

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240568

# 基于相角差余弦值奇异熵的远海风电交流汇集线路 单端量保护原理

戴志辉<sup>1</sup>, 韩哲宇<sup>1</sup>, 李杭泽<sup>2</sup>

(1. 新能源电力系统国家重点实验室(华北电力大学), 河北 保定 071003;  
2. 国网天津市电力公司城西供电分公司, 天津 300110)

**摘要:** 海上风电柔直送出系统两侧电力电子设备均采用负序抑制控制策略。交流汇集线路故障时, 两侧故障电流相角和幅值都发生较大变化, 使传统工频量距离保护可靠性降低。为此, 首先阐述了海上风电交流汇集系统结构, 并分析负序抑制策略实现方法。其次, 考虑电容电流分析传统距离保护适应性, 并分析不同故障下相电流与其超前相电流相角差值余弦值的变化情况。在此基础上, 利用 Hankel 矩阵反映特征量突变程度, 提出一种基于相角差余弦值奇异熵的交流汇集线路单端量保护原理。最后, 基于 PSCAD/EMTDC 搭建海上风电系统模型, 分析并验证所提保护方案的有效性。结果表明, 所提保护方案动作灵敏, 可靠性高, 能耐受 20 dB 噪声和 100  $\Omega$  过渡电阻。  
**关键词:** 采样算法; 单端量保护; 奇异熵; 接地故障; 海上风电

## Single-ended protection principle for offshore wind power AC collection lines based on the singular entropy of the cosine value of phase angle difference

DAI Zhihui<sup>1</sup>, HAN Zheyu<sup>1</sup>, LI Hangze<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Resources, North China Electric Power University, Baoding 071003, China; 2. State Grid Tianjin Electric Power Company Chengxi Power Supply Branch, Tianjin 300110, China)

**Abstract:** In offshore wind power flexible DC transmission systems, negative sequence suppression control strategy is adopted on both sides of the power electronic equipment. When a fault occurs on the AC collection line, the phase angle and amplitude of the fault current on both sides change significantly, which reduces the reliability of the traditional power frequency based distance protection. To address this issue, the structure of the offshore wind power AC collection system is described first, and the implementation method of the negative sequence suppression strategy is analyzed. Secondly, the adaptability of traditional distance protection is evaluated by considering the capacitive current, and the cosine value of the phase angle difference between the phase current and its leading phase current under different faults is analyzed. Based on this, the Hankel matrix is used to reflect the mutation degree of the characteristic quantities, and a single terminal protection principle for AC collection lines based on the singular entropy of the cosine value of the phase angle difference is proposed. Finally, an offshore wind power system model is built in PSCAD/EMTDC, and the effectiveness of the proposed scheme is verified. The results show that the proposed method is highly sensitive, reliable, and is capable of withstanding 20 dB noise and 100  $\Omega$  transition resistance.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51877084).

**Key words:** sampling algorithm; single-ended protection; singular entropy; grounding fault; offshore wind power

## 0 引言

海上风能发电凭借其独特的地理优势和资源丰

富性, 为解决能源问题带来新的希望<sup>[1-3]</sup>。2023 年 11 月, 山东省海上风电项目首批 53 台海上风力发电机组实现并网发电, 标志着我国海上风电呈高速发展态势。然而, 连接风电场与海上模块化多电平(modular multilevel converter, MMC)换流站的交流

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(51877084)

汇集线路多采用海底电缆作为传输媒介<sup>[4]</sup>。当交流线路发生故障时,受两侧控制系统的影响,短路电流特征区别于传统同步机构成的交流电网,呈现幅值受限、相角受控的特性<sup>[5-6]</sup>,对保护快速、正确动作带来新的挑战。

现有针对交流汇集线路的保护主要分为双端量纵联保护与单端量保护两种。关于风电系统纵联保护研究方面:文献[7]根据线路两侧差动电压、电流构造电容模型,利用相似程度识别区内外故障,但高频谐波的引入会为一次求导结果带来误差;文献[8]利用 Kendall 算法提出一种基于电流变化量相似性的纵联保护方案,但数据窗较长,对数据处理要求高;文献[9]结合三序电流改进纵联保护判据,但传输信号种类多,对通道要求高;文献[10]利用两侧矩阵突变特征差异构建保护判据,但保护受噪声影响大;文献[11]提出基于奇异值分解的交流线路保护原理,通过较短的时间窗提取波形特征实现保护的快速动作,但高阻故障时线路两侧奇异值接近,容易造成保护误动;文献[12]针对海上风电系统提出过流保护和差动保护相结合的故障检测方案,但所提方法需注入特征信号以识别故障;文献[13]指出海上交流汇集线路一般将光纤通信与电缆复合在一起,因此当海缆故障时通信也将受损,严重影响双端量保护数据的可靠传输;此外,文献[14]指出风电接入后谐波含量增加,加剧了电容电流对纵联保护的影响,因此有必要研究速动性高、不依赖于通信系统的海上交流汇集线路的交流保护方案。

现有单端量保护原理多以暂态量保护为主。文献[15]明确故障位置与频率特性的关系,通过小波变换获取暂态特征,并计算各频段能量,以此设计区内外保护判据;文献[16]利用小波奇异熵反映信号复杂度,区分区内外故障,但对采样频率要求较高;文献[17]指出海上风电交流汇集线路两侧系统均采用负序电流抑制策略,传统故障电气量特征会发生变化,保护适应性下降;为此,文献[18]提出利用第一个线模和零模分量抵达的时间差构造接地距离保护;文献[19]利用故障电压幅值判据与前行波极值时间判据的配合,提出一种行波波形成保护方法。文献[20]利用波前故障信息构造保护判据,受两侧电源特性影响较小,但对采样频率要求较高,且受行波传播速度影响较大。

为此,本文提出了一种适用于海上风电接入柔直系统的交流侧汇集线路的单端量保护方案。所提方案充分考虑交流线路两侧换流器的负序抑制控制策略及负序网络分布电容特性,利用故障后相电流与其超前相电流相角差值余弦值(后文称相角差余

弦值)波动程度变大的特点,增强了故障后高频信号信息;并结合 Hankel 矩阵,提出基于相角差余弦值奇异熵的单端量保护判据。所提方案有效解决了两侧换流器负序抑制控制策略和海底电缆对地电容的影响,且对采样频率要求较低。最后,利用 PSCAD/EMTDC 搭建海上风电柔直送出系统仿真模型,仿真结果验证了所提方案的有效性与优越性。

## 1 海上风电柔直送出系统拓扑及控制策略

### 1.1 海上风电系统的基本结构

典型海上风电柔直送出系统拓扑如图 1 所示。其中,  $f_1 \sim f_6$  为故障点不同位置。风机采用永磁直驱式结构,经 35 kV 集电线路接入 35 kV/230 kV 交流升压变压器中,再通过交流汇集海缆连接至海上 MMC 换流站,最后通过直流电缆与陆上系统连接。

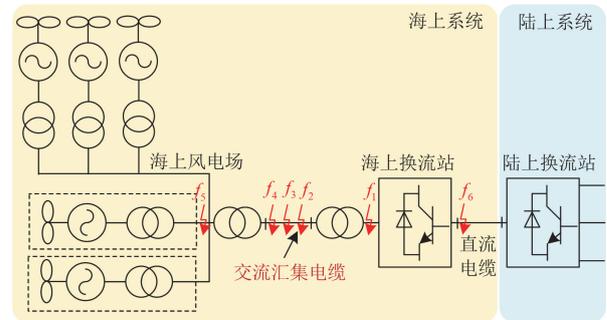


图 1 海上风电柔直送出系统拓扑

Fig. 1 MMC-HVDC system topology for offshore wind farms

### 1.2 换流器控制策略

对于海上风电系统而言,风电场侧一般采用负序电流抑制的控制方式抑制故障电流;而海上 MMC 换流站分为负序电流抑制与负序电流注入两种控制方式<sup>[21]</sup>。本文以 MMC 换流站采用负序电流抑制的控制策略展开分析。为实现负序电流抑制控制策略,工程上通常提取电流正、负序分量,然后将负序分量参考值设置为 0,经负序电流抑制器与脉宽调制模块后对换流器进行控制。

