

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.240671

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

戴志辉¹, 韩哲宇¹, 李杭泽²

(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: 当海上风电交流送出线路发生不对称故障时, 因线路两侧换流器均采用负序抑制控制策略, 负序网络中电容电流影响不可忽略, 传统纵联差动保护可靠性降低。为此, 首先阐述了海上风电柔直送出系统结构, 并通过送出线路两侧电力电子设备控制策略分析其故障特征。其次, 考虑电容电流分析纵差保护适应性和固有频率差动保护盲区问题。在此基础上, 利用海上模块化多电平换流器侧母线负序电压及线路两侧电流正序分量之和构造出表征位置的变量 λ , 并利用 λ 构造保护辅助判据。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, 所提方法可靠性高、动作速度快, 能耐受 20 dB 噪声和 100 Ω 过渡电阻。

关键词: 海上风电; 交流送出线路; 纵联保护; 固有频率; 负序电压

A novel pilot protection for AC transmission lines of VSC-HVDC connected offshore wind farms based on natural frequency

DAI Zhihui¹, HAN Zheyu¹, LI Hangze²

(1. State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Resources, North China

Electric Power University, Baoding 071003, China; 2. Chengxi Power Supply Branch,

State Grid Tianjin Electric Power Company, Tianjin 300110, China)

Abstract: When asymmetric faults occur in the AC transmission lines of offshore wind networks, the reliability of traditional differential protection is reduced because of the effect of capacitive current in the negative sequence network, as the converters on both sides of the line adopt negative sequence suppression control strategies. To address this issue, this paper first outlines the structure of the offshore wind power transmission system and analyzes the fault characteristics through the control strategies of power electronic equipment on both sides of the transmission line. Considering capacitive current, the adaptability of longitudinal differential protection and the blind area of natural frequency differential protection are then evaluated. On this basis, using the negative sequence voltage of the offshore MMC busbar and the sum of the positive sequence currents on both sides of the line, a location-indicating variable λ is constructed and is further used to construct an auxiliary protection criterion. Finally, an offshore wind power system model is built in PSCAD/EMTDC to analyze and verify the effectiveness of the proposed protection scheme. The results show that the proposed method exhibits high reliability, fast response, and can tolerate 20 dB noise and 100 Ω fault resistance.

This work is supported by the Natural Science Foundation of Hebei Province (No. E2024502043).

Key words: offshore wind power; AC transmission line; pilot protection; natural frequency; negative sequence voltage

0 引言

为加快能源转型实现“双碳”目标, 海上风电

装机容量逐年上升^[1]。截至 2022 年底, 全球海上风电装机容量达 64.3 MW。2023 年 6 月召开的第八届全球海上风电大会指出: 近些年来, 我国作为全球能源消费的主要国家, 在海上风电领域取得了显著的进步, 海上风电年新增并网装机容量已占全球总

基金项目: 河北省自然科学基金项目资助(E2024502043)

量的一半以上。这标志着我国海上风电已逐渐呈现向大型化、深远海发展态势。

海上风电交流送出线路纵联差动保护性能受海上模块化多电平换流器(modular multilevel converter, MMC)和风电场侧换流器控制策略影响^[2-3]。实际工程中,为限制系统故障电流大小,风电场与海上换流站常采用负序抑制策略,这使得交流线路故障电流呈幅值受限、相角受控的特征,降低了现有纵联保护的性能。此外,线路分布电容电流也是制约现有纵联差动保护性能的主要因素。海底电缆作为两侧系统连接的重要枢纽,其对地分布电容远大于相同长度的架空线路。伴随输电距离的增长,线路分布电容电流增大,为风电场提供了负序流通回路^[4]。这使得故障分析计算误差增大,进一步影响传统纵联保护动作性能。

针对传统纵联保护适应性下降的问题,现有解决方法通常分为两类:1)对电容电流进行补偿;2)对纵联保护方案进行改进。电容电流补偿方面,传统半补偿方法易受故障位置影响,补偿不精确,灵敏度低^[5];文献[6]采用1/4补偿法,近故障距离处采用快速保护,远故障距离处采用1/4补偿,有效避免了区外故障时保护误动的问题;但稳态补偿法不能补偿暂态电容电流,仍会影响差动保护性能。为此,文献[7]提出基于时域补偿的差动保护方法,但所需时间窗较长且受补偿参数计算误差影响大。此外,补偿电容电流在物理上实现困难,难以对海底输电电缆进行无功补偿^[8]。

改进纵联保护方案方面,行波类纵联保护技术可以描述线路上的波过程,阐述分布电容电流的产生不受电容电流的影响。文献[9]对比了电流差动保护和行波差动保护的区别,认为两种保护最本质的区别为是否考虑行波传输时延和波阻抗;文献[10]分析行波差动保护忽略了分布电阻参数,易产生区外故障误动的问题;而贝瑞隆模型考虑线路损耗使线路模型更精确,文献[11]提出一种基于贝瑞隆模型的电流差动保护,利用测量值和计算值差异区分区内、外故障,但线路首末端故障易引起非故障相保护误动;文献[12]利用3个参考点的贝瑞隆差流幅值计算故障点电流,但其计算复杂、保护时间窗较长。此外,上述行波保护均存在波头提取困难、依赖线路参数准确性及对时间同步要求高的问题。为此,文献[13]提出基于固有频率的纵联保护方案,其利用固有频率二次频率作为辅助判据,但只能用于母线折反射关系较强的情况,且存在二次频率频谱混叠问题;文献[14]利用VSC-HVDC系统故障位置与固有频率主频特征构造辅助判据,但应用场

景单一,仅在VSC-HVDC线路两端并联大电容时成立。

为此,提出一种适用于海上风电接入柔直系统的交流送出线路的纵联保护方案。充分考虑了交流线路两侧换流器负序控制策略及负序网络分布电容特性。其次,分析了传统纵差保护在不同故障下的适应性。随后,利用线路两侧电流正序分量之和及MMC侧母线负序电压,构造出表征位置的变量 λ 。基于固有频率主频和 λ 分布特点,利用线路两侧固有频率主频差构造主判据,利用 λ 构造辅助判据,克服了传统固有频率纵联保护存在保护盲区的问题。最后,利用PSCAD/EMTDC搭建海上风电柔直送出系统模型,仿真验证了所提方法的有效性。

