

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.221954

# 基于测量波阻抗相位特征的三端混合直流线路纵联保护

公冶令姣, 张大海, 武传健, 王雪芹, 倪平浩

(北京交通大学电气工程学院, 北京 100044)

**摘要:** 线路的后备保护在混合直流输电系统中至关重要, 但现有后备保护受分布电容和过渡电阻的影响较大, 严重影响保护的可靠性和快速性。为解决上述问题, 提出一种基于测量波阻抗相位特征的混合三端直流线路纵联保护方案。通过分析混合直流输电线路区内、外故障时线路两端测量波阻抗的差异性, 利用 S 变换提取单频率的电压、电流初始行波, 根据测量波阻抗相位差异构造判据区分区内、外故障。PSCAD 仿真表明, 所提保护方案能可靠快速地识别区内、外故障, 具有较强的耐受过渡电阻的能力, 并且不受故障电阻和分布电容的影响, 有效提高了线路后备保护的可靠性和快速性。

**关键词:** 混合直流输电线路; 行波纵联保护; 测量波阻抗; 相位特征; 过渡电阻

## Pilot protection of a three-terminal hybrid DC line based on phase characteristics of measured wave impedance

GONGYE Lingjiao, ZHANG Dahai, WU Chuanjian, WANG Xueqin, NI Pinghao

(School of Electrical Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

**Abstract:** The backup protection of a transmission line is very important in the hybrid DC transmission system, but existing backup protection is greatly affected by the distributed capacitance and transition resistance. These seriously affect the reliability and speed of the protection. Thus a pilot protection scheme for hybrid three terminal DC lines based on the measured wave impedance phase characteristics is proposed. By analyzing the difference between the measured wave impedance at both ends of the line in the case of internal and external faults of the hybrid DC transmission line, the S-transform is used to extract the initial traveling wave of voltage and current at a single frequency. A criterion area is constructed based on the phase difference of the measured wave impedance for internal and external faults. PSCAD simulation shows that the proposed protection scheme can reliably and quickly identify faults inside and outside the area, has strong ability to withstand transition resistance, and is not affected by fault resistance and distributed capacitance. This effectively improves the reliability and speed of line backup protection.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (State Grid Corporation Smart Grid Joint Fund) (No. U2066210).

**Key words:** hybrid DC transmission line; traveling wave longitudinal protection; measuring wave impedance; phase characteristics; transition resistance

## 0 引言

混合直流输电技术融合了传统直流技术(line commutated converter HVDC, LCC-HVDC)和柔性直流技术(voltage source converter HVDC, VSC-HVDC)的优点<sup>[1-9]</sup>, 是未来直流电网发展的必然趋势。目前

针对三端混合直流输电工程保护方案的研究仍处于起步阶段<sup>[10-11]</sup>。直流输电线路采用行波保护作为主保护<sup>[12-17]</sup>, 具有良好的速动性<sup>[18]</sup>。但高阻故障是影响行波保护正确动作的关键因素, 因此研究具有可靠性和快速性的后备保护对于提高混合直流输电系统的可靠运行至关重要。

目前工程上一般以电流差动保护作为后备保护方案。文献[19-20]研究了直流线路分布电容的补偿算法, 具有更佳的保护性能。文献[21]利用贝瑞龙

**基金项目:** 国家自然科学基金项目资助(国家电网公司智能电网联合基金)(U2066210)

模型提出了改进的直流电流差动保护方法,该方法可以灵敏、可靠地识别区内故障,并且对采样频率要求低,原理简单。此外,文献[22-23]提出了计算边界两侧暂态能量比的纵联保护方法,具有一定的抗干扰能力。以上研究在线路保护方面均取得了一定的效果,但所采用的保护方案容易受到高阻故障和分布电容等因素的影响,难以保证方法的可靠性。

与之不同,波阻抗不易受上述因素的影响,可考虑作为线路后备保护方案的特征值。实际上,已有研究人员利用波阻抗的这一优势进行故障判断和线路保护。在交流系统中,文献[24]提出一种基于S变换的波阻抗方向继电器,通过对母线上各线路的测量波阻抗的极性和幅值进行比较即能判断故障;在高压直流系统中,文献[25]利用测量波阻抗的幅值进行故障识别,若直流滤波器退出运行后,测量波阻抗的幅值会发生变化,进而可能导致保护误动作;在柔性直流系统中,文献[26]通过分析柔性直流输电线路区内外故障时线路两侧测量波阻抗幅值及变化趋势的差异性,提出纵联保护新方案,然而混合多端直流输电系统边界元件的不同导致该方案无法直接适用;在混合多端直流系统中,文献[27]通过彼得逊法则推导出三端混合直流系统区内外故障时各端测点的测量波阻抗,利用其幅值大小不同区分区内外故障,但同样会受直流滤波器退出运行的影响。

从以上研究可以看出,已有一些研究利用了波阻抗幅值的优势进行了系统保护研究,但仍然存在直流滤波器退出使得保护误动作的问题。基于此,本文在上述文献的基础上,进一步分析区内外故障时混合直流线路两端测量波阻抗的相位特征,并结合工程分析影响相位特征的关键因素,利用测量波阻抗相位特征构造了具有普适性的混合直流输电线路纵联保护。该保护方法原理可靠、易于整定,并且不受分布电容电流和过渡电阻的影响,其可靠性和快速性均得到了保证。

## 1 三端混合直流测量波阻抗

### 1.1 现有方案分析

基于波阻抗作为故障特征的保护方案具有不受故障电阻影响的优点,已有文献如下所述。

方案一:文献[26]提出了一种基于S变换的波阻抗方向继电器,根据波阻抗在正、反方向阻抗圆内的位置判别故障方向,双阻抗圆的方向判据为

$$\begin{cases} |-Z_{bc}(\omega_1) - Z_{mc}(\omega_1)| < R_f & \text{正方向阻抗圆} \\ |Z_{c1}(\omega_1) - Z_{mc}(\omega_1)| < R_f & \text{反方向阻抗圆} \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $Z_{mc}(\omega_1)$ 、 $Z_{bc}(\omega_1)$  和  $Z_{c1}(\omega_1)$  分别为计算波阻抗、背侧母线波阻抗、正方线路波阻抗在角频率  $\omega_1$  上的值;  $R_f$  和  $R_r$  分别为正、反方向阻抗圆的半径。该保护方案适用于交流系统。

方案二:文献[25, 27]利用测量波阻抗的幅值进行故障识别。文献[19]依据两侧波阻抗幅值差得到纵联保护判据,如式(2)所示。

$$Z_{dif} = |\text{abs}(Z_{mR}) - \text{abs}(Z_{mI})| < Z_{set} \quad (2)$$

式中:  $Z_{dif}$  为线路两端测量波阻抗差值;  $\text{abs}$  为取绝对值运算;  $Z_{mR}$  为整流侧测量波阻抗的相位;  $Z_{mI}$  为逆变侧测量波阻抗的相位;  $Z_{set}$  为保护判据整定值。

文献[27]在三端混合直流系统中依据特定频率值的测量波阻抗幅值构造了单端保护判据,如式(3)所示。

$$\begin{cases} M_1, M_4 \begin{cases} Z(t) > Z_{set} & \text{区内故障} \\ Z(t) < Z_{set} & \text{区外故障} \end{cases} \\ M_2, M_3 \begin{cases} 1/Z(t) > 1/Z_{set} & \text{区内故障} \\ 1/Z(t) < 1/Z_{set} & \text{区外故障} \end{cases} \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $M_1 - M_4$  为三端混合直流线路的4个测量点;  $Z(t)$  为测点测得的测量波阻抗的幅值;  $Z_{set}$  和  $1/Z_{set}$  为保护判据整定值。

但是利用幅值特征会受直流滤波器退出运行的影响,导致保护方案失效。

方案三:文献[28]利用特殊频率段测量波阻抗的相位提出了新的保护原理,保护判据为

$$\varphi_{dif} = |\text{abs}(\varphi_{mR}) - \text{abs}(\varphi_{mI})| < \varphi_{set} \quad (4)$$

式中:  $\varphi_{mR}$  为整流侧测量波阻抗的相位;  $\varphi_{mI}$  为逆变侧测量波阻抗的相位;  $\varphi_{set}$  为保护判据整定值。然而混合三端系统边界元件的不同导致该方案无法适用。

由以上分析可知,上述保护方案存在着缺陷,导致其无法适用于三端混合直流系统。因此,需要对混合直流线路两端测量波阻抗的相位特征进行分析,构造新的保护判据。

### 1.2 系统拓扑

图1为三端混合直流输电系统简化模型,由一个换相换流器(line-commuted converter, LCC)送端连接两个模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)受端,MMC采用半桥子模块,两条直流线路  $I_1$  和  $I_2$  通过汇流母线  $B_1$  连接。LCC侧出口有平波电抗器和直流滤波器,MMC侧出口有平波电抗器,在线路两侧安装直流断路器来进行故障