## 2 传统单端量保护适应性分析

### 2.1 交流汇集线路故障特征

以汇集线路 B 相接地故障为例对传统距离保护适应性进行分析。当汇集线路发生单相接地故障时,对图 1 拓扑进行简化,得到图 2 所示等值模型。其中:  $U_{mmc}$  为 MMC 侧母线电压;  $I_{mmc}$ 、 $I_{wf}$  分别为 MMC 换流站和风电场提供的短路电流;  $Z_{mmc}$ 、 $Z_{wf}$  分别为 MMC 侧母线和风电场侧母线到故障点的线路阻抗;  $R_f$  为过渡电阻。



图 4 中,  $M$ 、 $N$  分别表示 MMC 侧和风电场侧保护安装处;  $OM'$ 、 $ON'$  分别为 MMC 侧和风电场侧附加测量阻抗;  $ON'_0-ON'_n$  分别为风电场侧附加测量阻抗随两侧电源相角差变化的情况。

故障点位于两侧距离保护 I 段的保护范围内, 但由于过渡电阻的存在以及两侧电流幅值和相位关系不一致的特点, 在 MMC 侧保护正确动作的情况下, 风电场侧保护可能拒动。随着两侧电流相位差的逐渐增大, 在过渡电阻  $R_f$  相同的情况下, 风电场侧保护动作的附加阻抗允许范围由  $ON'_0$  向  $ON'_n$  偏移。在两侧电流相位差呈  $90^\circ$  时, 保证保护正确动作的附加阻抗允许范围最小, 保护最容易拒动。

当距 MMC 侧保护安装 40% 全长处发生 B 相经  $1\Omega$  过渡电阻故障时, 距离保护测量阻抗变化曲线如图 5 所示。图 5(a) 中 MMC 侧保护正确动作, 而图 5(b) 中风电场侧保护拒动。

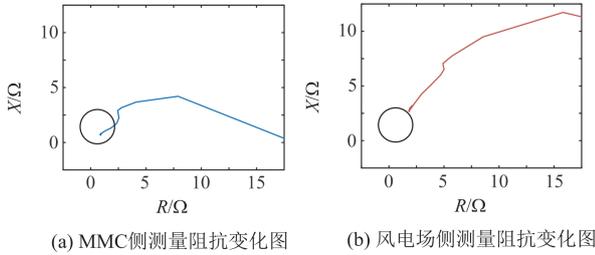


图 5 传统距离保护测量阻抗变化曲线  
Fig. 5 Conventional distance protection measurement impedance change curve

以 B 相金属接地故障为例分析测量阻抗变化。对应测量电压  $U_{\text{mm}}$ 、电流  $I_{\text{mm}}$  如式(6)所示。

$$\begin{cases} \dot{U}_{\text{mm}} = \dot{U}_b \\ \dot{I}_{\text{mm}} = \dot{I}_b + K_b \times 3\dot{I}_0 \end{cases} \quad (6)$$

式中:  $\dot{U}_b$ 、 $\dot{I}_b$  分别为 MMC 侧保护测得的 B 相电压、电流;  $K_b$  为零序补偿系数;  $\dot{I}_0$  为 MMC 侧保护测得的零序电流。

由图 3 和式(6), 测量阻抗  $Z_{\text{mm}}$  可写为式(7)。

$$\begin{aligned} Z_{\text{mm}} &= \frac{\dot{U}_b}{\dot{I}_b + K_b \times 3\dot{I}_0} = \frac{\dot{I}_M^{(1)} Z_M^{(1)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)} Z_C^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} Z_M^{(0)}}{\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} + \frac{z_0 - z_1}{z_1} \dot{I}_M^{(0)}} = \\ & z_1 \times \frac{\dot{I}_M^{(1)} z_1 l + \dot{I}_M^{(0)} z_0 l + \Delta \dot{I}_M^{(2)} Z_C^{(2)}}{z_1 \dot{I}_M^{(1)} + z_0 \dot{I}_M^{(0)}} = \\ & z_1 l + \frac{\Delta \dot{I}_M^{(2)} Z_C^{(2)}}{z_1 \dot{I}_M^{(1)} + z_0 \dot{I}_M^{(0)}} = z_1 l + \chi \end{aligned} \quad (7)$$

式中:  $z_1$ 、 $z_2$  与  $z_0$  分别为线路单位长度的正、负、零序阻抗;  $l$  为故障点到保护安装处的距离;  $\chi$  为距离保护测量阻抗与短路阻抗的差值, 主要受对地电容

支路注入的负序电流影响。且由图 6 可知, 随着  $\chi$  的增大, 故障特殊相电流与其超前相电流相角差值  $\alpha$  将减小。因此, 可从  $\cos \alpha$  变化特性展开分析, 寻求适应两侧系统负序电流抑制策略的单端量保护原理。

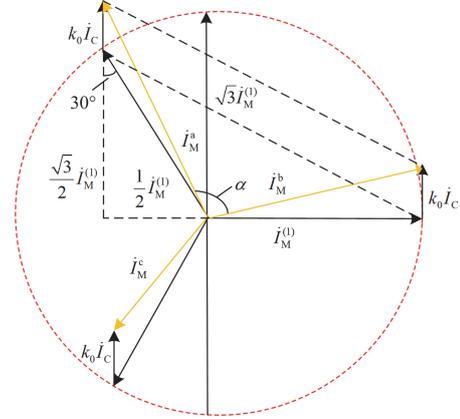


图 6 单相接地故障电流相量图

Fig. 6 Single-phase grounding fault current phasor diagram

### 3 汇集线路区内外故障特征量分析

#### 3.1 汇集线路区内故障特征量分析

##### 3.1.1 单相接地故障

当交流汇集线路发生 B 相接地故障时, 以 B 相为基准相。因交流海缆两侧系统均采用负序电流抑制策略, MMC 侧提供的各相短路电流不含负序分量, 即  $\dot{I}_M^{(2)} = 0$ 。MMC 侧各相电流可表示为式(8)。

$$\begin{cases} \dot{I}_M^b = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_M^a = \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} + \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_M^c = \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} + \alpha_0 \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $\dot{I}_M^a$ 、 $\dot{I}_M^b$ 、 $\dot{I}_M^c$  分别为海上换流站侧 A、B、C 三相电流;  $\alpha_0$  为旋转因子,  $\alpha_0 = e^{j120^\circ}$ 。

根据基尔霍夫定律可推得  $\dot{I}_M^{(0)}$  为

$$\dot{I}_M^{(0)} = (\Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)}) \times \frac{Z_W^{(0)} + Z_{L1}^{(0)}}{Z_W^{(0)} + Z_M^{(0)} + Z_{L1}^{(0)} + Z_{L2}^{(0)}} = \dot{I}_C \times k_0 \quad (9)$$

式中:  $\dot{I}_C$  为负序网络中对地容性电流之和,  $\dot{I}_C = \Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)}$ ;  $k_0$  为零序分配系数,  $k_0 \in [0, 1]$ 。

假设对地电容电流为纯容性, 此时电流相量图如图 6 所示。根据余弦定理可求取故障后相角差余弦值  $\cos \alpha$  的大小, 如式(10)所示。

$$\cos \alpha = \frac{(\dot{I}_M^{(1)2} + k_0^2 \dot{I}_C^2) + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \dot{I}_M^{(1)} + k_0 \dot{I}_C\right)^2 + \left(\frac{1}{2} \dot{I}_M^{(1)}\right)^2 - (\sqrt{3} \dot{I}_M^{(1)})^2}{2 \times \sqrt{\dot{I}_M^{(1)2} + k_0^2 \dot{I}_C^2} \times \sqrt{\left(\frac{\sqrt{3}}{2} \dot{I}_M^{(1)} + k_0 \dot{I}_C\right)^2 + \left(\frac{1}{2} \dot{I}_M^{(1)}\right)^2}} \quad (10)$$

由于  $k_0 I_C$  幅值较小, 式(10)可化简为式(11)。

$$\cos \alpha = -\frac{1}{2} \times \frac{I_M^{(1)2} - \sqrt{3} k_0 I_C I_M^{(1)} - 2 k_0^2 I_C^2}{\sqrt{I_M^{(1)2} + k_0^2 I_C^2} \times \sqrt{I_M^{(1)2} + k_0^2 I_C^2 + \sqrt{3} k_0 I_C I_M^{(1)}}} \approx$$

$$-\frac{1}{2} \times \frac{I_M^{(1)2} - \sqrt{3} k_0 I_C I_M^{(1)}}{I_M^{(1)} \times \sqrt{I_M^{(1)2} + \sqrt{3} k_0 I_C I_M^{(1)}}} = -\frac{1}{2} \times \frac{1 - \frac{\sqrt{3} k_0 I_C}{I_M^{(1)}}}{\sqrt{1 + \frac{\sqrt{3} k_0 I_C}{I_M^{(1)}}}} \quad (11)$$