1 海上风电柔直送出系统拓扑

现有风力发电机分为双馈风机和永磁直驱风机两类。永磁直驱风机通过电力电子设备并网,凭借其结构简单、低压穿越能力强、耐噪声和故障率低^[15]的特点,在海上风力发电系统得到了广泛应用。同时,海上风电柔直送出系统中,交流送出线路另一侧连接海上MMC换流站。因此,送出线路两侧均为电力电子设备,需结合系统拓扑和两侧换流器控制策略对送出线路故障特性展开分析。

1.1 海上风电系统的基本结构

海上风电系统结构如图1所示,风电场经35 kV集电线路接入35 kV/220 kV交流升压变压器,后通过220 kV交流送出线路接入柔直海上换流站的联结变压器,最后通过直流电缆送出到陆上系统。本文主要针对220 kV送出线路进行分析。

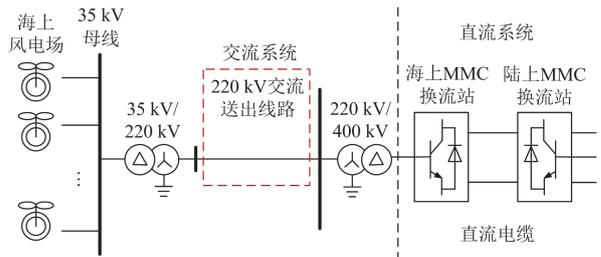


图1 海上风电柔直送出系统

Fig. 1 Offshore wind power flexible DC transmission system

1.2 风电场控制及故障电流特性

风电场控制策略如图2所示。其中,机侧换流器保证电能质量良好,控制电压和频率的稳定,一般采用双闭环控制;网侧换流器主要保证满足并网条件,并控制并网功率因数,采用定电压矢量控制。

图2中: ω_1^* 、 ω_1 分别为风机转速参考值和实际值; ψ_f 为永磁同步电机永磁体的磁链; i_{d}^* 、 i_{q}^* 和

i_{d0} 、 i_{dq} 分别为风电场机侧 d 、 q 轴参考电流和实际电流； e_d 为电网电压 d 轴分量； i_d^* 、 i_q^* 和 i_d 、 i_q 分别为风机网侧 d 、 q 轴参考电流和实际电流值； L_d 、 L_q 为交流滤波电感 d 、 q 轴分量； ω 为工频角频率。

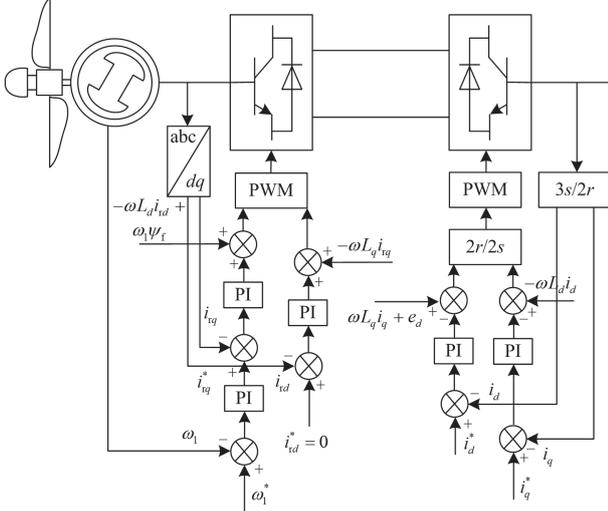


图2 风电场控制策略图

Fig. 2 Control strategy diagram of wind farm

当交流送出线路发生故障时, 为避免换流器电流通限, 风电场切换到负序抑制控制策略, 将负序电流抑制为 0。故障后风电场侧电流如式(1)所示^[16]。

$$i_{w\varphi} = i_d^* \cos(\omega t + \theta_\varphi) - i_q^* \sin(\omega t + \theta_\varphi) + (i_{d0} - i_d^*) \frac{e^{-\xi\omega_n t} \sin(\omega_f t + \beta)}{\sqrt{1 - \xi^2}} \cos(\omega t + \theta_\varphi) + i_q^* \frac{e^{-\xi\omega_n t} \sin(\omega_f t + \beta)}{\sqrt{1 - \xi^2}} \sin(\omega t + \theta_\varphi) \quad (1)$$

式中: $i_{w\varphi}$ 为风电场提供的短路电流; φ 为相别, $\varphi = a$ 、 b 、 c ; θ_φ 为故障初始电流相位; i_{d0} 为故障前 d 轴电流; ξ 为二阶系统阻尼比; ω_n 为二阶系统自然振荡角频率; ω_f 为阻尼振荡频率; β 为阻尼角。

由式(1)可知, 风电场故障稳态时, 短路电流主要由参考电流 i_d^* 、 i_q^* 控制的工频量组成, 而 i_d^* 、 i_q^* 一般取 0~1 p.u.。因此, 风电场侧短路电流幅值小, 呈受控电流源特性, 且故障后输出负序电流为 0, 可近似认为负序网络中风电场处开路。

1.3 海上换流站控制及故障电流特性

正常运行时, MMC 换流站为定电压和电流双闭环控制。故障时正序电流环采用电压-频率控制, 其正序网络可等效为受控电压源; 负序电流环采用负序抑制或注入负序电流策略, 当采用负序抑制策略时, 负序网络中海上换流站处近似开路。同时,

送出线路两侧故障电流幅值和相位存在差异, 相较于风电场侧换流器, MMC 侧换流器 PI 参数大、滤波器阻抗参数小。因此, 海上换流站侧故障电流幅值通常大于风电场侧^[17]。

2 计及电缆电容的纵联保护适应性分析

纵联差动保护是目前海上风电送出线路最常用的保护。但送出线路两侧电力电子设备控制策略会改变线路故障电流特性, 增大保护误动或拒动风险。同时, 海底电缆单位长度对地电容的大小是相同电压等级架空线路的十几倍^[18], 故障后产生的电容电流较大。因此, 对地电容为线路两侧负序电流提供流通回路。如图 3 所示, 在送出线路上距 MMC 侧母线 3 km 处设置 A 相接地故障, 比较有无电容时的故障电流。

