LI Ming, ZHAO Zheng, TENG Shangfu, et al. Research on the design of half-bridge MMC DC side fault current limiting equipment[J]. Power System and Clean Energy, 2025, 41(3): 18-26.
- [5] 李超, 胡文旺, 唐志军, 等. 对称双极柔性直流输电系统功率转带控制策略[J]. 高电压技术, 2018, 44(7): 2173-2180.  
LI Chao, HU Wenwang, TANG Zhijun, et al. Control strategy of power transfer in bipolar HVDC flexible transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2018, 44(7): 2173-2180.
- [6] 陈东, 乐波, 梅念, 等.  $\pm 320$  kV 厦门双极柔性直流输电工程系统设计[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(14): 180-185.  
CHEN Dong, LE Bo, MEI Nian, et al. System design of Xiamen bipolar VSC-HVDC transmission project[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(14): 180-185.
- [7] 贺宇阳, 马千里, 于飞, 等. 基于 CRS-LMD 和 SVD 的 MMC-HVDC 线路故障测距方法[J]. 电力系统保护与控制, 2024, 52(1): 121-132.  
HE Yuyang, MA Qianli, YU Fei, et al. Fault location of an MMC-HVDC line based on CRS-LMD and SVD[J]. Power System Protection and Control, 2024, 52(1): 121-132.
- [8] SONG G, HOU J, GUO B, et al. Pilot protection of hybrid MMC DC grid based on active detection[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2020, 5(1): 82-96.

- [9] ZHANG T, YAO J, LIN Y C, et al. Impact of control interaction of wind farm with MMC-HVDC transmission system on distance protection adaptability under symmetric fault[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2025, 10(2): 83-101.
- [10] 戴志辉, 韩哲宇, 李杭泽. 基于固有频率的海上风电接入柔直系统的交流送出线路纵联保护原理[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(5): 35-46.  
DAI Zhihui, HAN Zheyu, LI Hangze. A novel pilot protection for AC transmission lines of VSC-HVDC connected offshore wind farms based on natural frequency[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(5): 35-46.
- [11] 张圣, 杨炳元, 宫子媛, 等. 风光火储打捆接入柔直交流侧送出线路故障特征分析[J]. 电力系统保护与控制, 2025, 53(4): 120-131.  
ZHANG Sheng, YANG Bingyuan, GONG Ziyuan, et al. Fault characteristic analysis on the AC side of an MMC-HVDC transmission system connected to a wind-PV-thermal-energy storage system[J]. Power System Protection and Control, 2025, 53(4): 120-131.
- [12] 徐鑫森, 徐习东, 陈金玉, 等. 考虑三次谐波调制的柔直系统交流侧单相接地保护研究[J]. 浙江电力, 2024, 43(10): 114-123.  
XU Xinsen, XU Xidong, CHEN Jinyu, et al. Research on single-phase grounding fault protection on the AC side of VSC-HVDC systems considering third harmonic modulation[J]. Zhejiang Electric Power, 2024, 43(10): 114-123.
- [13] 宁家兴, 和敬涵, 李猛, 等. 真双极柔性直流系统单极接地故障熄弧时刻识别策略[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(13): 121-129.  
NING Jiaying, HE Jinghan, LI Meng, et al. Identification strategy for arc extinction time of single-pole grounding fault in true bipolar flexible DC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(13): 121-129.
- [14] EBNER G, DORING D, SCHETTLER F, et al. Fault handling at hybrid high-voltage AC/DC transmission lines with VSC converters[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2018, 33(2): 901-908.
- [15] LI H, DENG F, TIAN J, et al. Grounded thyristor loop-based hybrid MMCs for valve-side single-phase-to-ground faults in bipolar HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2024, 39(5): 6298-6311.
- [16] 陆书豪, 贾秀芳. LCC-FHMMC 混合直流输电系统阀侧故障特性及保护策略[J]. 电力自动化设备, 2021, 41(11): 211-216, 224.  
LU Shuhao, JIA Xiufang. Grounding fault characteristics of converter valve-side and protection strategy in LCC-FHMMC hybrid DC transmission system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2021, 41(11): 211-216, 224.
- [17] 单节杉, 任敏, 田鑫萃, 等. MMC 换流站阀侧交流接地故障电流解析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(19): 36-48.  
SHAN Jieshan, REN Min, TIAN Xincui, et al. Analysis of grounding fault current at the AC valve side of an MMC converter station[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(19): 36-48.
- [18] 郝亮亮, 詹清清, 陈争光, 等. LCC-MMC 型混合直流送端交流系统故障时直流电流的暂态过程解析[J]. 电力自动化设备, 2019, 39(9): 220-227.  
HAO Liangliang, ZHAN Qingqing, CHEN Zhengguang, et al. Analysis of DC current transient process under AC system fault at LCC-MMC hybrid HVDC sending end[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019, 39(9): 220-227.
- [19] 周杨, 贺之渊, 庞辉, 等. 双极柔性直流输电系统站内接地故障保护策略[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(16): 4062-4069.  
ZHOU Yang, HE Zhiyuan, PANG Hui, et al. Protection of converter grounding fault on MMC based bipolar HVDC systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(16): 4062-4069.
- [20] LI G, LIU W, JOSEPH T, et al. Double-thyristor-based protection for valve-side single-phase-to-ground faults in HB-MMC-based bipolar HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 67(7): 5810-5815.
- [21] 李振动, 安海清, 樊小伟, 等. 双极 MMC-HVDC 系统站内接地故障特性及保护策略[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(5): 77-83.  
LI Zhendong, AN Haiqing, FAN Xiaowei, et al. Converter grounding fault characteristics and protection strategy in bipolar MMC-HVDC system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(5): 77-83.
- [22] 苗世洪, 朱永利, 律方成, 等. 发电厂电气部分[M]. 北京: 中国电力出版社, 2015.
- [23] LG G, LIANG J, MA F, et al. Analysis of single-phase-to-ground faults at the valve-side of HB-MMCs in HVDC systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(3): 2444-2453.
- [24] 杨汾艳, 徐政. 直流输电系统平波电抗器电感参数的选择研究[J]. 高压电器, 2009, 45(3): 8-10, 14.  
YANG Fenyan, XU Zheng. Selection of smoothing reactance for HVDC projects[J]. High Voltage Apparatus, 2009, 45(3): 8-10, 14.

收稿日期: 2025-05-12; 修回日期: 2025-07-17

作者简介:

盛诗意(1999—), 女, 硕士研究生, 研究方向为电力系统保护与控制 and 柔性直流系统; E-mail: 22310030@zju.edu.cn

徐习东(1966—), 男, 通信作者, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统自动化和柔性直流系统。E-mail: xxd@zju.edu.cn

(编辑 周金梅)