随着故障点远离 MMC 侧, 分配系数  $k_0$  呈减小趋势。由式(11)可知,  $\cos \alpha$  为关于  $k_0$  的增函数, 故障点离 MMC 测点越远,  $\cos \alpha$  越小, 但不小于稳态运行时的-0.5。

对式(11)中的  $\cos \alpha$  求二阶偏导, 得到式(12)。

$$\frac{\partial^2 \cos \alpha}{\partial \left( \frac{I_C}{I_M^{(1)}} \right) \partial k_0} =$$

$$\frac{3}{4} \left( 1 + \sqrt{3} k_0 \frac{I_C}{I_M^{(1)}} \right)^{-\frac{5}{2}} \left( \frac{\sqrt{3}}{2} k_0^2 \left( \frac{I_C}{I_M^{(1)}} \right)^2 + \frac{1}{2} k_0 \frac{I_C}{I_M^{(1)}} + \sqrt{3} \right) \quad (12)$$

式(12)恒大于 0, 说明当  $k_0$  增大时,  $\cos \alpha$  对  $I_C/I_M^{(1)}$  的导数增大,  $\cos \alpha$  对  $I_C/I_M^{(1)}$  的变化反映更明显。即故障位置离 MMC 侧越近,  $\cos \alpha$  变化程度越大, 波动越剧烈。

图 7 表示当 B 相发生单相接地故障时, 不同故障位置  $\cos \alpha$  的变化情况。故障点离 MMC 侧保护测点越远,  $\cos \alpha$  的幅值越小, 逐渐趋近于稳态运行时的-0.5; 故障点越靠近 MMC 换流站,  $\cos \alpha$  越大且波动越剧烈。

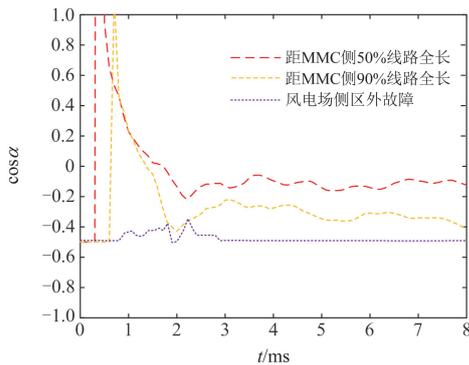


图 7 单相接地故障时  $\cos \alpha$  变化特性

Fig. 7 Variation characteristics of  $\cos \alpha$  under single-phase grounding fault

### 3.1.2 两相接地故障

当汇集线路发生 CA 两相接地故障时, MMC 侧提供的各相电流关系如式(13)所示。

$$\begin{cases} \dot{I}_M^b = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} = \\ \dot{I}_M^{(1)} + [(\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}) + \dot{I}_C] \times k_0 \\ \dot{I}_M^a = \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} + \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} = \\ \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} + [(\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}) + \dot{I}_C] \times k_0 \\ \dot{I}_M^c = \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} + \alpha_0 \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} = \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} = \\ \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} + [(\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}) + \dot{I}_C] \times k_0 \end{cases} \quad (13)$$

令  $\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} = \dot{I}_D$ , 根据式(13)绘制电流相量图, 如图 8 所示。

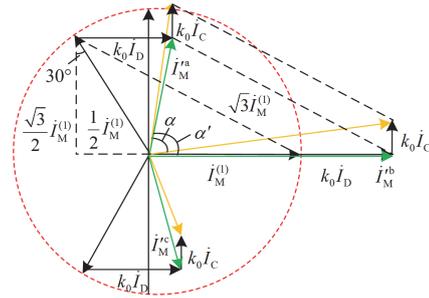


图 8 相间接地故障电流相量图

Fig. 8 Phase-to-phase grounding fault current phasor diagram

图 8 中,  $\dot{I}_D$  为海上换流站与风电场侧提供的正序电流之和。对汇集线路进行简化等效, 可求得电容电流大小为数十到数百安培<sup>[7]</sup>, 远小于两侧系统电源提供的正序电流之和。

如图 8 所示, 若忽略电容电流, 故障后各相量记作  $\dot{I}_M^a$ 、 $\dot{I}_M^b$  与  $\dot{I}_M^c$ ,  $\dot{I}_M^a$  与  $\dot{I}_M^b$  的夹角记作  $\alpha'$ 。为简化故障后相角差余弦值的计算, 本文通过计算  $\cos \alpha'$  的大小以反映其随故障位置的变化规律。此时  $\cos \alpha'$  可列写为式(14)。

$\cos \alpha' =$

$$\frac{(I_M^{(1)} + k_0 I_D)^2 + \left( k_0 I_D - \frac{1}{2} I_M^{(1)} \right)^2 + \left( \frac{\sqrt{3}}{2} I_M^{(1)} \right)^2 - (\sqrt{3} I_M^{(1)})^2}{2 \times \sqrt{\left( k_0 I_D - \frac{1}{2} I_M^{(1)} \right)^2 + \left( \frac{\sqrt{3}}{2} I_M^{(1)} \right)^2} \times (I_M^{(1)} + k_0 I_D)} \quad (14)$$

同式(11)所述, 式(14)化简后所得  $\cos \alpha'$  变化规律为: 故障点越靠近 MMC 侧测点,  $\cos \alpha'$  越大且波动越剧烈。

### 3.1.3 两相短路故障

当汇集线路发生相间故障时, 以 CA 相间故障为例, 在负序电流抑制策略作用下, 三相电流仅由正序分量组成, 三相电流仍然对称,  $\cos \alpha$  稳定在-0.5。仅依靠  $\cos \alpha$  的变化特性无法对相间故障进行识别。因此, 可根据故障后相电流幅值的平方  $I_m^2$  构造辅助判据来识别相间故障时区内外故障。不同位

置发生 CA 相间故障时,  $\cos\alpha$  和  $I_m^2$  的变化规律如图 9 所示。

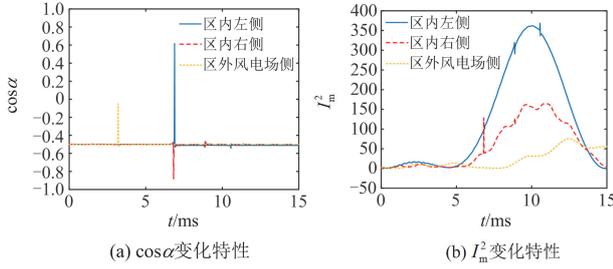


图 9 相间故障时故障特征量变化特性

Fig. 9 Variation characteristics of fault characteristic quantities under phase-to-phase fault

如图 9(b)所示, 故障点越远,  $I_m^2$  幅值越小。因此, 可根据线路末端发生两相短路时故障电流大小设置保护定值, 当故障电流大于定值时保护动作。

### 3.2 区外故障特征量分析

当故障点发生在风电场变压器左侧时(即图 1 所示  $f_5$  处故障), 对 Yd 变压器而言, 正序分量与负序分量会旋转一定角度, 满足式(15)。

$$\delta_2 = -\delta_1 = \mp(12 - N) \times 30^\circ \quad (15)$$

式中:  $N$  为变压器连接组别;  $\delta_1$ 、 $\delta_2$  分别为正、负序分量变化角度, 正序分量由 Y 侧切换到  $\Delta$  侧时取正, 反之则取负。当两侧系统采取负序电流抑制策略时, 故障电流将以正序与零序分量为主, 此时, 对于 Yd11 连接组别而言, 式(8)可进一步改写为式(16)。

$$\begin{cases} \dot{I}_M^b = \dot{I}_M^{(1)} \times e^{j(-30^\circ)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_M^a = \alpha_0 \dot{I}_M^{(1)} \times e^{j(-30^\circ)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_M^c = \alpha_0^2 \dot{I}_M^{(1)} \times e^{j(-30^\circ)} + \dot{I}_M^{(0)} \end{cases} \quad (16)$$

在无负序分量引入干扰的情况下, 对于变压器  $\Delta$  侧  $f_5$  处故障, 在原有计算基础上三相电流均统一旋转  $30^\circ$ , 相电流相角差及其余弦值  $\cos\alpha$  不变。由于零序电流不流通至 Y 型侧, 即式(16)中  $\dot{I}_M^{(0)}$  为 0, 测点得到的三相电流值仍能保持对称,  $\cos\alpha$  将稳定在 -0.5 附近。