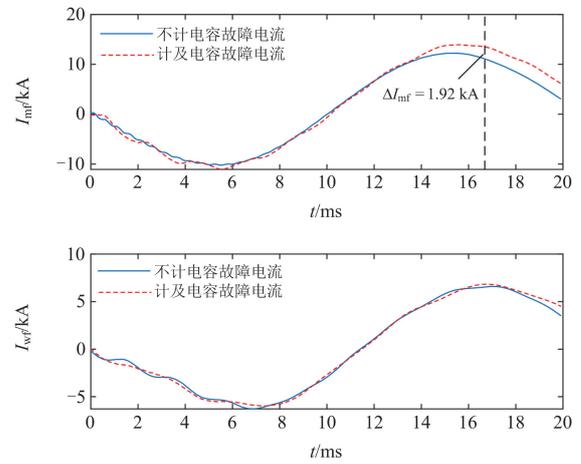


图3 有无电容时送出线路两侧故障电流大小比较
Fig. 3 Comparison of fault currents on both sides of the transmission line with or without capacitance

图 3 中, I_{mf} 、 I_{wf} 分别为 MMC 侧和风电场侧故障电流; ΔI_{mf} 为线路两侧电流差值。在距 MMC 侧母线 3 km 处设置 A 相接地故障, I_{mf} 受电容影响较大, ΔI_{mf} 最大可达到 1.92 kA, 电容电流影响不可忽略。

为此, 考虑电容电流影响, 在不同故障类型下构造复合序网, 对纵联差动保护适应性展开分析。

2.1 单相接地故障

当交流侧送出线路发生 A 相接地故障时, 构造故障复合序网图, 如图 4 所示。

图 4 中: 上标(1)、(2)、(0)分别为正、负、零序分量; \dot{U} 为故障点电压; \dot{E}_M 为海上换流站侧电压; \dot{I}_w 与 \dot{I}_M 分别为风电机组与海上换流站提供的短路电流; $\Delta \dot{I}_w$ 与 $\Delta \dot{I}_M$ 分别为两侧流过负序网络的电容

电流； Z_w 与 Z_M 分别为风电机组与海上换流站阻抗； Z_{L1} 与 Z_{L2} 分别为故障点到风电场侧母线和 MMC 侧母线阻抗； Z_{C1} 、 Z_{C2} 分别为故障点到风电场侧母线和 MMC 侧母线的对地电容阻抗。

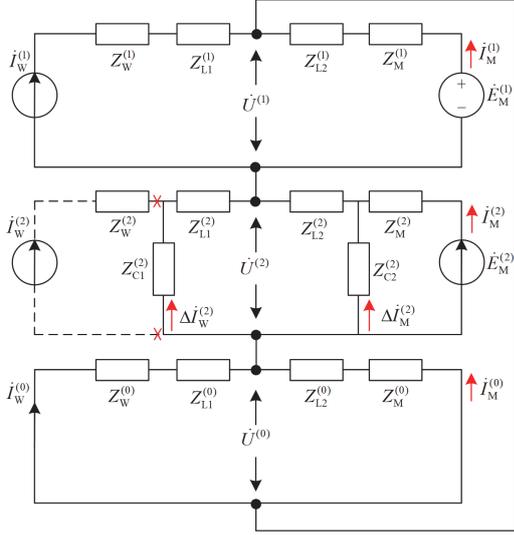


图 4 单相接地故障复合序网

Fig. 4 Single-phase grounded fault composite sequence network

如图 4 所示，对于正序和零序网络，送出线路长度较短，对地电容阻抗远大于电源等效阻抗。因此，两侧电源提供的故障电流远大于电容电流。为简化计算，本文忽略正、零序网络中对地电容的影响。而负序网络中线路两侧换流器采用负序抑制策略，两侧电源近似开路，因此两侧换流器提供的负序电流远小于故障后的电容电流，负序网络将主要受电容电流影响。

根据图 4 列写短路电流方程如式(2)所示。

$$\begin{cases} \dot{I}_M = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_W = \dot{I}_W^{(1)} + \dot{I}_W^{(0)} \end{cases} \quad (2)$$

根据基尔霍夫电流定律约束及三序网络的串联关系可得式(3)。

$$\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} = \dot{I}_M^{(2)} + \Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)} = \dot{I}_M^{(0)} + \dot{I}_W^{(0)} \quad (3)$$

此时，式(2)可进一步改写为

$$\begin{cases} \dot{I}_M = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_W = 2(\dot{I}_M^{(2)} + \Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)}) - \dot{I}_M^{(1)} - \dot{I}_M^{(0)} \end{cases} \quad (4)$$

传统比率式差动保护的判据如式(5)所示。

$$\begin{cases} I_d = |\dot{I}_M + \dot{I}_W| > I_{op} \\ I_d > k_{set} I_r = k_{set} |\dot{I}_W - \dot{I}_M| \end{cases} \quad (5)$$

式中： I_d 与 I_r 分别为差动电流和制动电流； I_{op} 为最小动作门槛值； k_{set} 为制动系数，取 0.6~0.8。

负序网络中对地容性电流之和 \dot{I}_C 表示为

$$\dot{I}_C = 2(\Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)}) \quad (6)$$

则差动电流、制动电流改写为

$$\begin{cases} I_d = |3\dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_C| \\ I_r = |\dot{I}_M^{(2)} - 2\dot{I}_M^{(1)} - 2\dot{I}_M^{(0)} + \dot{I}_C| = \\ \left| \dot{I}_M^{(2)} - 2\dot{I}_M^{(1)} - \frac{2 \times \left(\frac{\dot{I}_C}{2} + \dot{I}_M^{(2)} \right) \times Z_W^{(0)} + Z_{L1}^{(0)}}{Z_W^{(0)} + Z_M^{(0)} + Z_L^{(0)}} + \dot{I}_C \right| = \\ \left| -2\dot{I}_M^{(1)} + \frac{(Z_M^{(0)} - Z_W^{(0)}) + (Z_{L2}^{(0)} - Z_{L1}^{(0)})}{Z_W^{(0)} + Z_M^{(0)} + Z_L^{(0)}} \times \dot{I}_M^{(2)} + \frac{Z_M^{(0)} + Z_{L2}^{(0)}}{Z_W^{(0)} + Z_M^{(0)} + Z_L^{(0)}} \times \dot{I}_C \right| \\ \left| -2\dot{I}_M^{(1)} + q \times \dot{I}_M^{(2)} + p \times \dot{I}_C \right| \end{cases} \quad (7)$$