隔离。图 1 分别设置区内故障( $F_2$ 、 $F_4$ )和区外故障( $F_1$ 、 $F_3$ 和 $F_5$ )。

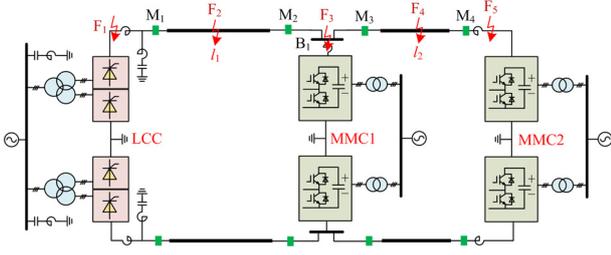


图 1 三端混合直流输电模型

Fig. 1 Three-terminal hybrid DC transmission model

### 1.3 测量波阻抗理论推导

当线路发生内部故障时，故障发生时刻为 0 时刻，故障行波向两侧传播，一部分经故障线路传播接地，另一侧经过测量点后传播至背侧阻抗支路，设行波经过折反射后第二次到达测量点的时间为  $t_1$ ，则在  $(0, t_1)$  时间内的行波信号为初始行波。根据彼得逊法则<sup>[24]</sup>可以得到各个测点的等值电路图及测量波阻抗表达式。

#### 1.3.1 测点 $M_1$ 的测量波阻抗分析

测点  $M_1$  的等值电路图如图 2 所示。图中： $U'_1$ 、 $I'_1$  分别为初始电压行波和电流行波； $Z_{L1}$  为平波电抗器  $L_1$  的等值阻抗 ( $Z_{L1} = sL_1$ )； $Z_{\text{filter}}$  为直流滤波器的等值阻抗； $Z_{C1}$  是线路  $l_1$  的波阻抗。在暂态电路中，与平波电抗器相比，LCC 换流阀的电抗可以忽略不计<sup>[27]</sup>。

发生区内外故障时测量波阻抗  $Z_{mM1}$ <sup>[27]</sup> 为

$$Z_{mM1} = \frac{U'_1}{I'_1} = \begin{cases} -Z_{\text{eqM1}} = -(Z_{L1} \parallel Z_{\text{filter}}) & \text{区内故障} \\ Z_{C1} & \text{区外故障} \end{cases} \quad (5)$$

式中， $Z_{\text{eqM1}}$  为测点  $M_1$  背侧的等效阻抗。

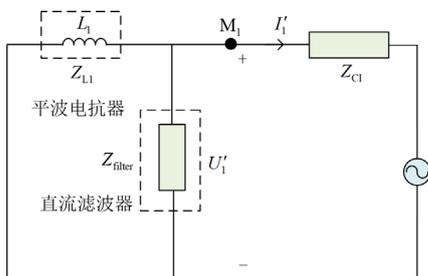


图 2 测点  $M_1$  彼得逊等值电路

Fig. 2 Peterson's equivalent circuit at measuring point  $M_1$

#### 1.3.2 测点 $M_2$ 的测量波阻抗分析

测点  $M_2$  的等值电路图如图 3 所示。图中： $U'_2$ 、 $I'_2$  分别为初始电压行波和电流行波； $Z_{CS}$  为母

线  $B_1$  对地杂散电容等值阻抗； $Z_{CII}$  为线路  $l_2$  的波阻抗； $Z_{L2}$  和  $Z_{L3}$  分别为平波电抗器  $L_2$  和  $L_3$  的等值阻抗； $Z_{MMC1}$  和  $Z_{MMC2}$  为两个受端换流站的等值阻抗。发生区内外故障时测量波阻抗  $Z_{mM2}$ <sup>[27]</sup> 为

$$Z_{mM2} = \frac{U'_2}{I'_2} = \begin{cases} -Z_{\text{eqM2}} & \text{区内故障} \\ Z_{C1} & \text{区外故障} \end{cases} \quad (6)$$

式中， $Z_{\text{eqM2}}$  为  $M_2$  测点背侧等值阻抗， $Z_{\text{eqM2}} = Z_{CS} \parallel (Z_{L2} + Z_{MMC1}) \parallel (Z_{CII} + Z_{L3} + Z_{MMC2})$ 。

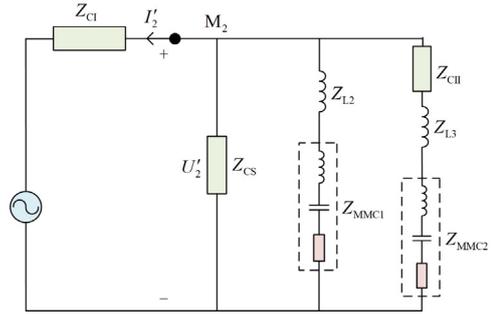


图 3 测点  $M_2$  彼得逊等值电路

Fig. 3 Peterson's equivalent circuit at measuring point  $M_2$

#### 1.3.3 测点 $M_3$ 的测量波阻抗分析

测点  $M_3$  的等值电路图如图 4 所示，图中： $U'_3$ 、 $I'_3$  分别为初始电压行波和电流行波。

发生区内外故障时测量波阻抗  $Z_{mM3}$ <sup>[27]</sup> 为

$$Z_{mM3} = \frac{U'_3}{I'_3} = \begin{cases} -Z_{\text{eqM3}} & \text{区内故障} \\ Z_{CII} & \text{区外故障} \end{cases} \quad (7)$$

式中， $Z_{\text{eqM3}}$  为  $M_3$  测点的背侧等效阻抗， $Z_{\text{eqM3}} = Z_{CS} \parallel (Z_{L2} + Z_{MMC1}) \parallel (Z_{C1} + Z_{L1} \parallel Z_{\text{filter}})$ 。

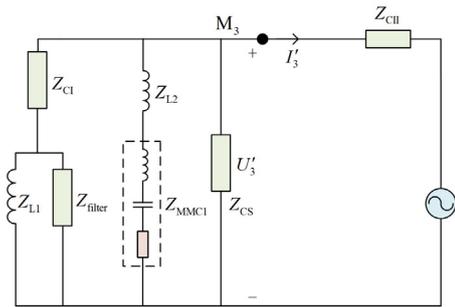


图 4 测点  $M_3$  彼得逊等值电路

Fig. 4 Peterson's equivalent circuit at measuring point  $M_3$

#### 1.3.4 测点 $M_4$ 的测量波阻抗分析

测点  $M_4$  的等值电路图如图 5 所示，图中： $U'_4$ 、 $I'_4$  分别为初始电压行波和电流行波。

发生区内外故障时测量波阻抗  $Z_{mM4}$ <sup>[27]</sup> 为

$$Z_{mM4} = \frac{U'_4}{I'_4} = \begin{cases} -Z_{eqM4} = -(Z_{L3} + Z_{MMC2}) & \text{区内故障} \\ Z_{CII} & \text{区外故障} \end{cases} \quad (8)$$

式中,  $Z_{eqM4}$  为  $M_4$  测点的背侧等效阻抗。

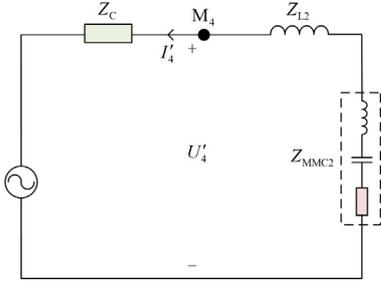


图5 测点  $M_4$  彼得逊等值电路

Fig. 5 Peterson's equivalent circuit at measuring point  $M_4$

由以上分析可知, 发生区内外故障时各端测点测量波阻抗不同, 根据测量波阻抗幅值的差异可以提出保护方法<sup>[25]</sup>。但是当直流滤波器因故障退出运行、MMC 换流站内桥臂电感或子模块电容发生故障时, 其幅值特征会改变, 从而导致误判<sup>[29]</sup>, 因此有必要对测量波阻抗的相位差异进行研究。

## 2 三端混合直流测量波阻抗相位分析

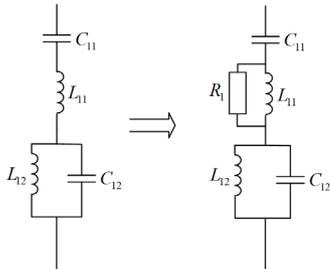
各个测量点在区内外故障时测量波阻抗与各端不同的换流站(MMC、LCC)、边界元件(平波电抗器、直流滤波器)以及线路波阻抗等频变参数有关, 因此若能通过分析相频特性得到各端的相频差异, 便可以利用这种差异来构造保护判据。

### 2.1 等效阻抗相位分析

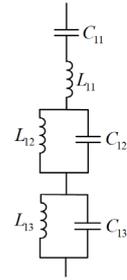
#### 2.1.1 LCC 侧等效阻抗相位分析

由 1.3.1 节分析可知, 整流侧测量波阻抗为直流滤波器和平波电抗器的并联。对于直流滤波器, 工程中一般使用双调谐滤波器或三调谐滤波器<sup>[29]</sup>, 如图 6 所示。  $C_{11}$ 、 $L_{11}$ 、 $L_{12}$ 、 $C_{12}$ 、 $R_1$ 、 $L_{13}$ 、 $C_{13}$  为直流滤波器参数。