当故障点发生在直流电缆侧区外故障时(即图 1 中  $f_6$  处故障),  $\cos\alpha$  变化规律如图 10 所示。其中, 曲线 1、2 分别为左侧直流电缆近区线路与右侧风电场近区直流系统故障时  $\cos\alpha$  的变化曲线。当直流侧发生故障时, 在故障后 10 ms 以内换流站交流侧系统仍能维持三相对称运行<sup>[22]</sup>。因此,  $\cos\alpha$  基本维持在 -0.5 附近, 波动程度远小于区内故障。

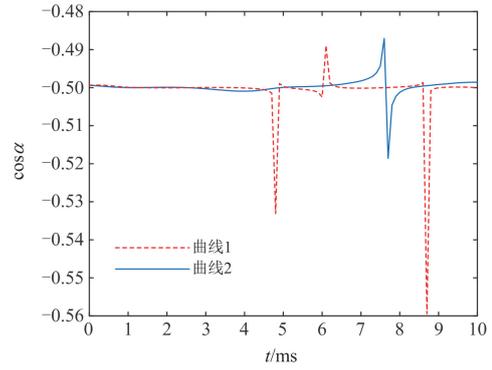


图 10 直流侧故障时  $\cos\alpha$  变化曲线

Fig. 10 Variation curve of  $\cos\alpha$  under DC-side fault

## 4 基于奇异熵的单端量保护原理

### 4.1 相角差余弦值奇异熵计算

不同位置故障下  $\cos\alpha$  的大小与波动程度均不同, 但  $\cos\alpha$  大小受过渡电阻影响较大。为反映故障暂态信号特征, 本文通过构造 Hankel 矩阵求取奇异熵值来反映  $\cos\alpha$  的突变程度。以  $m \times n$  阶矩阵  $H$  为例, 其表达式为

$$H = \begin{bmatrix} \cos\alpha_1 & \cos\alpha_2 & \cdots & \cos\alpha_n \\ \cos\alpha_2 & \cos\alpha_3 & \cdots & \cos\alpha_{n+1} \\ \vdots & & & \vdots \\ \cos\alpha_m & \cos\alpha_{m+1} & \cdots & \cos\alpha_{m+n-1} \end{bmatrix} \quad (17)$$

式中,  $\cos\alpha_1 \sim \cos\alpha_{m+n-1}$  为一段时间内连续计算出的  $\cos\alpha$  值, 随着矩阵维数的增加, 故障信息量及差异特征进一步增加。

对任意  $m \times n$  阶矩阵  $H$ , 可将其分解为式(18)。

$$H = USV^T = U \begin{bmatrix} \sigma & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} V^T \quad (18)$$

式中:  $U$ 、 $V$  为正交矩阵;  $S$  为对角阵, 其对角元素  $\sigma = \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n)$  表示矩阵特征值, 且  $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_n > 0$ 。

奇异值分解可将信号故障特征快速提取出来, 且与原信号相比不存在相位偏移, 但单独利用最大奇异值构成特征向量受采样频率、信号长度影响明显, 故障识别效果较差。而奇异熵是通过信号的奇异值做信息熵求得<sup>[23]</sup>, 能进一步体现奇异值的能量分布, 反映故障特征量的变化信息。其中, 被分析信号越复杂奇异熵越大, 反之则越小<sup>[16]</sup>。奇异熵  $q$  的计算公式为

$$q = -\sum_{i=1}^n \left( \frac{\sigma_i}{\sum_{i=1}^n \sigma_i} \right) \ln \left( \frac{\sigma_i}{\sum_{i=1}^n \sigma_i} \right) \quad (19)$$

式中,  $n$  为元素个数。

#### 4.2 区内外识别判据构造

由 3.1 节分析可知, 当交流汇集线路发生单相及两相接地故障时, 由于零序回路的作用, 电流相量会发生偏移, 使得  $\cos \alpha$  增大且波动程度增加。随着故障点离测点距离的增加,  $\cos \alpha$  波动的剧烈程度下降、奇异熵  $q$  减小。而当交流汇集线路发生相间故障时,  $\cos \alpha$  的数值变化不大, 需结合电流判据对区内外故障进行识别。为此, 对接地故障和相间故障分别设计单端量保护判据如式(20)所示。

$$\begin{cases} q > q_{\text{set}} & \text{区内单相/两相接地故障时} \\ I_m^2 > I_{\text{mset}}^2 & \text{区内相间故障时} \end{cases} \quad (20)$$

式中,  $q_{\text{set}}$ 、 $I_{\text{mset}}$  分别为奇异熵、电流幅值的整定值。

#### 4.3 保护算法实现

整体上, 所提保护由启动元件、选相元件、方向元件以及区内外识别元件组成。

##### 4.3.1 启动元件

正常运行时, 汇集线路流过穿越性正弦电流, 信号自身及其导数连续; 当线路发生故障后, 系统呈现感性特征, 电流信号连续变化但其导数存在突变点, 突变点的出现时刻即为故障发生时刻<sup>[24]</sup>。因此, 可通过检测电流信号导数突变情况构造保护启动元件。

将 Hankel 矩阵分解出的奇异值从大到小排序后, 第  $n(n \geq 2)$  个奇异值具有  $n-1$  阶的信号突变程度检测能力<sup>[11]</sup>。因此, 可利用电流信号 Hankel 矩阵的第 3 个奇异值  $\sigma_3$  构造如式(21)所示的启动判据。

$$\sigma_3 \geq \sigma_{\text{set}} \quad (21)$$

式中,  $\sigma_{\text{set}}$  为启动定值, 考虑对地电容影响和一定裕度, 本文取 0.2。

##### 4.3.2 选相元件

当系统发生故障后, 故障相较非故障相会产生大量高频信号, 可通过小波变换提取高频特征识别故障相。将相电流经小波变换得到细节系数后构造如式(17)所示的 Hankel 矩阵, 经奇异值分解后, 非故障相的各个奇异值分布不均匀, 奇异熵较小; 而故障相结论相反<sup>[25]</sup>。因此, 本文根据这一特点构造选相判据。通过式(22)所示的判据判断故障所在相。

$$\begin{cases} \begin{cases} q_1 - q_2 > |q|_{\text{set}} \\ q_2 - q_3 < |q|_{\text{set}} \end{cases} \rightarrow q_1 \text{ 所在相故障} \\ \begin{cases} q_1 - q_2 < |q|_{\text{set}} \\ q_2 - q_3 > |q|_{\text{set}} \end{cases} \rightarrow q_1、q_2 \text{ 所在相故障} \\ \begin{cases} q_1 - q_2 < |q|_{\text{set}} \\ q_2 - q_3 < |q|_{\text{set}} \end{cases} \rightarrow q_1、q_2、q_3 \text{ 所在相故障} \end{cases} \quad (22)$$

式中:  $q_1 - q_3$  分别为 A、B、C 三相电流经小波变换后的奇异熵, 且  $q_1 \geq q_2 \geq q_3$ ;  $|q|_{\text{set}}$  为选相定值。

当发生相间故障时, 因无零序网络存在, 三相电流瞬时值的和约为 0。可根据式(23)快速确定是否为接地故障。

$$\begin{cases} i_s > i_{0\text{set}} & \text{接地故障} \\ i_s \leq i_{0\text{set}} & \text{非接地故障} \end{cases} \quad (23)$$

式中:  $i_s$  为三相电流瞬时值的和的绝对值;  $i_{0\text{set}}$  为零序电流整定值。

选相判据由式(22)和式(23)共同组成, 式(22)判断故障所在相, 式(23)识别是否为接地故障。当同时满足  $q_1$ 、 $q_2$  所在相故障和非接地故障条件时, 故障类型为  $q_1$ 、 $q_2$  所在相两相短路故障。

##### 4.3.3 方向元件

方向元件通过正序电压和电流突变量进行构造<sup>[26]</sup>, 其原理部分在此不做赘述, 动作判据如式(24)所示。

$$\delta_{\text{sen}} - 90^\circ \leq \arg\left(-\frac{\Delta U^+}{\Delta I^+}\right) \leq \delta_{\text{sen}} + 90^\circ \quad (24)$$

式中:  $\delta_{\text{sen}}$  为灵敏角;  $\Delta U^+$  和  $\Delta I^+$  分别为正序电压和正序电流突变量。