式中： p 取值范围为(0,1)； q 取值为(-1,1)。

若海上换流站采取负序电流抑制策略，即

$\dot{I}_M^{(2)} \approx 0$ ，此时差动电流与制动电流比值 k 可表示为

$$k = \frac{I_d}{I_r} \approx \left| \frac{\dot{I}_C}{p\dot{I}_C - 2\dot{I}_M^{(1)}} \right| \quad (8)$$

海上换流站侧提供的故障电流幅值、相位与时间衰减常数、角频率以及电容、电感参数有关。由 1.3 节分析可知，MMC 换流站 PI 参数大、滤波器阻抗参数小^[19]，可能出现 $I_M^{(1)}$ 幅值较大导致差动保护拒动的情形，其原理如图 5 所示。

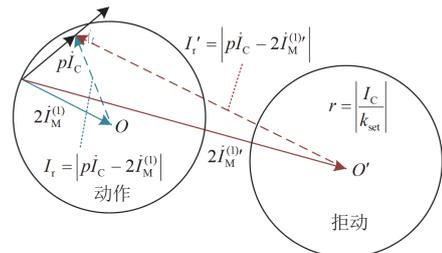


图 5 差动保护适应性分析

Fig. 5 Adaptability analysis of differential protection

当故障点靠近 MMC 侧母线时，MMC 换流站提供正序电流 $I_M^{(1)}$ 远大于故障电容电流，且与其成一定相角差， $|p\dot{I}_C - 2\dot{I}_M^{(1)}| \gg |\dot{I}_C|$ ，即差动电流与制动电流比值 k 会小于整定值而使差动保护拒动。

2.2 相间故障

当送出线路发生 BC 相间故障时，以 A 相为特殊相构造故障复合序网图如图 6 所示。

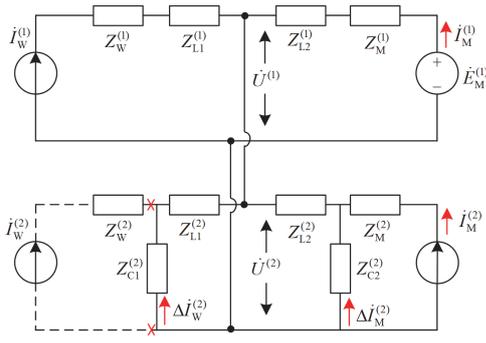


图 6 相间故障复合序网

Fig. 6 Interphase fault composite sequence network

根据图 6 列写短路电流方程, 如式(9)所示。

$$\begin{cases} \dot{I}_M = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} \\ \dot{I}_W = \dot{I}_W^{(1)} \\ \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} = -(\dot{I}_M^{(2)} + \Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)}) \end{cases} \quad (9)$$

此时差动电流与制动电流改写为

$$\begin{cases} I_d = |\dot{I}_M + \dot{I}_W| = |\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_W^{(1)}| = \left| -\frac{\dot{I}_C}{2} \right| \\ I_r = |\dot{I}_W - \dot{I}_M| = |\dot{I}_W^{(1)} - \dot{I}_M^{(1)} - \dot{I}_M^{(2)}| = \left| 2\dot{I}_W^{(1)} + \frac{\dot{I}_C}{2} \right| \end{cases} \quad (10)$$

由式(10)可知, 受对地电容影响, 差动保护制动电流为对地电容电流的一半而非零值。同时, 由 1.2 节可知, 风电场侧故障电流正序分量受限。因此, 两侧电流比值 k 接近 1, 大于整定值。对于相间故障, 比率式差动保护具有一定适应能力。

2.3 两相接地故障

当送出线路发生 BC 两相接地故障时, 以 A 相为特殊相构造故障复合序网如图 7 所示。

根据复合序网列写短路电流方程如式(11)所示。

$$\begin{cases} \dot{I}_M = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_M^{(0)} \\ \dot{I}_W = \dot{I}_W^{(1)} + \dot{I}_W^{(0)} \\ \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} = -(\dot{I}_M^{(2)} + \Delta \dot{I}_W^{(2)} + \Delta \dot{I}_M^{(2)} + \dot{I}_W^{(0)} + \dot{I}_M^{(0)}) \end{cases} \quad (11)$$

此时, 差动电流与制动电流改写为式(12)。

$$\begin{cases} I_d = |\dot{I}_M + \dot{I}_W| = \left| -\frac{\dot{I}_C}{2} \right| \\ I_r = |\dot{I}_W - \dot{I}_M| = \left| -2\dot{I}_M^{(1)} - 2\dot{I}_M^{(2)} - 2\dot{I}_M^{(0)} - \frac{\dot{I}_C}{2} \right| = \left| -2\dot{I}_M - \frac{\dot{I}_C}{2} \right| \end{cases} \quad (12)$$

两相接地故障对差动保护的适应性分析过程同上, 在此不做赘述。

综上, 受换流器控制策略影响, 送出线路故障电流幅值受限, 相角产生偏移。当线路两侧换流器

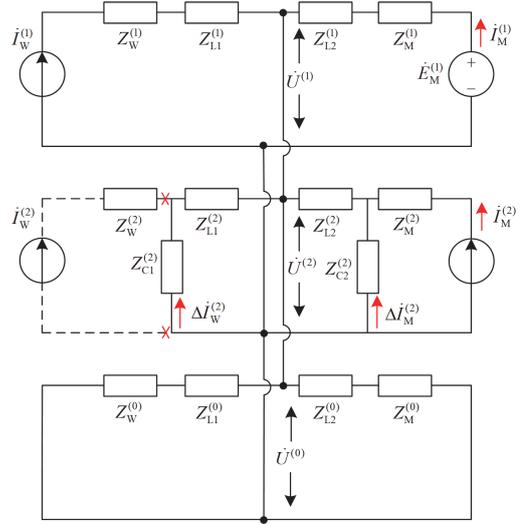


图 7 两相接地故障复合序网

Fig. 7 Two-phase grounding fault composite sequence network

均采用负序抑制策略时, 受对地电容电流影响, 差动电流与制动电流比值减小, 保护拒动可能性增加。其中, 单相故障时, 制动电流为 MMC 侧电流与 p 倍电容电流数值之和, 制动电流大, 拒动风险最大; 而两相短路和两相接地短路为风电场侧或 MMC 侧电流与电容电流数值差, 仍有一定的适应能力。