以双调谐滤波器为例进行分析, 直流滤波器一般由串联谐振电路  $L_{11}$ 、 $C_{11}$  与并联谐振电路  $L_{12}$ 、 $C_{12}$  组成。其阻抗公式为



(a) 双调谐滤波器



(b) 三调谐滤波器

图6 直流滤波器结构图

Fig. 6 DC filter structure diagram

$$Z_{filter}(j\omega) = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{j\omega C_{11}} + j\omega L_{11} + \frac{1}{j\omega C_{12}} \parallel j\omega L_{12} \right) \quad (9)$$

式中,  $\omega$  为角频率。在实际工程中, 会增加旁路电阻  $R_1$  形成调谐高通滤波器, 其阻抗公式变为

$$Z_{filter}(j\omega) = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{j\omega C_{11}} + j\omega L_{11} \parallel R_1 + j\omega L_{12} \parallel \frac{1}{j\omega C_{12}} \right) \quad (10)$$

将各元件阻抗写为指数形式  $F e^{j\theta}$ , 其中  $F$  为阻抗模值,  $\theta$  为阻抗相角。电感、电容、电阻元件分别表示为  $F_L e^{j90^\circ}$ 、 $F_C e^{j(-90^\circ)}$  和  $F_R$ 。则式(10)可写为

$$Z_{filter}(j\omega) = \frac{1}{2} (F_{C_{11}} e^{j(-90^\circ)} + F_{L_{11}} e^{j90^\circ} \parallel F_{R_1} + F_{L_{12}} e^{j90^\circ} \parallel F_{C_{12}} e^{j(-90^\circ)}) \quad (11)$$

实际上, 直流滤波器为电容、电感和电阻串并联的结构。在 4~10 kHz 高频段, 参考现有工程, 容抗  $1/(j\omega C)$  几乎为 0, 可将电容元件看作短路, 电阻值一般较大, 远大于该频段的感抗  $(j\omega L)$ <sup>[29]</sup>, 根据并联后的阻抗小于任何一条支路的阻抗, 为简化分析, 该频段内阻抗公式可表示为  $Z_{filter}(j\omega) \approx \frac{1}{2} (F_{L_{11}} e^{j90^\circ})$ ,

即直流滤波器可等效为电感, 约为 10 mH<sup>[29]</sup>, 再与平波电抗器并联, 因此在该高频范围里, LCC 背侧等效阻抗的幅值呈线性斜率上升, 相位在接近  $90^\circ$  的范围内。

当频率更高时, 感抗  $(j\omega L)$  逐渐增大, 对于含有旁路电阻的直流输电系统, 感抗开始大于固定旁路电阻值  $R_1$ , 因此频率足够高时, 并联支路阻抗可等效为电阻, 再与随频率增大的平波电抗器并联, 最终相位接近于电阻的相角  $0^\circ$ 。

图 7 给出了 3 条实际直流工程线路(德宝直流、复奉直流和灵绍直流)LCC 背侧等效阻抗的相位频率特性曲线, 相关直流工程的平波电抗器和直流滤波器参数见文献<sup>[25]</sup>。从图中可以看出, 在 4~10 kHz 频率范围内, 背侧等效阻抗的相位在  $75^\circ \sim 90^\circ$  之间。

当直流滤波器因故障退出运行时, LCC 背侧阻

抗直接等效为平波电抗器, 此时相位为  $90^\circ$ 。因此, 无论直流滤波器是否退出, 在  $4\sim 10\text{ kHz}$  频率范围内, LCC 背侧等值阻抗仍在  $75^\circ\sim 90^\circ$  之间。

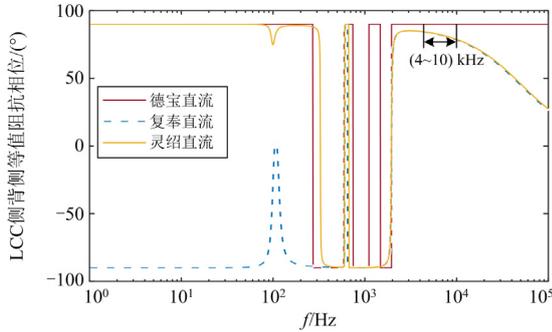


图 7 测点  $M_1$  背侧等效阻抗的相位-频率特性

Fig. 7 Phase-frequency characteristics of backside equivalent impedance at measuring point  $M_1$

### 2.1.2 MMC 侧等效阻抗相位分析

实际上, 测点  $M_4$  背侧等效阻抗是平波电抗器  $L_3$  和 MMC2 换流站的串联等效阻抗, 用指数形式表示为

$$Z_{eqM4} = F_{L_3} e^{j90^\circ} + F_{MMC} e^{j\theta} \quad (12)$$

式中,  $F_{MMC} e^{j\theta}$  为 MMC 换流站的等值阻抗, 等效为电感、电容和电阻的串联, 具体参数见附录 A 图 A1, 其中  $L_{cMMC}$ 、 $C_{cMMC}$ 、 $R_{cMMC}$  分别为等值电感、电容、电阻, 其阻抗公式为

$$Z_{MMC}(j\omega C) = R_{cMMC} + j\omega L_{cMMC} + \frac{1}{j\omega C_{cMMC}} \quad (13)$$

将其改成指数形式为

$$Z_{MMC}(j\omega) = F_{R_{cMMC}} + F_{L_{cMMC}} e^{j90^\circ} + F_{C_{cMMC}} e^{j(-90^\circ)} \quad (14)$$

参考现有工程, 换流阀的等值电感  $L_{cMMC}$  的取值范围为  $133.3\sim 400\text{ mH}$ , 导通电阻  $R_{cMMC}$  的取值范围为  $1\sim 10\ \Omega$ , 等值电容  $C_{cMMC}$  的取值范围为  $50\sim 300\ \mu\text{F}$ , 单个平波电抗器的取值范围为  $50\sim 200\text{ mH}$ <sup>[30]</sup>。因此当频率大于  $1\text{ kHz}$  时, 换流站的感抗远大于容抗和阻抗, 换流站可视为纯电感, 即式(14)可写为

$$Z_{MMC}(j\omega) \approx F_{L_{cMMC}} e^{j90^\circ} \quad (15)$$

换流站等值电感再与平波电抗器的大电感( $50\sim 200\text{ mH}$ )串联, 等效阻抗可以视为纯电感。因此在频率大于  $1\text{ kHz}$  时, 等效阻抗的幅值会以等效电感的斜率上升, 相位接近于  $90^\circ$ 。

将附录 A 表 A1 和表 A2 所示的换流站等值参数和出口侧平波电抗器参数代入式(13)和式(12)并取相角, 作出 MMC 换流站等值阻抗和测点  $M_4$  背侧等值阻抗的相频特性图, 如图 8 所示。因为测点  $M_4$  背侧阻抗为平波电抗器和 MMC2 的串联, 从

图中可以看出, 在频率大于  $1\text{ kHz}$  时, MMC 等效阻抗和测点  $M_4$  背侧等效阻抗的相位都稳定在  $90^\circ$  左右。

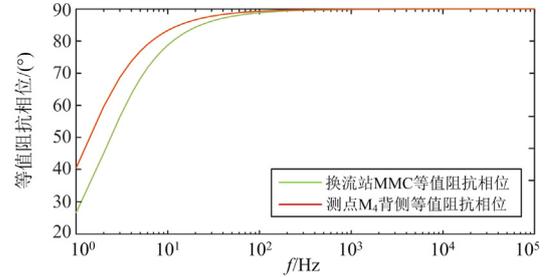


图 8 换流站 MMC 等值阻抗的相位-频率特性

Fig. 8 Phase-frequency characteristics of equivalent impedance of MMC in converter station

### 2.1.3 线路波阻抗相位分析

实际上, 线路波阻抗公式为  $Z_c(j\omega) = \sqrt{\frac{z}{y}}$  =

$\sqrt{\frac{r + j\omega l}{g + j\omega c}}$ , 其中,  $r$ 、 $l$ 、 $g$ 、 $c$  分别为直流线路单位长度的电阻、电感、电导和电容,  $\omega$  为角频率。在

较高频率范围内,  $Z_c(j\omega) \approx \sqrt{\frac{l}{c}}$ , 近似为纯阻抗, 相位接近于  $0^\circ$ 。

直流线路的波阻抗与线路单位长度的参数和频率相关, 根据导线尺寸和杆塔结构可以计算线路的相模频变参数, 根据乌东德直流系统的模型分析线路波阻抗频率特性, 其中导线尺寸如附录 A 表 A3, 杆塔结构如附录 A 图 A2 和图 A3。图 9 给出了直流线路  $l_1$  的线模和零模波阻抗相位随频率变化的曲线, 可以看出在频率  $1\text{ kHz}$  以上线模波阻抗相位稳定在  $0^\circ$  左右。另外线模比零模更快达到稳定, 因此选用线模波阻抗相位特征作为依据。同理, 线路  $l_2$  波阻抗与  $l_1$  类似, 其相频特性曲线如图 10 所示。