##### 4.3.4 特征量提取

本文采用快速相量提取算法<sup>[27]</sup>计算  $\cos \alpha$ 。假设故障后电流信号  $i(t)$  由一组余弦分量组成, 如式(25)所示。

$$i(t) = \sum_{k=1}^p A_k e^{\xi_k t} \cos(2\pi f_k t + \varphi_k) \quad (25)$$

式中:  $p$  为信号分量个数;  $A_k$ 、 $f_k$ 、 $\varphi_k$  分别为各余弦分量幅值、频率和相位;  $\xi_k$  为衰减因子。

每个余弦分量可通过式(26)展开为两个共轭的相量之和。

$$\cos(2\pi f_k t + \varphi_k) = \frac{1}{2} (e^{j(2\pi f_k t + \varphi_k)} + e^{-j(2\pi f_k t + \varphi_k)}) \quad (26)$$

因此, 对原始信号采样, 每个采样点包含  $2p$  个相量信息。将 5 ms 内的采样点按时间排列构成  $(K-L+1) \times L$  阶矩阵  $\mathbf{M}$ , 如式(27)所示。

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} i(0) & i(1) & \cdots & i(L) \\ i(1) & \cdots & \cdots & i(L+1) \\ \vdots & & & \vdots \\ i(K-L) & \cdots & \cdots & i(K) \end{bmatrix} \quad (27)$$

同理, 构造一个幅值为 1、初始相位为 0 且频率为工频的参考信号  $i'(t) = \cos(2\pi f_0 t)$ ,  $f_0$  为工频。对参考信号采样, 得到矩阵  $\mathbf{N}$  如式(28)所示。

$$N = \begin{bmatrix} i'(0) & i'(1) & \cdots & i'(L) \\ \vdots & \cdots & \cdots & \vdots \\ i'(K-L) & \cdots & \cdots & i'(K) \end{bmatrix} \quad (28)$$

由文献[28]可知, 矩阵  $M$ 、 $N$  可分别分解为

$$\begin{cases} M = PAP^T \\ N = PA'P^T \end{cases} \quad (29)$$

式中:  $P$  为  $(K-L+1) \times 2p$  阶矩阵, 由各余弦分量经采样间隔后的变化量组成;  $A = \text{diag}(\lambda_1 \bar{\lambda}_1 \cdots \lambda_p \bar{\lambda}_p)$ ,  $\lambda_p$ 、 $\bar{\lambda}_p$  为各余弦分量展开的共轭相量; 由于参考信号仅包含工频分量且幅值为 1、初相位为 0,  $A' = (110 \cdots 0)$ 。

将矩阵  $M$  的伪逆矩阵左乘到矩阵  $N$  得式(30)。

$$M^+ N = P^{+T} A^{-1} P^+ P A' P^T = P^{+T} A^{-1} A' P^T \quad (30)$$

式中:  $M^+$ 、 $P^+$  分别为  $M$ 、 $P$  的伪逆矩阵;  $A^{-1} A' = \text{diag}(1/\lambda_1 \ 1/\bar{\lambda}_1 \ 0 \cdots 0)$ 。

因此, 通过求解  $M^+ N$  的特征值, 可得到故障后电流工频分量相位  $\varphi_1$

$$\varphi_1 = \arg(\lambda_1 + \bar{\lambda}_1) \quad (31)$$

通过各电流相位可求出相角差余弦值  $\cos \alpha$ 。

对于  $I_m^2$  的计算, 当发生相间短路故障时, MMC 提供的三相短路电流仍对称, 各相电流可表示为

$$\begin{cases} \dot{I}_a = I_m \sin(\omega t + \varphi - \alpha) \\ \dot{I}_b = I_m \sin(\omega t + \varphi) \\ \dot{I}_c = I_m \sin(\omega t + \varphi + \alpha) \end{cases} \quad (32)$$

式中:  $\dot{I}_a$ 、 $\dot{I}_b$ 、 $\dot{I}_c$  为三相电流;  $I_m$  为电流幅值;  $\omega$  为角频率;  $\varphi$  为初相角。

其中, 三相电流  $t$  时刻采样值  $i_a(t)$ 、 $i_b(t)$ 、 $i_c(t)$  与  $\alpha$  之间存在式(33)所示的等式关系<sup>[28]</sup>。

$$\begin{cases} i_a(t)^2 + i_b(t)^2 - 2i_a(t)i_b(t)\cos \alpha = I_m^2 \sin^2 \alpha \\ i_b(t)^2 + i_c(t)^2 - 2i_b(t)i_c(t)\cos \alpha = I_m^2 \sin^2 \alpha \\ i_a(t)^2 - i_c(t)^2 = [2i_a(t)i_b(t) - 2i_b(t)i_c(t)]\cos \alpha \end{cases} \quad (33)$$

由式(33)可计算得到  $I_m^2$ , 如式(34)所示。

$$I_m^2 = \frac{i_b^2(t) - i_a(t)i_c(t)}{\sin^2 \alpha} = \frac{4}{3}[i_b^2(t) - i_a(t)i_c(t)] \quad (34)$$

#### 4.3.5 保护整体实现流程

故障发生后启动元件动作, 经过选相元件选出故障特殊相后计算  $\cos \alpha$  值, 并构造 Hankel 矩阵计算  $q$  值, 后根据保护判据判断区内外故障。此外, 所提单端量保护 I 段无法保护线路全长, 为保证选择性, 增设保护 II 段, II 段设置延时  $\Delta t$  并将保护范围延伸到下级线路 10% 处, 以躲过下级线路变压器

出口故障。综上, 所提保护的流程图如图 11 所示, 其中,  $q_{\text{set}}^I$ 、 $q_{\text{set}}^{II}$  和  $I_{\text{mset}}^{2I}$ 、 $I_{\text{mset}}^{2II}$  分别为所提保护 I、II 段设置的  $q$  和  $I_m^2$  整定值。

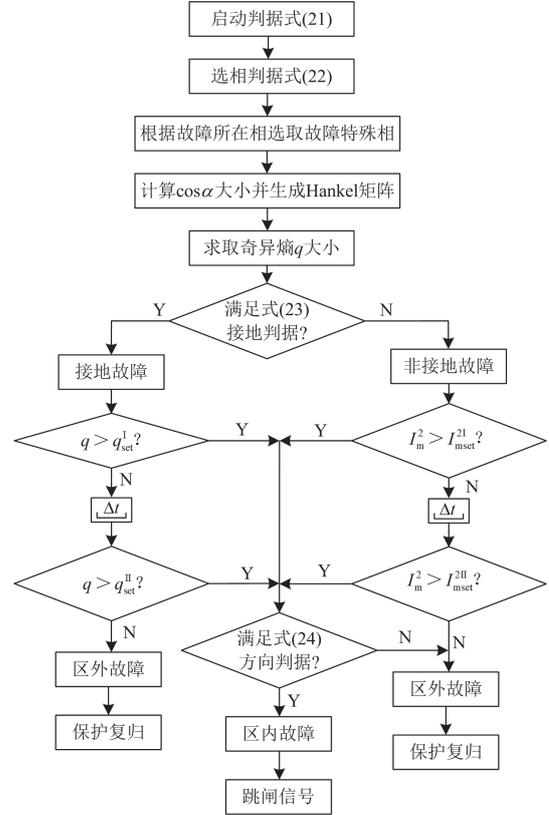


图 11 保护算法流程图

Fig. 11 Flow chart of protection algorithm

## 5 仿真实验

为验证所提保护的有效性, 利用 PSCAD/EMTDC 搭建如图 1 所示远海风电仿真模型。其中, 风电场由 90 台 5 MW 的永磁直驱风机组成, 经 35 kV/230 kV 变压器将功率汇集至交流海缆线路。其主要参数如表 1 所示, 保护采样频率为 10 kHz。

表 1 仿真模型主要参数

类型	名称	数值
永磁风机	单台功率/MW	5
	额定频率/Hz	50
	额定电压/kV	0.69
交流汇集系统	额定电压/kV	230
	交流海缆长度/km	30
	直流海缆长度/km	1300
MMC 系统	控制系统	直流电压-无功
	额定电压/kV	400
	子模块电容/ $\mu\text{F}$	2800

### 5.1 故障相识别

图 12 为  $f_2-f_4$  处发生不同类型故障下电流信号 Hankel 矩阵的第三大奇异值变化图。如图 12 所示, 故障发生后故障相电流对应  $\sigma_3$  快速增大, 保护正确启动且启动时间在 0.5 ms 之内。