3 基于固有频率的纵联保护优化原理

3.1 折反射形成的固有频率特性

由于海底电缆分布电容大及线路边界波阻抗不连续的特点, 送出线路发生故障后, 故障行波在故障点与线路边界间发生连续折反射, 形成一系列特定频次的信号, 称为固有频率。行波折反射路径如图 8 所示。其中, 除工频外幅值最大频次为主频率, 大小与线路边界和故障位置有关。固有频率主频率受两端换流站控制策略影响较小, 有利于海上风电交流送出线路构建保护。

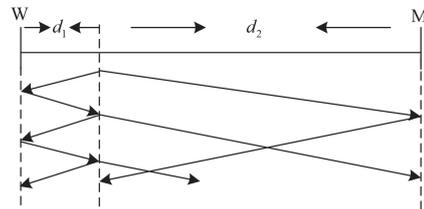


图 8 行波折反射路径

Fig. 8 Traveling wave refraction reflection path

图 8 中: 测点 W、M 分别表示风机侧和 MMC 侧测点; d_1 为故障点到风机侧母线的距离; d_2 为故障点到 MMC 侧母线距离。故障距离越近, 行波折反射过程越剧烈。因此, 主频率 f 与故障位置 d 呈

反比关系, 具体表达式如式(13)^[20]所示。

$$f_w = \frac{(\theta_1 + \theta_2 + 2n\pi)v}{4\pi d_1}, n = 0, \pm 1, \pm 2 \dots \quad (13)$$

式中: f_w 为风机侧测得的主频率; θ_1 与 θ_2 为故障线路两端系统的反射角; v 为故障行波波速; n 为保证结果为正值的最小整数。

由式(13)可得, 随着 d_1 增加, 测点 W 处固有频率主频率逐渐减小, 测点 M 处主频率逐渐增大。当系统对称时, 若故障点位于线路中点, 两测点主频率近似相等。当发生区外故障时, 流过线路 W-M 的电流为穿越电流, W、M 处测点主频率近似相等。如图 9 所示, 两侧主频差绝对值 Δf 在发生区内故障时呈现先减后增的趋势(正 U 型关系), 在发生区外故障时 Δf 约为 0。

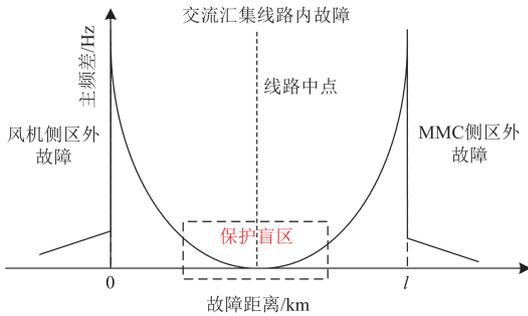


图 9 主频差特性曲线

Fig. 9 Characteristic curve of main frequency difference

固有频率纵联保护存在盲区, 当系统两侧阻抗对称时, 保护盲区位于中点位置; 当两侧系统阻抗在 $(0, +\infty)\Omega$ 变化时, 保护盲区仅可能分布在线路 $1/3L \sim 2/3L$ ^[13] 处。利用固有频率主频率无法区分盲区和区外故障, 需进一步构造辅助判据。

3.2 λ 变化特性

由第 2 节不对称故障复合序网分析可知, 系统发生单相接地故障时, 若计及电缆电容影响, 海上换流站出口侧负序电压 $\dot{U}_M^{(2)}$ 可写为

$$\dot{U}_M^{(2)} = 0 - \Delta \dot{I}_M^{(2)} \times Z_{C2}^{(2)} \quad (14)$$

当海上换流站采取负序电流抑制策略时, 式(14)进一步改写为

$$\dot{U}_M^{(2)} = (\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}) \times \frac{Z_{L1}^{(2)} + Z_{C1}^{(2)}}{Z_L^{(2)} + Z_{C1}^{(2)} + Z_{C2}^{(2)}} \times Z_{C2}^{(2)} \quad (15)$$

设海底交流电缆各单位长度阻抗参数和对地电容单位长度阻抗参数分别为 z_1 与 z_c , 两侧电流正序分量之和 $\dot{I}_D = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}$ 。由式(15)变换得到

$$\dot{U}_M^{(2)} \approx \dot{I}_D \times \frac{(z_1^{(2)} + z_c^{(2)})(l - d_1)}{(z_1^{(2)} + z_c^{(2)})l} \times z_c^{(2)} d_1 = \dot{I}_D z_c^{(2)} \times \frac{d_1(l - d_1)}{l} \quad (16)$$

将式(16)整理得到

$$\lambda = \frac{\dot{U}_M^{(2)}}{\dot{I}_D z_c^{(2)} l} = \frac{d_2(l - d_2)}{l^2} \quad (17)$$

式中: l 为海底交流送出线路总长度; λ 为表征故障位置的特征量。

由式(17)可得: 当发生区内故障时, λ 随着故障距离的增加呈现先增大后减小的趋势(倒 U 型关系), 线路中点故障时 λ 出现极值为 0.25; 当发生区外故障时, 由于流过交流线路的电流为穿越电流, I_D 值较小, λ 值较大; 但当故障位置越过换流器时, 在换流站负序电流抑制策略的作用下, 负序电流无法跨越换流站流向保护测点, 此时负序电压将维持较小值, λ 值也相应较小。综上, λ 特性曲线如图 10 所示。

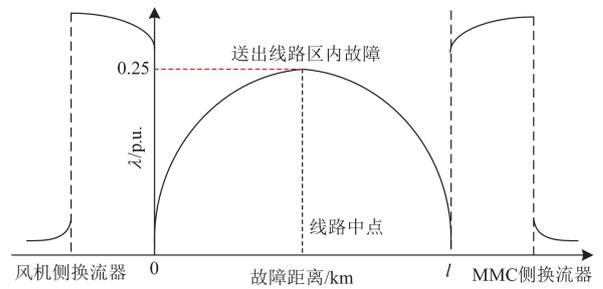


图 10 λ 特性曲线图

Fig. 10 Characteristic curve of λ

当交流送出线路发生 BC 相间故障时, 负序电压表示为

$$\dot{U}_M^{(2)} = -(\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)}) \times \frac{Z_{L1}^{(2)} + Z_{C1}^{(2)}}{Z_L^{(2)} + Z_{C1}^{(2)} + Z_{C2}^{(2)}} \times Z_{C2}^{(2)} \quad (18)$$