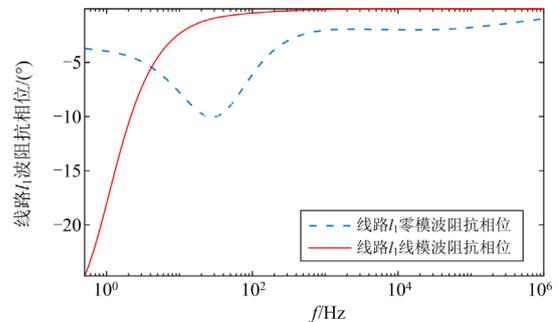


图 9 直流线路  $l_1$  波阻抗的相位-频率特性

Fig. 9 Phase-frequency characteristics of the  $l_1$ -wave impedance of the DC line

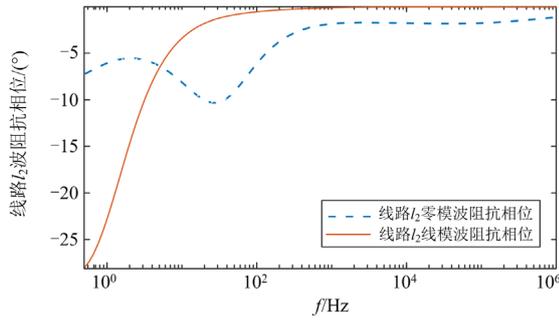


图 10 直流线路  $l_2$  波阻抗的相位-频率特性

Fig. 10 Phase-frequency characteristics of  $l_2$ -wave impedance of DC line

### 2.1.4 母线等值阻抗相位分析

母线本身的阻抗随频率而变化。由文献[27]可知，当频率低于 70 kHz 时，母线的接地电容为 0.1  $\mu$ F。其等值阻抗公式可表示为

$$Z_{CS} = \frac{1}{2\pi fC} = Fe^{j(-90^\circ)} \quad (16)$$

式中： $f$  为频率； $C$  为母线接地电容。对测点  $M_2$  背侧等值阻抗进行分析。在频率为 5~10 kHz 内，母线的等值阻抗较小，在低于 300  $\Omega$  的范围内，通过测点  $M_2$  的彼得逊等值电路可知，背侧等值阻抗为母线与其他两个支路的并联，其等值阻抗用指数形式表示为

$$Z_{eqM2} = F_{CS}e^{j(-90^\circ)} \parallel (F_{MMC1}e^{j\theta_1} + F_{L_2}e^{j90^\circ}) \parallel (F_{Z_{CII}} + F_{MMC2}e^{j\theta_2} + F_{L_3}e^{j90^\circ}) \quad (17)$$

又  $Z_{MMC}(j\omega) \approx F_{L_{MMC}}e^{j90^\circ}$ ，换流站和平波电抗器串联阻抗处于 5000~35 000  $\Omega$  的范围内，线路波阻抗阻值约为 200~400  $\Omega$ ，即其余两个支路阻抗远大于母线等值阻抗，此时背侧等值阻抗相位接近于母线相位  $-90^\circ$ 。

根据附录 A 表 A1 和表 A2 中的参数，代入式 (17) 并取其相角，便可以画  $M_2$  背侧阻抗的相位-频率曲线，如图 11 所示，可以看出在频率为 5~10 kHz 内， $M_2$  背侧等值阻抗的相位在  $-90^\circ$  左右。

对测点  $M_3$  背侧等值阻抗进行分析，类似于  $M_2$  测点，背侧等值阻抗为母线与其他两个支路的并联，阻抗公式如式 (18) 所示。

$$Z_{eqM3} = F_{CS}e^{j(-90^\circ)} \parallel (F_{MMC1}e^{j\theta_1} + F_{L_2}e^{j90^\circ}) \parallel (F_{Z_{CI}} + F_{eqM1}e^{j\theta}) \quad (18)$$

当频率为 8~10 kHz 时，母线的等值阻抗低于 200  $\Omega$ ，换流站和平波电抗器串联阻抗处于 9000~35 000  $\Omega$  的范围内，又由 3.1 节分析可知，此频段的直流滤波器等值为 10 mH 的电感，线路波阻抗阻

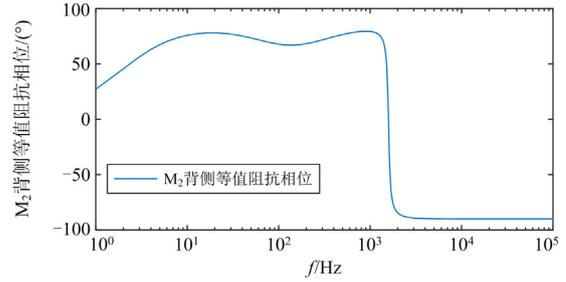


图 11 测点  $M_2$  背侧等值阻抗的相位-频率特性

Fig. 11 Phase-frequency characteristics of equivalent impedance on the back side of measuring point  $M_2$

值约为 200~400  $\Omega$ ，根据并联电路公式，此时背侧等值阻抗相位接近于母线相位。当频率大于 10 kHz 时，母线等值阻抗进一步减小，因此等值阻抗相位更接近于  $-90^\circ$ 。

将附录 A 表 A1 和表 A2 中的参数代入式 (18) 并取其相角，便可以画  $M_3$  背侧阻抗的相位-频率曲线，如图 12 所示，可以看出在频率为 8~10 kHz 内， $M_3$  背侧等效阻抗的相位在  $-90^\circ \sim -75^\circ$  之间。

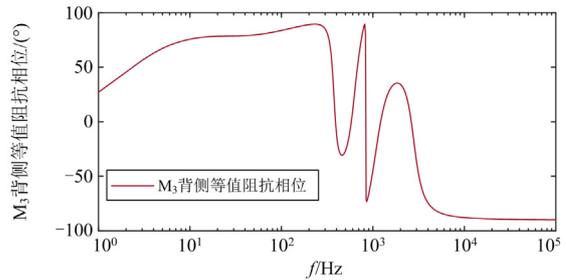


图 12 测点  $M_3$  背侧等值阻抗的相位-频率特性

Fig. 12 Phase-frequency characteristics of equivalent impedance on the back side of measuring point  $M_3$

## 2.2 相位特征总结

由 2.1 节分析可知，当发生区内外故障时，在频率为 8~10 kHz 内各端测量波阻抗相位总结见表 1 和表 2。

从表中可以看出，线路发生区内故障时，线路两侧测量波阻抗相位绝对值差约为  $0^\circ$ ，区外故障时，

表 1 线路  $l_1$  区内、外故障时两端测点测量波阻抗相位

Table 1 Wave impedance phase measured at both measurement points under  $l_1$  internal and external fault

故障位置	测量波阻抗相位	
	$M_1$ 相位/ $^\circ$	$M_2$ 相位/ $^\circ$
区内故障 $F_2$	[-90, -75]	90
LCC 侧区外故障 $F_1$	0	90
MMC1 侧区外故障 $F_3$	[-90, -75]	0

表 2 线路  $l_2$  区内、外故障时两端测点测量波阻抗相位Table 2 Wave impedance phase measured at both measurement points under  $l_2$  internal and external fault

故障位置	测量波阻抗相位	
	M <sub>3</sub> 相位/(°)	M <sub>4</sub> 相位/(°)
区内故障 F <sub>4</sub>	[75,90]	-90
MMC1 侧区外故障 F <sub>3</sub>	0	-90
MMC2 侧区外故障 F <sub>5</sub>	[75,90]	0

线路两侧测量波阻抗相位绝对值差约为  $90^\circ$ 。因此可以利用此来构造故障识别判据。

### 2.3 普适性分析

通过 2.1 节各端测量波阻抗分析: 本方案的机理是由频率和相位决定的, 依据推导公式可知不同参数只会改变其频率-相位关系, 但不影响本文的相位选择。只需寻找到合适的频率, 即可得到符合判据的相位。对各阻抗相频特性分别进行分析:

1) 根据式(11)和式(5), 无论混合直流系统的参数如何改变, 当频率处于合适范围时, LCC 背侧等值阻抗等值为两个电感的并联阻抗, 即相位接近  $90^\circ$ 。

2) 根据式(12)和式(13), 由于彼得逊等值电路中有电感的串联支路, 当频率处于合适范围时, MMC2 换流站阻抗总是等值为一个大电感, 即相位接近  $90^\circ$ 。

3) 线路波阻抗与单位长度的参数和频率有关。

但是, 在较高频率范围内,  $Z_c(j\omega) \approx \sqrt{\frac{l}{c}}$ , 此时相频特性与参数无关, 波阻抗近似为纯阻抗, 相位接近  $0^\circ$ 。

4) 根据式(17)和式(18), 由于彼得逊等值电路中有母线杂散电容并联支路, 因此, 即使参数改变, 可以寻求合适的频率值使得母线支路的阻抗值远小于其他并联支路, 此时 T 接结构端的测点(M<sub>2</sub>、M<sub>3</sub>)背侧阻抗等值为一个小电容, 相位接近  $-90^\circ$ 。