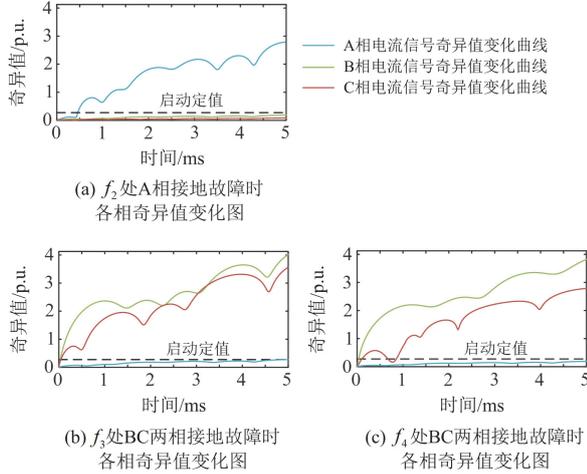


图 12 不同故障类型不同故障位置下  $\sigma_3$  变化图

Fig. 12 Variation diagrams of  $\sigma_3$  for different fault types and fault locations

表 2 为  $f_2-f_5$  处发生不同类型故障下奇异熵的计算结果及选相结果。采用 4.3.2 节中故障选相判据, 选取时间窗为 2 ms,  $|q|_{\text{set}}$  取 0.2。结果表明, 故障相与非故障相在分解后的奇异熵差异明显, 算法能在较短时间内准确识别出故障相。

表 2 不同故障类型下选相结果

Table 2 Phase selection results under different fault types					
位置	故障类型	$q_1$	$q_2$	$q_3$	选相结果
$f_2$	AB 相接地	2.5320	2.5281	2.3046	AB
	B 相接地	2.3049	2.5366	2.3039	B
$f_3$	CA 相接地	2.5290	2.3188	2.5497	CA
	B 相接地	2.3144	2.5581	2.3105	B
$f_4$	CA 相接地	2.3752	2.0749	2.4108	CA
	B 相接地	2.2969	2.5211	2.3190	B
$f_5$	CA 相间	2.4789	2.2657	2.4837	CA
	B 相接地	2.1230	2.5723	2.2775	B

### 5.2 区内外故障识别

如图 1 所示, 设置故障位置  $f_1-f_6$  分别为 MMC 侧变压器出口处, 距 MMC 母线 10%、50%、90% 线路处, 风电场变压器出口处, 直流电缆处。根据不同故障位置 and 不同故障类型验证保护可靠性。

当交流线路区内不同位置发生单相接地故障时,  $\cos\alpha$  与  $q$  的变化曲线如图 13 所示。

如图 13 所示, 随着故障距离的逐渐增加, 奇异

熵  $q$  逐渐减小。当故障位置越过变压器时, 奇异熵下降程度达到最大。

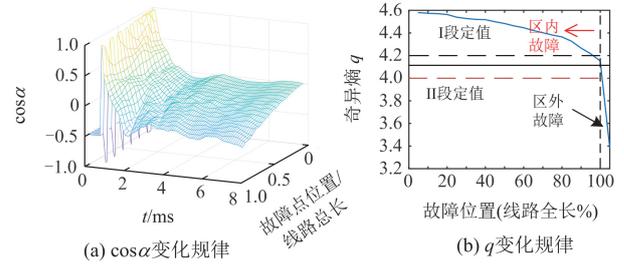


图 13 单相故障下  $\cos\alpha$  与  $q$  变化曲线

Fig. 13 The  $\cos\alpha$  and  $q$  change curves under single-phase fault

不同位置发生相间故障时  $I_m^2$  变化曲线如图 14 所示。  $I_m^2$  的幅值随故障距离的增加而进一步减小,  $I_m^2$  的幅值由 411.107 下降至 163.612, 远大于区外变压器侧故障时的 31.336。

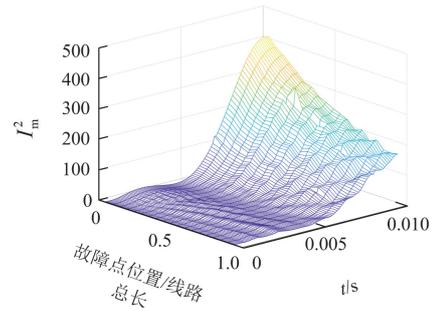


图 14 相间故障时  $I_m^2$  变化曲线

Fig. 14 Change curve of  $I_m^2$  under phase-to-phase faults

本文通过  $q$ 、 $I_m^2$  定值区分保护范围, 所提保护按 I 段保护线路全长 90%、II 段保护线路全长并延伸到下级线路 10% 整定。保护 I、II 段定值如式(35)所示, 同时以  $f_2-f_5$  发生不同类型故障为例验证保护有效性, 数据如表 3 所示。

$$\begin{cases} q_{\text{set}}^{\text{I}} = 4.2, & q_{\text{set}}^{\text{II}} = 4 \\ I_{\text{msset}}^{\text{I}} = 60, & I_{\text{msset}}^{\text{II}} = 40 \end{cases} \quad (35)$$

通过表 3 可以看出, 随着故障距离增加, 不同故障下奇异熵  $q$  与  $I_m^2$  呈现减小的趋势。对于金属性故障, 当故障点在区外时, 接地故障时  $q$  值与相间短路故障  $I_m^2$  值均小于整定门槛值, 保护可靠不动作。故障发生在区内时, 保护判据值远大于动作门槛值, 保护最短能在 10 ms 内正确动作。

### 5.3 耐过渡电阻能力

220 kV 交流线路的最大过渡电阻为  $100 \Omega^{[4]}$ 。当海底电缆发生故障时, 通常为单相经接地电阻故

障特性，因此以单相接地故障为例分析保护的耐过渡电阻能力。表 4 为不同故障位置发生 B 相过渡电阻接地故障时的保护性能分析。而所提方法通过构造 Hankel 矩阵的方式反映  $\cos \alpha$  波动程度，受过渡电阻影响小。经仿真结果验证，保护具有良好的抗过渡电阻性能。

表 3 不同故障类型不同故障位置下所提保护计算结果

Table 3 Calculation results of protection under different fault types and different fault locations

位置	故障类型	$q$	$I_m^2(\max)$	结果
$f_2$	B 相接地	4.5706	—	区内
	CA 相间	—	411.107	区内
	CA 相接地	4.3986	—	区内
$f_3$	B 相接地	4.5630	—	区内
	CA 相间	—	241.078	区内
	CA 相接地	4.3492	—	区内
$f_4$	B 相接地	4.3426	—	区内
	CA 相间	—	163.612	区内
	CA 相接地	4.3166	—	区内
$f_5$	B 相接地	3.3827	—	区外
	CA 相间	—	31.336	区外
	CA 相接地	3.3831	—	区外

表 4 单相经不同过渡电阻接地保护性能分析

Table 4 Performance analysis of single-phase grounding protection with different transition resistances

位置	过渡电阻	$q$	结果
$f_3$	20	4.5399	区内
	50	4.3719	区内
	100	4.3522	区内
$f_4$	20	4.3057	区内
	50	4.2226	区内
	100	4.1138	区内
$f_5$	20	3.4659	区外
	50	3.4060	区外
	100	3.4751	区外

### 5.4 抗噪声能力

电力系统保护算法应具备一定的抗噪声能力。噪声主要影响信号的第一奇异值的大小<sup>[11]</sup>，但对信号求取信息熵实际上是对概率加权求取平均值的过程。因此，取信息熵能降低奇异值波动对最终结果的影响，使保护算法具有较好的抗噪声能力。考虑到 220 kV 的交流汇集线路遭受的最大噪声一般为 25 dB<sup>[7]</sup>，表 5 给出了奇异熵  $q$  在 20 dB 与 30 dB 噪声作用下的变化情况。由表 5 可以看出，即使在 20 dB 噪声影响下，奇异熵较不加噪声时变化不大，数值均大于区内判据的阈值，保护仍能正确动作。

表 5 不同故障类型在不同噪声影响下  $q$  值大小

Table 5 The  $q$  value of different fault types under the influence of different noises

噪声/dB	故障位置	故障类型	$q$	
20	$f_3$	B 相接地	4.5606	
		CA 相接地	4.3362	
	$f_4$	B 相接地	4.2563	
		CA 相接地	4.2545	
	30	$f_3$	B 相接地	4.5633
			CA 相接地	4.3694
$f_4$		B 相接地	4.3991	
		CA 相接地	4.3522	

### 5.5 对地电容影响分析

将交流线路对地电容参数增大一倍后，进一步验证对地电容对所提保护的影响，得到的保护特征量如表 6 所示。

表 6 对地电容增加一倍时所提保护性能分析

Table 6 Analysis of the protection performance when the grounding capacitance is doubled