当送出线路发生 BC 两相接地故障时, 负序电压表示为

$$\dot{U}_M^{(2)} = -(\dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} + \dot{I}_W^{(0)}) \times \frac{(Z_{L1}^{(2)} + Z_{C1}^{(2)}) \times Z_{C2}^{(2)}}{Z_L^{(2)} + Z_{C1}^{(2)} + Z_{C2}^{(2)}} \quad (19)$$

此时, $\dot{I}_D = \dot{I}_M^{(1)} + \dot{I}_W^{(1)} + \dot{I}_M^{(0)} + \dot{I}_W^{(0)}$ 。

两相或两相接地故障时分析过程同单相接地故障类似, 可通过对 λ 取模值处理来构造保护判据, 以反映所有故障类型。

3.3 基于固有频率的纵联保护方案

由 3.1 节分析可知, 当送出线路发生区内故障时, 两侧测点主频差的绝对值呈现先减小后增大的趋势; 当送出线路发生区外故障时, 在线路两侧保护测点均测得故障行波的折射分量, 忽略线路衰减作用, 两者的主频率差值近似为 0。根据这一特点构造保护主判据如式(20)所示。

$$\Delta f = |f_w - f_M| \geq \Delta f_{set} \quad (20)$$

式中: Δf 为线路两侧固有频率主频差的绝对值; f_w 、 f_M 分别为风电场侧和海上换流站侧固有频率主频率; Δf_{set} 为动作门槛, 考虑系统两侧边界参数不同、线路衰减影响、频率提取误差和一定裕度等因素, 取 100 Hz。

仅根据主频差无法区分盲区与区外故障, 因此, 需构造辅助判据解决上述问题。由 3.2 节分析可知, 当发生区内故障时, λ 随着故障距离增加呈先增后减的趋势, 在线路中点时呈极大值; 当发生区外故障时, λ 值远大于线路中点故障下 λ 值或维持较小值。因此, 可根据 λ 的特点构造辅助判据。

由式(17)可得线路中点故障时 λ 值为

$$\lambda = \left| \frac{\dot{U}_M^{(2)}}{\dot{I}_D z_c^{(2)} l} \right| = \frac{l \left(l - \frac{l}{2} \right)}{l^2} = 0.25 \quad (21)$$

考虑系统参数不对称, 固有频率盲区仅可能分布在线路 $1/3L \sim 2/3L$ 处。盲区内最小 λ 值为

$$\lambda = \left| \frac{\dot{U}_M^{(2)}}{\dot{I}_D z_c^{(2)} l} \right| = \frac{l \left(l - \frac{l}{3} \right)}{l^2} \approx 0.222 \quad (22)$$

因此, 可根据 λ 大小设置辅助保护判据为

$$\lambda_{set1} < \lambda < \lambda_{set2} \quad (23)$$

为保证辅助判据在盲区故障时可靠动作, 要求 $\lambda \in (0.22, 0.25)$ 。考虑一定裕度, 本文取 λ_{set1} 为 0.20, λ_{set2} 为 0.27。

3.4 选相元件及保护实现

3.4.1 选相元件

由于 MMC 侧负序阻抗与正序阻抗差异较大, 采用传统序分量选相元件会导致误判。因此, 利用 1/4 周期故障电压暂态量的波形相关性系数构造选相判据。其中相关系数 ρ_{xy} 通过式(24)求得。

$$\rho_{xy} = \frac{\sum_{n=1}^N \Delta u'_x(n) \Delta u'_y(n)}{\sqrt{\sum_{n=1}^N \Delta u'_x{}^2(n)} \sqrt{\sum_{n=1}^N \Delta u'_y{}^2(n)}} \quad (24)$$

式中: x, y 为相别, 且 x 不同于 y ; $\Delta u'$ 为故障电压暂态量。当送出线路发生 A 相接地故障时, B、C 相暂态电压波形相似, 与 A 相波形反相, 因此, $\rho_{bc} \approx 1$, $\rho_{ca} \approx \rho_{ab} \approx -1$ 。当发生 BC 两相故障时, B、C 相暂态电压波形相反, 且 A 相波形接近 0, 此时, $\rho_{bc} \approx -1$, $\rho_{ca} \approx \rho_{ab} \approx 0$ 。当发生 BC 两相接地故障时, BC 两相电压基本反相, 与 A 相波形相关性不大, 且 $\rho_{bc} < -0.5 < \rho_{ca} \approx \rho_{ab}$ [21]。综上, 选

相元件判据如式(25)所示。

$$\begin{cases} \rho_{bc} \approx 1, \rho_{ca} \approx \rho_{ab} \approx -1 & \text{A相接地故障} \\ \rho_{bc} \approx -1, \rho_{ca} \approx \rho_{ab} \approx 0 & \text{BC两相故障} \\ \rho_{bc} < -0.5 < \rho_{ca} \approx \rho_{ab} & \text{BC两相接地故障} \end{cases} \quad (25)$$

3.4.2 特征量提取

固有频率主频率方面, 为消除线路各相之间的耦合作用, 通过式(26)计算电流(电压)模量实现解耦, 最终求取电流(电压)的频率特性。

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_0 \\ \dot{i}_\beta \\ \dot{i}_\alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/3 & 1/3 & 1/3 \\ 0 & 1/2 & -1/2 \\ 1/3 & -1/6 & -1/6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_a \\ \dot{i}_b \\ \dot{i}_c \end{bmatrix} \quad (26)$$

式中: \dot{i}_0 、 \dot{i}_α 、 \dot{i}_β 分别为 0 模、 α 模与 β 模电流分量; \dot{i}_a 、 \dot{i}_b 、 \dot{i}_c 为三相电流。两相或两相接地短路时用 β 模分量提取特征量受干扰小, 当发生单相接地短路时用 α 模分量分析频谱更清晰 [22]。

频率提取算法主要有傅里叶变换、多信号分类算法(multiple signal classification, MUSIC)和小波变换等, 其中通过 MUSIC 算法提取故障行波频谱更加准确。因此, 采用 MUSIC 算法, 利用故障后 1/4 周期电流暂态量求取主频率。