由上述分析可知, 由于各端等效阻抗电路结构的差异, 只要选取合适的频率, 等值阻抗最终等效为电感、电容或电阻, 即相位接近  $90^\circ$ 、 $-90^\circ$ 或  $0^\circ$ 。因此对于不同参数的混合直流系统, 仅需要重新选取分析的频率, 但是相位特征不变。在不同参数的多端混合直流系统中, 此相位特征依然适用。该原理具有普适性。

## 3 保护方案

### 3.1 启动和选极元件

#### 3.1.1 启动元件

为增强保护的可靠性, 防止保护在正常运行情况下频繁启动, 采用线模电压欠压判据作为启动判

据<sup>[30]</sup>, 如式(19)所示。

$$u_1 < k_s u_n \quad (19)$$

式中:  $u_1$  为测量点线模电压的瞬时值;  $u_n$  为直流电压的额定值;  $k_s$  为比例系数, 考虑正常运行时的电压波动及双极电压不对称, 选择  $k_s$  为 1.1<sup>[31]</sup>。

#### 3.1.2 故障选极元件

零模电压在不同极故障时取值范围不同, 在正极故障时其为负值, 负极故障时其为正值, 双极故障时接近于 0, 因此选择零模电压作为故障选极元件, 如式(20)所示。

$$\begin{cases} u_0 < -k_{set} & \text{正极故障} \\ u_0 > k_{set} & \text{负极故障} \\ -k_{set} < u_0 < k_{set} & \text{极间故障} \end{cases} \quad (20)$$

式中:  $u_0$  为零模电压;  $k_{set}$  为零模电压的阈值。

### 3.2 故障检测元件

由 2.1 节和 2.2 节分析可知, 线路两侧波阻抗相位绝对值差可以识别区内外故障, 区内故障时相位绝对值差约  $0^\circ$ , 区外故障时相位绝对值差约  $90^\circ$ , 但是区内外故障两端相位差差异较小, 选择  $45^\circ$  作为区分区内外故障的阈值。为减小误差防止误判, 选择利用非线性归一化区分区内外故障, 利用  $90^\circ$  左右的正切值接近于  $\infty$ 、 $0^\circ$  左右的正切值接近于 0 来扩大区内外故障差异, 即构造相位差的正切函数构造区内外识别判据, 如式(21)所示。

$$\begin{cases} \text{区内故障: } |\tan\varphi_{\text{dif}}| < 1 \\ \text{区外故障: } |\tan\varphi_{\text{dif}}| \geq 1 \end{cases} \quad (21)$$

式中,  $\varphi_{\text{dif}}$  为线路两侧测量波阻抗相位的差值,  $\varphi_{\text{dif}} = |\text{abs}(\varphi_1) - \text{abs}(\varphi_2)|$ ,  $\varphi_1$  和  $\varphi_2$  分别为线路两侧的测量波阻抗相位。

### 3.3 保护流程

由 3.1 节和 3.2 节分析, 可得本文的保护流程, 如图 13 所示。

1) 采集故障电压信号, 代入启动判据式(17), 验证是否满足, 若满足条件则保护启动;

2) 启动故障识别元件, 根据式(21)计算  $|\tan\varphi_{\text{dif}}|$ , 若满足故障检测元件, 则判断为区内故障, 否则为区外故障, 保护不动作;

3) 根据式(18)进行故障极的选择。

## 4 仿真实验

### 4.1 故障分析

为验证前面所提保护方法的正确性, 在 PSCAD 中按照附录 A 的参数搭建混合三端直流系统模型,

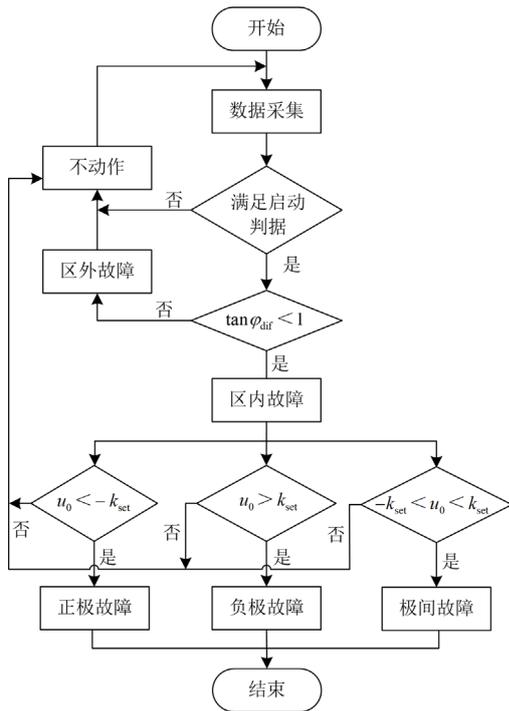


图 13 保护原理流程图

Fig. 13 Flow chart of protection principle

分别设置区内故障  $F_2$ 、 $F_4$  和区外故障  $F_1$ 、 $F_3$  和  $F_5$ ，采样频率为 20 kHz，故障发生时刻为 2.5 s，故障持续时间为 0.3 s。利用 S 变换提取频率为 9 kHz 的初始行波信号，利用初始电压和初始电流峰值可以得到该频率下测量波阻抗的模值和相位。

#### 4.1.1 区内故障

设置区内金属性故障  $F_2$  和  $F_4$ ，分别计算 4 个测点  $M_1$ — $M_4$  测得的测量波阻抗的相位，电压幅值、电压相位和电流相位结果如图 14—图 17 所示。

从图 14 可以看出，该频率下电压行波、电流行波的相位分别是  $-104.41^\circ$  和  $-15.68^\circ$ ，测点  $M_1$  测量波阻抗相位为  $-88.73^\circ$ ，图 15 中  $M_2$  测点测量波阻抗相位为  $82.68^\circ$ ， $|\tan\phi_{dif}|$  为 0.238，满足区内故障判据  $|\tan\phi_{dif}| < 1$ 。因为此时为区内故障，测点  $M_1$  测量波阻抗为受电感影响的 LCC 侧背侧阻抗，因此相位接近于  $-90^\circ$ ，测点  $M_2$  测量波阻抗为主要受母线接地电容影响的 T 接汇流并联阻抗支路，相位接近于  $90^\circ$ ，满足理论依据。

同理，从图 16 和图 17 可以得出：测点  $M_3$  和  $M_4$  测量波阻抗相位分别为  $83.39^\circ$  和  $-87.78^\circ$ ， $|\tan\phi_{dif}|$  为 0.076 77，满足区内故障判据  $|\tan\phi_{dif}| < 1$ 。因为此时为  $I_2$  区内故障，测点  $M_3$  测量波阻抗为主要受母线接地电容影响的 T 接汇流并联阻抗支路，相位接近

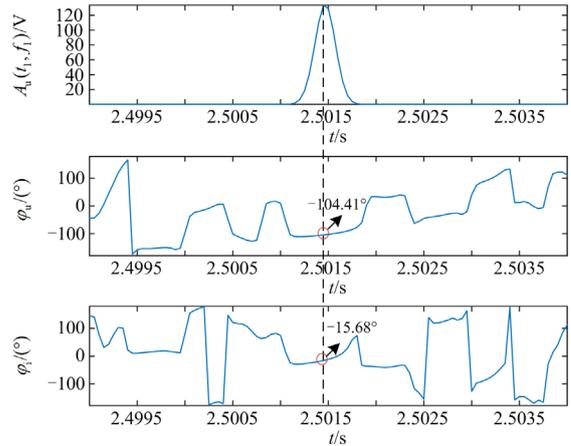


图 14 测点  $M_1$  电压电流行波幅值相位图

Fig. 14 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at  $M_1$  measuring point

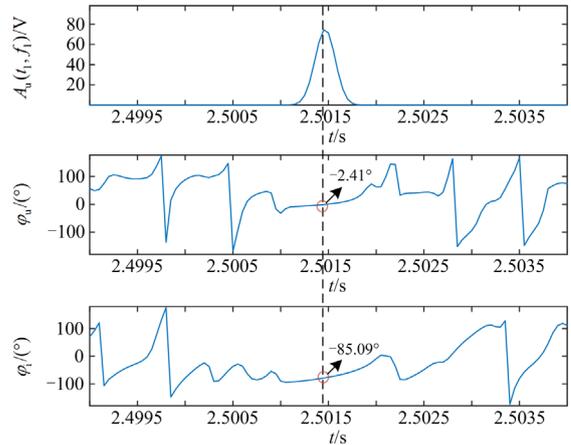


图 15 测点  $M_2$  电压电流行波幅值相位图

Fig. 15 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at  $M_2$  measuring point