位置	故障类型	$q$	$I_m^2(\max)$	结果
$f_2$	B 相接地	4.4186	—	区内
	CA 相间	—	290.590	区内
$f_3$	B 相接地	4.3386	—	区内
	CA 相间	—	187.086	区内
$f_4$	B 相接地	4.2952	—	区内
	CA 相间	—	131.592	区内
$f_5$	B 相接地	3.3863	—	区外
	CA 相间	—	46.290	区外

由表 6 可知，交流线路对地电容参数增大一倍后所得  $q$  值减小，但整体上仍呈现故障点距离保护测点越远  $q$  值越小的趋势， $f_4$  处故障时  $q$  值为 4.2952，仍满足保护判据。同时，对地电容参数的增加会使故障电流的对地分量增加，相较于原电容数值，对地电容参数增加一倍后  $I_m^2$  会有一定程度的下降，但整体上仍能正确识别出区内外故障，保护能准确动作。

### 5.6 时间窗及采样频率影响分析

反映信号突变特性的 Hankel 矩阵经奇异值分解后的奇异值大小与矩阵阶数有关。分析采样频率对所提保护的影响，以不同位置发生单相金属性接地故障为例进行验证，数据如表 7 所示。

表 7 中， $q'$  为定数据时间窗长度下计算奇异熵结果； $q''$  为定矩阵阶数下计算奇异熵结果。当采用定矩阵阶数时，采样频率越高，构造 Hankel 矩阵所需要的数据时间窗越短，保护能更快地识别出故障；当采用定数据时间窗长度时，频率越低 Hankel 矩阵

的阶数越低, 计算得到的  $q'$  值会减小, 此时需根据采样频率调整  $q'$  整定值。综上, 所提方法在较高采样频率时能提高速动性, 同时对采样频率受限的场景也有较好的适用性。

表 7 采样频率对保护特征量影响分析

Table 7 Influence analysis of sampling frequency on protection characteristic quantity

采样频率/kHz	位置	$q'$	$q''$	结果
5	$f_2$	3.8780	4.5270	区内
	$f_3$	3.8707	4.4833	区内
	$f_4$	3.4967	4.1802	区内
	$f_5$	2.9302	3.3781	区内
25	$f_2$	5.5051	4.5643	区内
	$f_3$	5.4755	4.4961	区内
	$f_4$	5.2125	4.2793	区内
	$f_5$	3.9649	3.3828	区内

## 5.7 与其他保护对比

### 5.7.1 与传统距离保护对比

当  $f_3$  处发生 B 相经  $10 \Omega$  过渡电阻故障时, 距离保护测量阻抗变化曲线如图 15 所示。

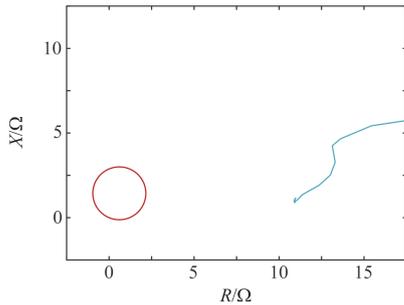


图 15 距离保护测量阻抗变化曲线

Fig. 15 Distance protection measurement impedance curve

由图 15 可知, 距离保护耐过渡电阻能力差, 当发生 B 相经  $10 \Omega$  过渡电阻接地时, 保护已经拒动。而由 5.3 节中数据可知, 所提方案通过求取小波奇异熵反映  $\cos \alpha$  的波动程度, 具有较强的耐过渡电阻能力。

### 5.7.2 与小波奇异熵类保护对比

文献[16]利用区内故障时电流信号所含高频分量不同构造保护判据。构建短路电流 Hankel 矩阵, 以小波奇异熵  $h$  作为保护判据, 提出基于信号复杂度的高压交流线路暂态保护原理, 但其对采样频率要求较高。因此, 在不同采样频率和不同位置发生 B 相接地故障时, 将文献[16]保护和本文所提保护动作性能进行对比, 数据如表 8 所示。

如表 8 所示, 当采用定数据时间窗长度下计算

奇异熵结果时,  $h$  值区内变化情况较  $q$  值变化情况小, 甚至当采样频率为 5 kHz 时, 区内  $f_4$  处  $h$  值为 2.7158, 小于区外  $f_5$  处  $h$  值 2.7261, 导致保护拒动或需要牺牲保护范围。

表 8 基于信号复杂度保护和所提保护性能分析

Table 8 Performance analysis between protection based on signal complexity and the proposed protection

采样频率/kHz	位置	文献[16]		本文	
		$h$	结果	$q$	结果
5	$f_3$	2.9653	区内	3.8707	区内
	$f_4$	2.7158	区外	3.4967	区内
	$f_5$	2.7261	区外	2.9302	区外
10	$f_3$	4.3356	区内	4.5630	区内
	$f_4$	4.1935	区外	4.3426	区内
	$f_5$	3.2827	区外	3.3827	区外
25	$f_3$	5.1332	区内	5.4755	区内
	$f_4$	4.9468	区外	5.2125	区内
	$f_5$	3.7561	区外	3.9649	区外

### 5.7.3 与高低频能量比较类保护对比

文献[15]根据区内故障时暂态能量的差异, 利用高低频能量比值  $\mu$  来识别区内故障, 但保护受噪声影响大, 且对采样频率要求高。在 20 dB 噪声和 25 kHz 采样频率下, 不同位置发生 B 相经  $100 \Omega$  过渡电阻接地时, 将文献[15]保护和本文所提保护动作性能进行对比, 数据如表 9 所示。

表 9 基于高低频能量比值保护和所提保护性能对比

Table 9 Performance comparison of protection based on high and low frequency energy ratio and the proposed protection

位置	文献[15]		本文	
	$\mu$	结果	$q$	结果
$f_3$	1.7583	区内	5.3864	区内
$f_4$	0.9635	区外	5.2136	区内
$f_5$	0.9613	区外	4.0733	区外

噪声的引入会改变高低频能量的分布, 如表 9 所示, 当采样频率和噪声较大时, 高频能量较高, 使文献[15]方法在末端高阻接地时拒动。

## 6 结论

本文通过构造  $\cos \alpha$  的 Hankel 矩阵反映特征量的波动程度, 提出基于相角差余弦值奇异熵的交流汇集线路单端量保护原理, 得到以下结论:

1) 当系统两侧采用负序电流抑制控制策略时, 线路两侧故障电流幅值和相位均发生较大变化, 且传统工频量距离保护性能受对地电容支路注入的负

序电流影响而下降。

2) 交流汇集线路发生接地故障后, 三相电流相量夹角减小且不再对称; 而发生两相短路故障时, 由于负序电流被抑制, 三相电流仍然对称。

3) 所提保护方案可有效克服电容电流影响, 能快速、准确地识别区内外故障, 具有较强的耐过渡电阻能力和抗噪声能力。同时, 方案对采样频率要求不高, 且随着采样频率提高, 保护速动性增加。