本文采用故障后 1/2 周期数据窗计算负序电压工频分量和两侧电流正序工频分量之和, 通过式(17)求解 λ 。

3.4.3 保护方案流程

故障后保护通过式(25)进行故障选相, 并利用电流暂态量提取固有频率主频率。通过式(20)判断故障, 不满足则求解 λ 。最后通过式(23)判断故障。综上, 保护整体流程如图 11 所示。

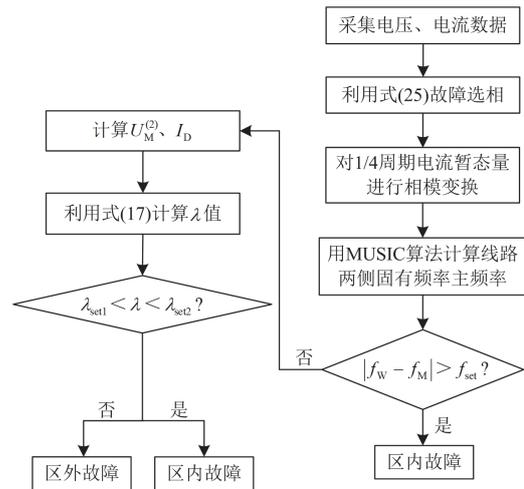


图 11 基于固有频率纵联保护优化方案流程

Fig. 11 Optimization scheme flow of pilot protection based on natural frequency

4 仿真验证

为验证所提保护方案, 利用 PSCAD/EMTDC 搭建图 1 所示的仿真模型, 其主要参数如表 1 所示。仿真中设置 5 个故障点 $f_1 \sim f_5$ 如图 12 所示, 分别为海上换流站右侧(M 侧)区外故障、距 M 侧 10%线路全长处、线路中点、距 W 侧 10%线路全长处与风电场右侧(W 侧)区外故障。考虑风机完全启动时间, 故障时刻设置在 $t = 6.0\text{ s}$, 故障持续时间为 0.05 s , 保护采样频率为 10 kHz 。

表 1 海上风电柔直送出系统仿真模型参数

Table 1 Offshore wind power flexible DC transmission system model parameters

类型	参数名称	数值
永磁直驱风机	单机额定容量/MW	5
	额定电压/kV	0.69
	额定频率/Hz	50
	风机数/台	90
海上柔直换流器	额定电压/kV	± 400
	子模块电容/ μF	2800
	直流电缆长度/km	1200
交流输电线路	正序电阻/ (Ω/m)	5×10^{-5}
	正序感抗/ (Ω/m)	1.2×10^{-4}
	正序容抗/ (Ω/m)	3.71×10^{-4}
	零序电阻/ (Ω/m)	3.63×10^{-4}
	零序感抗/ (Ω/m)	1.323×10^{-3}
	零序容抗/ (Ω/m)	4.784×10^{-3}
	线路长度/km	30

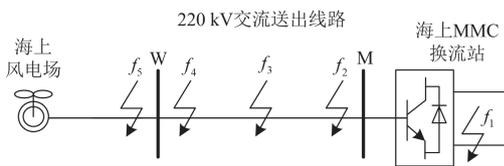


图 12 故障点位置设置

Fig. 12 Fault point location setting

4.1 传统纵联保护适应性分析

由 2.1 节分析可知, 传统纵联保护发生单相接地故障时, 保护拒动可能性较大。图 13 以 A 相接地为例, 分析交流送出线路发生不同过渡电阻故障时传统差动保护动作情况。

设传统保护定值为 0.6 , 当送出线路发生 A 相金属性接地时, k 值逐渐增大, 约在 10 ms 后大于定值保护动作。同时, 随着过渡电阻增大, 保护动作时间变长。当经 $100\ \Omega$ 电阻接地时, 故障后 k 值增大到 0.45 左右时稳定, 保护拒动。因此, 传统纵差保护在高阻接地时会有拒动的风险。

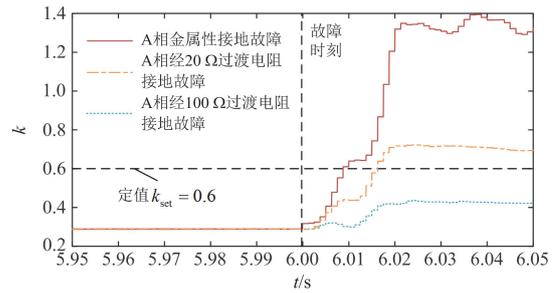


图 13 不同过渡电阻下传统差动保护动作情况

Fig. 13 Operation status of conventional differential protection under different fault resistances

4.2 故障相识别

不同故障类型下选相元件选相结果如表 2 所示。结果表明, 各相电压暂态量波形相关性特征差异明显, 算法能在 5 ms 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

故障位置	故障类型	ρ_{ab}	ρ_{bc}	ρ_{ca}	选相结果
f_3	A-G	-0.995	0.981	-0.993	A-G
	BC	0.132	-0.996	-0.131	BC
	BC-G	-0.203	-0.909	-0.188	BC-G
f_4	A-G	-0.988	0.982	-0.986	A-G
	BC	0.105	-0.958	-0.130	BC
	BC-G	-0.178	-0.915	-0.193	BC-G
f_5	A-G	-0.991	0.995	0.991	A-G
	BC	0.202	-0.996	0.199	BC
	BC-G	-0.180	-0.990	-0.178	BC-G

4.3 区内外故障识别

当 $f_3 \sim f_5$ 发生 A 相金属性故障时, 线路两侧频谱如图 14 所示。当发生区内中点故障和区外故障时, 固有频率主频差较小, 差值均在 100 Hz 以内, 而当发生区外故障时主频差明显增大。区内中点处主频差较大为 94.2 Hz 而非 0 Hz , 是因为保护盲区可能位于线路 $1/3L \sim 2/3L$ 处。此外, 如图 14(a)所示, 当发生区外故障时, 风电场侧二次频率发生混叠, 如文献[13]所述利用二次频率作为保护辅助判据可能无法正确动作。

如附录 A 表 A1 所示, 以 A 相金属性短路为例, 验证所提方案的正确性。其中, 判据结果 1 代表成立, 0 代表不成立, 保护动作条件为主判据或辅助判据输出 1。当发生区内故障时, 两侧主频差大于 800 Hz , 保护迅速动作; 当发生线路中点和区外故障时, 主频差小于 100 Hz , 进入辅助判据环节。由附录 A 表 A1 可得, 当区内中点发生故障时, λ 值为 0.247 , 保护动作; 当区外 f_5 处发生故障时, I_D 较小, λ 值较大为 2.258 ; 当区外 f_1 处发生故障时, 由于故