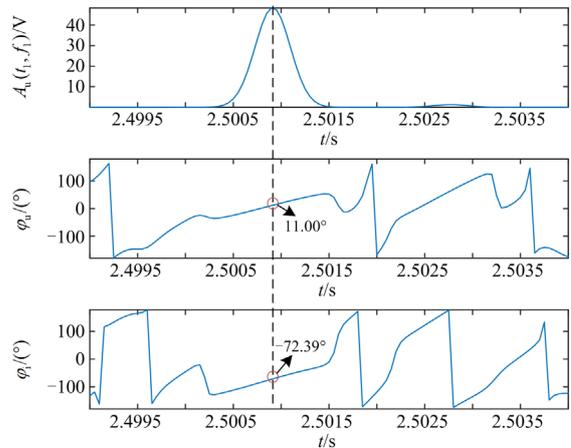
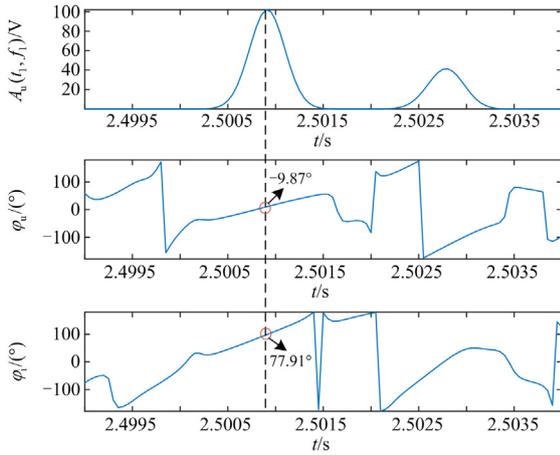


图 16 测点  $M_3$  电压电流行波幅值相位图

Fig. 16 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at  $M_3$  measuring point

图 17 测点 M<sub>4</sub> 电压电流行波幅值相位图Fig. 17 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at M<sub>4</sub> measuring point

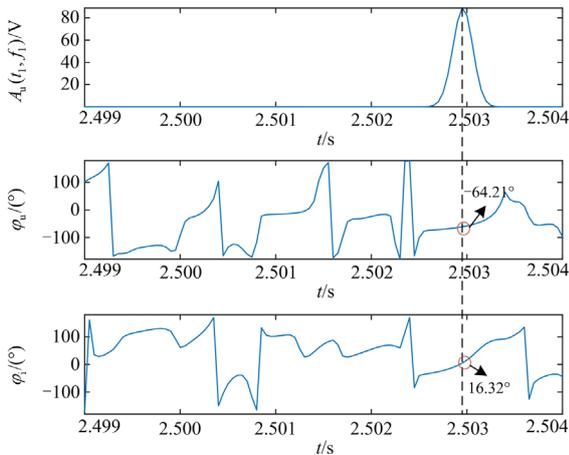
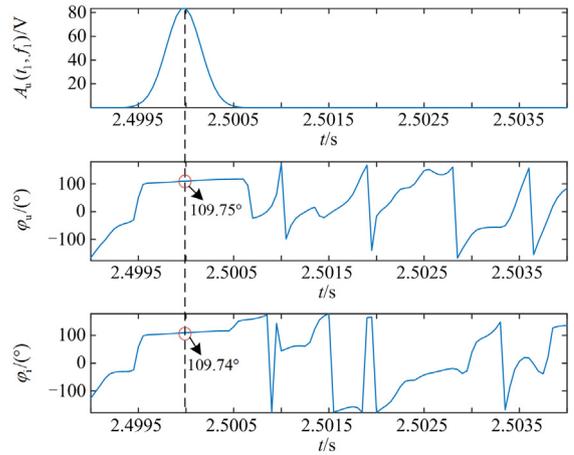
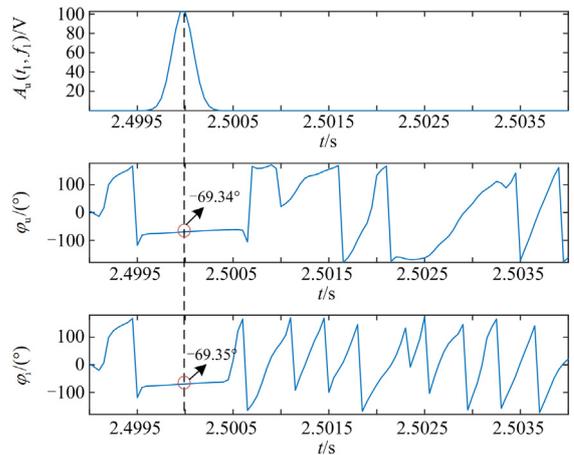
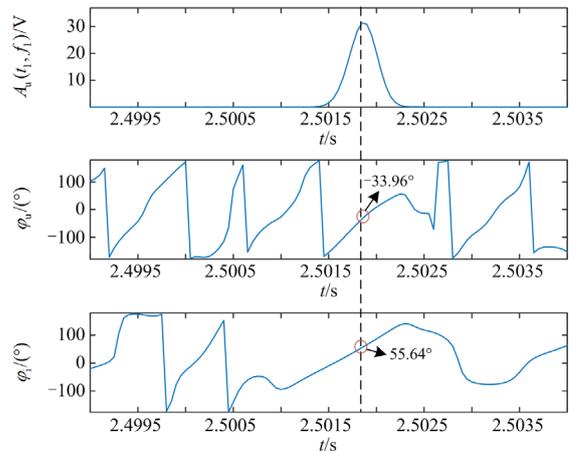
于  $90^\circ$ , 测点 M<sub>4</sub> 测量波阻抗为受换流站等值大电感影响的 MMC 背侧等值阻抗, 相位接近于  $-90^\circ$ , 满足理论依据。

由仿真结果可见, 所提保护方案可以准确识别区内短路故障。

#### 4.1.2 区外故障

由于篇幅有限, 本文以区外故障 F<sub>3</sub> 为例进行分析。测点 M<sub>1</sub>—M<sub>4</sub> 的电压幅值、电压相位和电流相位结果如图 18—图 21 所示。

从图中可以看出, 测点 M<sub>1</sub>—M<sub>4</sub> 测量波阻抗相位分别为  $-80.53^\circ$ 、 $0.01^\circ$ 、 $0.01^\circ$  和  $-89.6^\circ$ , 即  $l_1$  线路两端测点相位差  $\varphi_{\text{dif}}$  为  $80.54^\circ$ ,  $|\tan\varphi_{\text{dif}}|$  为 6;  $l_2$  线路两端测点相位差  $\varphi_{\text{dif}}$  为  $89.61^\circ$ ,  $|\tan\varphi_{\text{dif}}|$  为 146.9。满足区外故障  $|\tan\varphi_{\text{dif}}| \geq 1$ 。

图 18 测点 M<sub>1</sub> 电压电流行波幅值相位图Fig. 18 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at M<sub>1</sub> measuring point图 19 测点 M<sub>2</sub> 电压电流行波幅值相位图Fig. 19 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at M<sub>2</sub> measuring point图 20 测点 M<sub>3</sub> 电压电流行波幅值相位图Fig. 20 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at M<sub>3</sub> measuring point图 21 测点 M<sub>4</sub> 电压电流行波幅值相位图Fig. 21 Phase diagram of voltage and current traveling wave amplitude at M<sub>4</sub> measuring point

因为此时测点  $M_1$  的测量波阻抗为受电感影响的 LCC 侧背侧阻抗, 因此相位接近于  $-90^\circ$ , 测点  $M_4$  测量波阻抗为主要受母线接地电容影响的 T 接汇流并联阻抗支路, 相位接近于  $90^\circ$ , 对于测点  $M_2$  和  $M_3$  的测量波阻抗为所连接的线路波阻抗, 相位接近于  $0^\circ$ , 满足理论依据。

由仿真结果可见, 所提保护方案可以准确识别区外故障。

#### 4.2 影响因素分析

##### 4.2.1 过渡电阻和故障距离的影响

抗过渡电阻能力是评价保护性能的重要指标, 传统行波保护方案以电压或电流微分为特征值, 然而故障电阻会影响特征值的大小, 因此保护可能会失效。理论上, 测量波阻抗的计算约去了故障电阻<sup>[26]</sup>, 因此不受过渡电阻的影响。保护方案只比较两端测量波阻抗的相位差, 而过渡电阻的大小不会改变上述条件。综上, 所提保护方案具有较强的耐受过渡电阻能力。

以线路  $l_1$  为例, 本文分别设置正极故障、双极故障, 故障电阻从  $0$  到  $600 \Omega$ , 不同故障距离进行仿真来测试保护方案的性能。测试结果如图 22 所示。仿真结果表明故障位置和过渡电阻不影响保护方案的正确判断, 所提保护方案可以耐受较强的过渡电阻。

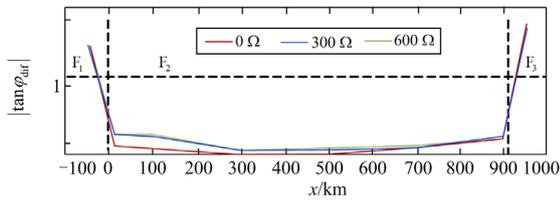


图 22 不同故障电阻和故障距离的仿真结果

Fig. 22 Simulation results of different fault resistances and fault distances

##### 4.2.2 噪声的影响

信噪比(SNR)通常用来表示噪声的强度。本文设置区内故障  $F_2$  和区外故障  $F_3$ , 比较在不同噪声干扰下的  $|\tan \phi_{dif}|$ , 表 3 给出了仿真结果。