### 参考文献

- [1] 贾科, 董学正, 李俊涛, 等. 一种适用于海上风电经 MMC-MTDC 并网的电网侧故障穿越方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(21): 76-85.  
JIA Ke, DONG Xuezheng, LI Juntao, et al. A grid-side fault ride-through method suitable for offshore wind farms connected with MMC-MTDC[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(21): 76-85.
- [2] YIN Xiuxin, LEI Meizhen. Jointly improving energy efficiency and smoothing power oscillations of integrated offshore wind and photovoltaic power: a deep reinforcement learning approach[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2023, 8(2): 1-11.
- [3] 瞿晟珉, 应飞祥, 秦少茜, 等. “双碳”背景下海上风电维护策略研究现状与展望[J]. 智慧电力, 2023, 51(10): 23-30.  
QU Chengmin, YING Feixiang, QIN Shaoxi, et al. Research status and prospects of offshore wind power maintenance strategy under background of carbon peak and carbon neutrality[J]. Smart Power, 2023, 51(10): 23-30.
- [4] 薛明军, 陈福锋, 杨林刚, 等. 海上风电交流送出线路继电保护优化设计[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(20): 150-159.  
XUE Mingjun, CHEN Fufeng, YANG Lingang, et al. Optimized design of relay protection for an offshore wind power outgoing transmission line[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(20): 150-159.
- [5] 温志文, 刘昊霖, 贾科, 等. 风电接入海上换流站的交流汇集出线高速保护[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(12): 4775-4787.  
WEN Zhiwen, LIU Haolin, JIA Ke, et al. High-speed protection of AC collection lines connecting wind power to offshore converter stations[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(12): 4775-4787.
- [6] 郑黎明, 贾科, 毕天姝, 等. 海上风电接入柔直系统交流侧故障特征及对保护的影响分析[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(20): 20-32.  
ZHENG Liming, JIA Ke, BI Tianshu, et al. AC-side fault analysis of a VSC-HVDC transmission system connected to offshore wind farms and the impact on protection[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(20): 20-32.
- [7] 宋国兵, 王晨清, 唐吉斯, 等. 适用于风电接入系统的时域模型识别纵联保护新原理[J]. 电网技术, 2016, 40(11): 3580-3585.  
SONG Guobing, WANG Chenqing, TANG Jisi, et al. Novel pilot protection based on time-domain model identification for wind power integration[J]. Power System Technology, 2016, 40(11): 3580-3585.
- [8] 刘乃皓, 高厚磊, 徐彬, 等. 基于电流变化量相似性的海上风电场交流汇集线路纵联保护[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(9): 65-75.  
LIU Naihao, GAO Houlei, XU Bin, et al. Pilot protection for an AC transmission line of an offshore wind farm based on similarity of current variation[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(9): 65-75.
- [9] 赖逸洋, 王增平, 王彤. 电流差动保护在柔直接入的交流电网中适应性分析及改进措施研究[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(3): 145-154.  
LAI Yiyang, WANG Zengping, WANG Tong. Adaptability analysis of current differential protection in an AC power grid with an MMC-HVDC and improvement measures[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(3): 145-154.
- [10] 余越, 王聪博, 沙兆义, 等. 基于矩阵突变特征的风电经柔直送出交流线路保护[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(14): 5441-5450.  
YU Yue, WANG Congbo, SHA Zhaoyi, et al. AC transmission line protection for wind farms integrated with VSC-HVDC system based on matrix mutation characteristics[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(14): 5441-5450.
- [11] 郑黎明, 贾科, 侯来运, 等. 基于奇异值分解的海上风电接入柔直系统的交流线路保护[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(增刊 1): 75-83.  
ZHENG Liming, JIA Ke, HOU Laiyun, et al. Singular value decomposition based protection for AC transmission lines of VSC-HVDC system with offshore wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(S1): 75-83.
- [12] LI Rui, YU Lujie, XU Lie. Offshore AC fault protection of diode rectifier unit-based HVDC system for wind energy transmission[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(7): 5289-5299.
- [13] 吕安强, 寇欣, 尹成群, 等. 三芯海底电缆中复合光纤与导体温度关系建模[J]. 电工技术学报, 2016, 31(18): 59-65.  
LÜ Anqiang, KOU Xin, YIN Chengqun, et al. Modeling of temperature relation between optical fiber and conductor in 3-core submarine power cable[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2016, 31(18): 59-65.
- [14] 李斌, 周博昊, 何佳伟, 等. 直驱风电场送出线路的正序电压极化距离保护适用性分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(22): 16-24.  
LI Bin, ZHOU Bohao, HE Jiawei, et al. Applicability analysis of distance protection with positive-sequence voltage polarization for transmission lines of wind farm

- with direct-driven turbines[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2023, 47(22): 16-24.
- [15] 郑涛, 宋祥艳. 基于故障暂态行波高低频能量比值的交流输电线路快速保护方案[J]. *电网技术*, 2022, 46(12): 4616-4629.  
ZHENG Tao, SONG Xiangyan. Fast protection scheme for AC transmission lines based on ratio of high and low frequency energy of transient traveling waves[J]. *Power System Technology*, 2022, 46(12): 4616-4629.
- [16] 王家慧, 王增平, 王松, 等. 基于信号复杂度的高压交流线路暂态保护研究[J]. *华北电力大学学报(自然科学版)*, 2019, 46(1): 1-8, 16.  
WANG Jiahui, WANG Zengping, WANG Song, et al. Signal complexity-based research on transient protection of high voltage AC line[J]. *Journal of North China Electric Power University (Natural Science Edition)*, 2019, 46(1): 1-8, 16.
- [17] 郑涛, 庄心怡, 吕文轩. 海上风电柔直换流站负序电流参考值选取及保护适应性分析[J]. *电力系统自动化*, 2023, 47(3): 133-141.  
ZHENG Tao, ZHUANG Xinyi, LÜ Wenxuan. Negative sequence current reference selection and protection adaptability analysis of flexible DC converter station for offshore wind power[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2023, 47(3): 133-141.
- [18] DA SILVA FRANÇA R L, DA SILVA JÚNIOR F C, HONORATO T R, et al. Traveling wave-based transmission line earth fault distance protection[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2021, 36(2): 544-553.
- [19] 陈淼, 贾科, 姚昆鹏, 等. 基于故障前行波极值时间的柔性直流线路单端量保护方法[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(10): 3742-3758.  
CHEN Miao, JIA Ke, YAO Kunpeng, et al. Single-ended protection method of flexible DC line based on extremum time of fault forward traveling wave[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(10): 3742-3758.
- [20] 张晨浩, 闫吉飞, 吕艺超, 等. 不依赖电源特性的交流线路单端量保护[J]. *电力系统自动化*, 2023, 47(22): 33-43.  
ZHANG Chenhao, YAN Jifei, LÜ Yichao, et al. Single-ended protection for AC line independent of power source characteristics[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2023, 47(22): 33-43.
- [21] 李国庆, 徐亚男, 江守其, 等. 海上风电经柔性直流联网系统受端交流故障穿越协调控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2022, 50(7): 111-119.  
LI Guoqing, XU Yanan, JIANG Shouqi, et al. Coordinated control strategy for receiving-end AC fault ride-through of an MMC-HVDC connecting offshore wind power[J]. *Power System Protection and Control*, 2022, 50(7): 111-119.
- [22] 李杭泽, 戴志辉, 石旭, 等. 计及控制响应的多端混合直流输电系统短路电流近似计算方法[J]. *电工技术学报*, 2024, 39(9): 2810-2824.  
LI Hangze, DAI Zhihui, SHI Xu, et al. Approximate calculation method of short-circuit current of multi-terminal hybrid DC transmission system considering control strategy[J]. *Transactions of China Electrotechnical Society*, 2024, 39(9): 2810-2824.
- [23] HUANG M, WU Q, JI T, et al. Transformer inrush identification based on improved mathematical gradient with dissociative structuring element[J]. *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering*, 2020, 15(7): 1126-1127.
- [24] SHU Hongchun, WANG Shixin, LEI Shunguang. Single-ended protection method for hybrid HVDC transmission line based on transient voltage characteristic frequency band[J]. *Protection and Control of Modern Power Systems*, 2023, 8(2): 1-11.
- [25] 何正友, 符玲, 麦瑞坤, 等. 小波奇异熵及其在高压输电线路故障选相中的应用[J]. *中国电机工程学报*, 2007, 27(1): 31-36.  
HE Zhengyou, FU Ling, MAI Ruikun, et al. Study on wavelet singular entropy and its application to faulty phase selection in HV transmission lines[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2007, 27(1): 31-36.
- [26] 王文博, 李斌, 何佳伟, 等. MMC 接入的交流侧线路故障特征及故障分量方向元件的动作特性[J]. *电力自动化设备*, 2023, 43(10): 103-111.  
WANG Wenbo, LI Bin, HE Jiawei, et al. Fault characteristics of AC line connected to MMC and operating characteristics of fault component based directional relays[J]. *Electric Power Automation Equipment*, 2023, 43(10): 103-111.
- [27] 索南加乐, 王斌, 王莉, 等. 快速相量提取算法[J]. *中国电机工程学报*, 2013, 33(1): 123-129.  
SUONAN Jiale, WANG Bin, WANG Li, et al. A fast phasor calculation algorithm for power systems[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2013, 33(1): 123-129.
- [28] 王兴国, 于溯, 周泽昕, 等. 基于电流突变采样值轨迹特征的快速母线保护[J]. *电网技术*, 2023, 47(4): 1423-1431.  
WANG Xingguo, YU Su, ZHOU Zexin, et al. Bus protection based on trajectory characteristics of current sample value mutation[J]. *Power System Technology*, 2023, 47(4): 1423-1431.

收稿日期: 2024-05-09; 修回日期: 2024-07-17

作者简介:

戴志辉(1980—), 男, 通信作者, 教授, 博士生导师, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: daihuadian@163.com

韩哲宇(2001—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统保护与控制。E-mail: hanzheyv@163.com

(编辑 周金梅)