表 3 含噪声干扰的仿真结果

Table 3 Simulation results with noise interference

故障类型	SNR	故障距离				$ \tan \phi_{dif} $	
		$M_1$	$M_2$	$M_3$	$M_4$	$l_1$	$l_2$
$F_2$	40 dB	-85.34°	88.50°	—	—	0.055	—
	30 dB	-83.56°	87.83°	—	—	0.075	—
$F_3$	40 dB	-84.76°	0.01°	0.01°	-89.32°	10.883	21.284
	40 dB	-83.41°	0.01°	0.01°	-87.58°	8.643	23.564

仿真结果表明, 该保护方案可以耐受 30 dB 的噪声干扰, 具有较好的抗干扰能力。

## 5 结论

本文提出了一种基于测量波阻抗相位特征的纵联保护方案, 通过分析混合三端直流系统测量波阻抗的相频特性, 根据测量波阻抗的相位差识别区内外故障。所提保护方案具有以下特点:

- 1) 利用线路两端测量波阻抗相位差异实现直流输电线路纵联保护, 在不同故障条件下准确识别区内外故障, 不受故障电阻和故障距离的影响<sup>[28]</sup>;
- 2) 所提保护方案只需要故障前后 3 ms 的数据, 且不受分布电容的影响, 缩减了后备保护的动作时间, 具有较高的可靠性和动作速度;
- 3) 该方案结合实际工程参数对相位特征背后的关键因素进行了分析, 这种相位特征对于多端混合直流输电系统具有普适性。

## 附录 A

表 A1 三端混合直流输电系统参数

Table A1 Parameters of three-terminal hybrid DC

transmission system				
LCC 换流站				
额定功率	平波电抗器	滤波器		
8000 MW	$L_1=150$ mH	$C_{11} = 1.0 \mu\text{F}$ $L_{11} = 17.4$ mH	$C_{12} = 3.047 \mu\text{F}$ $L_{12} = 15.7$ mH	$C_{13} = 3.675 \mu\text{F}$ $L_{13} = 3.2$ mH
MMC1 换流站				
额定功率	平波电抗器	子模块电容	子模块电容数	桥臂电感
5000 MW	$L_1=75$ mH	12 mH	200/桥臂	160 mH
MMC2 换流站				
额定功率	平波电抗器	子模块电容	子模块电容数	桥臂电感
3000 MW	$L_1=75$ mH	18 mH	200/桥臂	180 mH
线路 I				
线路长度	分裂数	架空线高度	极线距离	导线半径
900 km	8	51 m	21 m	0.020 m
线路 II				
线路长度	分裂数	架空线高度	极线距离	导线半径
500 km	6	50 m	22 m	0.020 m

表 A2 MMC 换流站的主要等效参数

Table A2 Main equivalent parameters of MMC converter station

	换流阀	换流阀	换流阀等值
	等值电感/mH	等值电容/ $\mu\text{F}$	电阻/ $\Omega$
MMC1	$L_{cMMC1} = 213$	$C_{cMMC1} = 90$	$R_{cMMC1} = 3.84$
MMC2	$L_{cMMC2} = 240$	$C_{cMMC2} = 135$	$R_{cMMC2} = 3.84$

表 A3 直流线路参数

Table A3 DC line parameter

线型	参数	数值
导线	导线半径/m	0.020 345 4
	直流电阻/( $\Omega$ /km)	0.032 06
地线	地线半径/m	0.005 524 5
	直流电阻/( $\Omega$ /km)	2.8645
	地电阻率/( $\Omega \cdot m$ )	100

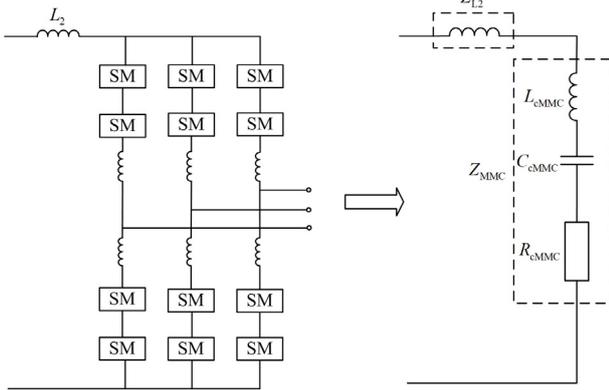


图 A1 MMC 换流站等值模型

Fig. A1 Equivalent model of MMC converter station

Frequency Dependent (Mode) Model Options

Travel Time Interpolation: On  
 Curve Fitting Starting Frequency: 0.5 [Hz]  
 Curve Fitting End Frequency: 1.0E6 [Hz]  
 Maximum Order of Fitting for ZSurge: 20  
 Maximum Order of Fitting for Prop. Func.: 20  
 Maximum Fitting Error for ZSurge: 0.1 [%]  
 Maximum Fitting Error for Prop. Func.: 0.1 [%]

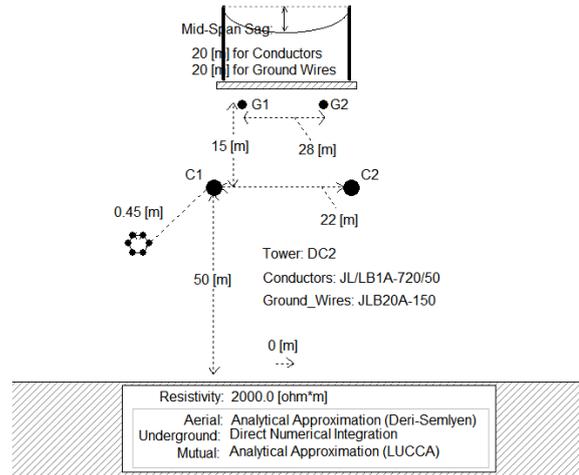


图 A3 直流线路  $l_2$  杆塔位图

Fig. A3 DC line  $l_2$  tower bitmap

Frequency Dependent (Mode) Model Options

Travel Time Interpolation: On  
 Curve Fitting Starting Frequency: 0.5 [Hz]  
 Curve Fitting End Frequency: 1.0E6 [Hz]  
 Maximum Order of Fitting for ZSurge: 20  
 Maximum Order of Fitting for Prop. Func.: 20  
 Maximum Fitting Error for ZSurge: 0.1 [%]  
 Maximum Fitting Error for Prop. Func.: 0.1 [%]

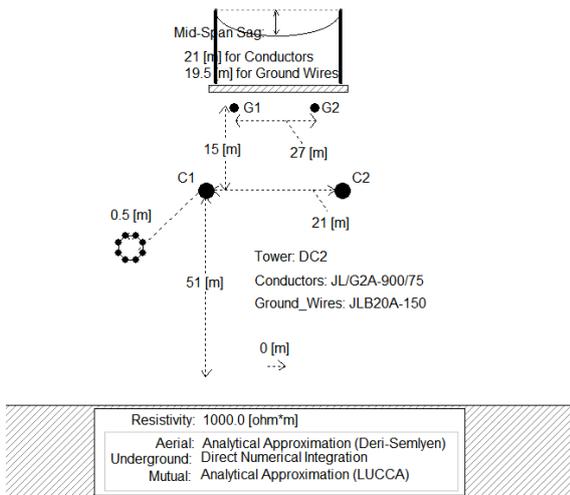


图 A2 直流线路  $l_1$  杆塔位图

Fig. A2 DC line  $l_1$  tower bitmap

参考文献

- [1] 赵凤贤, 孟镇, 李永勤, 等. 基于故障分量的主动配电网纵联保护原理[J]. 高电压技术, 2019, 45(10): 3092-3100. ZHAO Fengxian, MENG Zhen, LI Yongqin, et al. Pilot protection scheme for active distribution network based on fault components[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(10): 3092-3100.
- [2] 时伯年, 李岩, 孙刚, 等. 基于全过程故障电流的多端柔直配电网直流故障保护策略[J]. 高电压技术, 2019, 45(10): 3076-3083. SHI Bonian, LI Yan, SUN Gang, et al. DC fault protection strategy for multi-terminal flexible DC distribution network based on full fault current information[J]. High Voltage Engineering, 2019, 45(10): 3076-3083.
- [3] 彭忠, 孙攀磊, 韩伟, 等. LCC 与 VSC 级联的特高压混合直流输电系统控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(19): 162-172. PENG Zhong, SUN Panlei, HAN Wei, et al. Control strategy of a hybrid UHVDC transmission system cascaded by LCC and VSC[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(19): 162-172.
- [4] ZHANG Chenhao, HUANG Jinhai, SONG Guobing, et al. Non-unit ultra-high-speed line protection for multi-terminal

- hybrid LCC/MMC HVDC system and its application research[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2021, 36(5): 2825-2838.
- [5] 刘晨, 孙攀磊, 刘旭辉, 等. 特高压混合级联系统受端交流故障问题分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(22): 180-187.  
LIU Chen, SUN Panlei, LIU Xuhui, et al. Analysis of AC faults in the receiving-end of a hybrid cascaded multi-terminal HVDC system[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(22): 180-187.
- [6] 牟大林, 林圣, 李小鹏, 等. 白鹤滩-江苏特高压混合直流输电线路行波保护适应性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(21): 88-98.  
MU Dalin, LIN Sheng, LI Xiaopeng, et al. Adaptability analysis of traveling wave protection for the Baihetan-Jiangsu serial hybrid LCC-MMC UHVDC transmission line[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(21): 88-98.
- [7] 张悻宁, 陈可傲, 罗易萍, 等. 基于暂态电流相关系数的混合多端高压直流输电线路保护[J]. 电力建设, 2021, 42(5): 113-121.  
ZHANG Yining, CHEN Keao, LUO Yiping, et al. Hybrid multi-terminal HVDC transmission line protection based on transient current correlation coefficient[J]. Electric Power Construction, 2021, 42(5): 113-121.
- [8] 徐文哲, 张哲任, 徐政. 适用于大规模纯新能源发电基地送出的混合式直流输电系统[J]. 中国电力, 2023, 56(4): 17-27.  
XU Wenzhe, ZHANG Zheren, XU Zheng. A hybrid HVDC topology suitable for large-scale pure clean energy power base transmission[J]. Electric Power, 2023, 56(4): 17-27.
- [9] 陈淼, 贾科, 陈聪, 等. 基于高频阻抗曲线匹配的混合直流输电线路纵联保护[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(12): 119-125.  
CHEN Miao, JIA Ke, CHEN Cong, et al. Pilot protection for hybrid DC transmission line based on high-frequency impedance curve matching[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(12): 119-125.
- [10] MOHAN M. A comprehensive review of DC fault protection methods in HVDC transmission systems[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2021, 6(1): 1-20.
- [11] 韩伟, 杨睿璋, 刘超, 等. 混合三端直流输电系统线路故障特性及故障电流抑制策略[J]. 高压电器, 2021, 57(6): 179-188.  
HAN Wei, YANG Ruizhang, LIU Chao, et al. DC fault characteristics and fault current suppression strategy of three-terminal hybrid HVDC system based on LCC and hybrid MMC[J]. High Voltage Apparatus, 2021, 57(6): 179-188.
- [12] 韩昆仑, 蔡泽祥, 贺智, 等. 高压直流输电线路故障行波传播特性及其对行波保护的影响[J]. 电力系统保护与控制, 2013, 41(21): 20-25.  
HAN Kunlun, CAI Zexiang, HE Zhi, et al. Propagation characteristic of fault traveling wave on HVDC line and its influence on HVDC line traveling wave protection[J]. Power System Protection and Control, 2013, 41(21): 20-25.
- [13] ZHANG Chenhao, SONG Guobing, DONG Xinzhou. A novel traveling wave protection method for DC transmission lines using current fitting[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(6): 2980-2991.
- [14] 束洪春, 刘可真, 朱盛强.  $\pm 800$  kV 特高压直流输电线路单端电气量暂态保护[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(31): 108-117.  
SHU Hongchun, LIU Kezhen, ZHU Shengqiang.  $\pm 800$  kV UHVDC transmission line protection based on single end electrical transient signal[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(31): 108-117.
- [15] HE Zhengyou, LIU Xingmao, LI Xiaopeng, et al. A novel traveling-wave directional relay based on apparent surge impedance[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2015, 30(3): 1153-1161.
- [16] 陈田田, 李银红. 基于电压折射波幅值正负差异的柔性直流电网两段式行波保护[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(3): 129-136.  
CHEN Tiantian, LI Yinhong. Two-section traveling wave protection for flexible DC grid based on positive and negative difference of voltage refractive wave amplitude[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(3): 129-136.
- [17] 彭贺翔, 廖凯, 李波, 等. 计及直流分压器传变特性的行波保护定值整定方法[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(5): 179-191.  
PENG Hexiang, LIAO Kai, LI Bo, et al. Setting method of traveling wave protection considering transfer characteristics of DC voltage divider[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(5): 179-191.
- [18] 汤兰西, 董新洲, 施慎行, 等. 柔性直流电网线路超高速行波保护原理与实现[J]. 电网技术, 2018, 42(10): 3176-3186.  
TANG Lanxi, DONG Xinzhou, SHI Shenxing, et al. Principle and implementation of ultra-high-speed travelling wave based protection for transmission line of flexible HVDC grid[J]. Power System Technology, 2018, 42(10): 3176-3186.

- [19] ZHENG Junchao, WEN Minghao, YIN Xianggen, et al. An improved back-up protection scheme for HVDC transmission lines[C] // 2018 IEEE Power & Energy Society General Meeting (PESGM), August 5-10, 2018, Portland, OR, USA: 1-5.
- [20] 邵能灵, 郭培育, 于仲安, 等.  $\Pi$  模型电容电流补偿的同塔四回线电流差动保护[J]. 电力系统保护与控制, 2015, 43(12): 34-42.  
TAI Nengling, GUO Peiyu, YU Zhongan, et al. Current differential protection using capacitive current compensating algorithm on  $\Pi$ -model for four-parallel lines on same towers[J]. Power System Protection and Control, 2015, 43(12): 34-42.
- [21] 高淑萍, 索南加乐, 宋国兵, 等. 高压直流线路电流差动保护新原理[J]. 电力系统自动化, 2010, 34(17): 45-49.  
GAO Shuping, SUONAN Jiale, SONG Guobing, et al. A new current differential protection principle for HVDC transmission lines[J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(17): 45-49.
- [22] DAI Zhihui, LIU Ningning, ZHANG Cheng, et al. A pilot protection for HVDC transmission lines based on transient energy ratio of DC filter link[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(4): 1695-1706.
- [23] LIU Xiaolei, OSMAN A H, MALIK O P. Hybrid traveling wave/boundary protection for monopolar HVDC line[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2009, 24(2): 569-578.
- [24] 刘兴茂, 林圣, 何正友, 等. 基于 S 变换的新型波阻抗方向继电器[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(22): 113-119.  
LIU Xingmao, LIN Sheng, HE Zhengyou, et al. A novel surge impedance directional relay based on S transform[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(22): 113-119.
- [25] 李小鹏, 滕予非, 刘耀, 等. 基于测量波阻抗的高压直流输电线路纵联保护[J]. 电网技术, 2017, 41(2): 617-623.  
LI Xiaopeng, TENG Yufei, LIU Yao, et al. Pilot protection based on measured surge impedance for HVDC transmission lines[J]. Power System Technology, 2017, 41(2): 617-623.
- [26] 张大海, 武传健, 和敬涵, 等. 利用测量波阻抗欧几里得距离的柔性直流输电线路后备保护方案[J]. 电网技术, 2021, 45(10): 3895-3906.  
ZHANG Dahai, WU Chuanjian, HE Jinghan, et al. Backup protection scheme for flexible DC transmission lines by measuring wave impedance Euclidean distance[J]. Power System Technology, 2021, 45(10): 3895-3906.
- [27] ZHANG Dahai, WU Chuanjian, HE Jinghan, et al. A new protection scheme for transmission line of three-terminal hybrid HVDC system[J]. International Journal of Electrical Power and Energy Systems, 2022, 134.
- [28] 李小鹏, 汤涌, 朱清代, 等. 利用测量波阻抗相位特征的高压直流输电线路纵联保护[J]. 电网技术, 2018, 42(4): 1251-1259.  
LI Xiaopeng, TANG Yong, ZHU Qingdai, et al. Pilot protection for HVDC transmission lines utilizing phase features of measured surge impedance[J]. Power System Technology, 2018, 42(4): 1251-1259.
- [29] 戴志辉, 刘宁宁, 何永兴, 等. 基于直流滤波环节暂态能量比的高压直流线路纵联保护[J]. 电工技术学报, 2020, 35(9): 1985-1998.  
DAI Zhihui, LIU Ningning, HE Yongxing, et al. A pilot protection for HVDC transmission lines based on the ratio of DC filter link transient energy[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2020, 35(9): 1985-1998.
- [30] 梁远升, 黄泽杰, 李海锋, 等. 基于行波相位特性的三端混合直流线路行波保护原理[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(13): 4525-4543.  
LIANG Yuansheng, HUANG Zejie, LI Haifeng, et al. Phase characteristics based travelling wave protection for transmission line of three-terminal hybrid HVDC system[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(13): 4525-4543.
- [31] 张大海, 武传健, 和敬涵, 等. 基于未失真因子的 LCC-MMC 混合直流输电线路保护方案[J]. 高电压技术, 2022, 48(1): 166-181.  
ZHANG Dahai, WU Chuanjian, HE Jinghan, et al. Protection scheme for transmission lines of LCC-MMC hybrid HVDC system based on undistorted factor[J]. High Voltage Engineering, 2022, 48(1): 166-181.

收稿日期: 2022-12-16; 修回日期: 2023-05-21

作者简介:

公冶令姣(1997—), 女, 硕士研究生, 研究方向为直流电网保护技术; E-mail: 20121434@bjtu.edu.cn

张大海(1973—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 主要研究方向为智能电网、电力系统继电保护等; E-mail: dhzhang1@bjtu.edu.cn

武传健(1994—), 男, 博士研究生, 研究方向为直流电网保护。E-mail: 19117032@bjtu.edu.cn

(编辑 魏小丽)