障位置越过换流站, 负序电压约为 0, λ 值较小为 0.179, 均不满足判据。

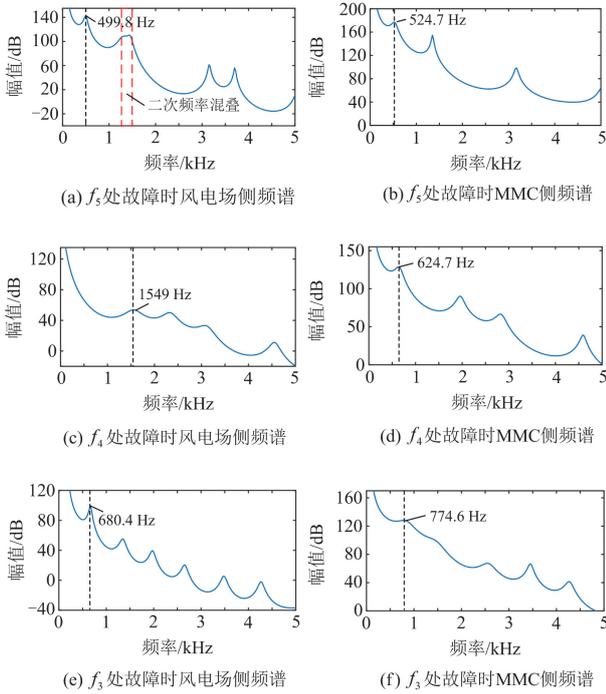


图 14 不同故障位置下送出线路两侧频谱

Fig. 14 Spectra of two sides of the transmission line at different fault locations

4.4 不同故障类型保护动作情况

不同故障类型金属性短路保护动作仿真结果如附录 A 表 A2 所示。故障类型不同使得各模量“模混杂”现象不同, 需选取不同的模量。因模量选取差异使得不同故障类型下测得的主频率也不尽相同, 但仍遵循区内中点附近及区外故障频差较小、区内其余位置频差较大的规律, 保护主判据能准确识别区内两侧故障。对于辅助判据, 由式(15)、式(18)和式(19)可知, 故障类型不同选取的 I_D 不同, 但计算出的 λ 值相同, 保护均能正确动作。

4.5 耐过渡电阻能力

不同过渡电阻下 A 相短路保护动作仿真结果如附录 A 表 A3 所示。随着过渡电阻增大, 边界条件改变, 固有频率主频成分呈减小趋势。但区内两侧故障时主频差仍远大于 100 Hz, 保护能迅速正确动作。而传统纵联差动保护会因过渡电阻增大使保护动作时间增长, 甚至使保护拒动。因此, 所提方法在区内两侧故障时速动性与耐高阻能力有明显优势。区外故障时主频差仍远小于 100 Hz, 主判据不会有误动风险。对于辅助判据而言, 区内故障时, 随过渡电阻增加, 负序电压逐渐减小, 但 I_D 也减小, 得到的 λ 值不变。 f_5 处故障时, 随着过渡电阻增大,

I_D 值维持在 0.24 kA 左右, 但 MMC 侧负序电压降低会使 λ 减小。当过渡电阻为 100 Ω 时, λ 为 0.284, 仍大于保护判据上限。综上, 过渡电阻增大时所提保护能可靠动作。

4.6 抗噪声能力

在电流采集过程中, 除互感器采样误差之外, 还会受到噪声干扰。对于 220 kV 交流送出线路, 其遭受的最大噪声一般为 25 dB^[23]。从保护算法本身出发, MUSIC 算法在子空间分解过程中可有效区分信号源和噪声, 而 λ 计算过程中所用量均为工频量, 这意味保护有良好的抗噪声能力。

在不同故障位置下发生 A 相金属性故障时, 对原始数据施加 20 dB 噪声, 线路两侧频谱如图 15 所示。噪声对固有频率主频和频谱分布影响较小, 主要影响幅值大小, 利用主频差仍能识别区内外故障。施加 20 dB 噪声后, 不同位置发生 A 相金属性故障, 保护动作结果如附录 A 表 A4 所示, λ 变化误差均在 0.01 以内, 能有效识别盲区 and 区外故障。综上, 所提保护在 20 dB 噪声干扰下仍能正确动作, 具有较强的抗噪声能力。

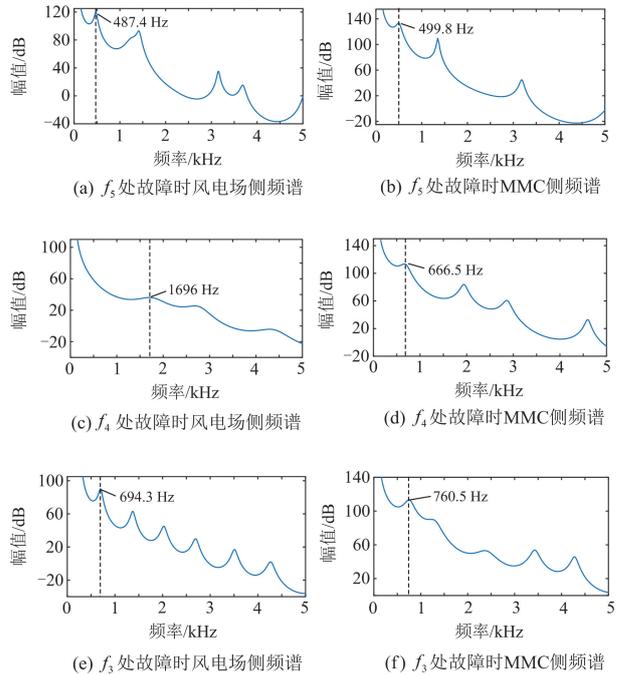


图 15 20 dB 噪声下线路两侧频谱

Fig. 15 Spectra of two sides of the line under 20 dB noise

4.7 与行波差动保护对比

行波差动保护利用正常运行或区外故障时线路两端前(反)行波差为 0、区内故障时行波差动电流较大的特征构造判据, 其考虑了线路分布参数特性

和空间传输不受分布电容电流的影响，但存在波头提取困难和高阻故障时灵敏度不足的问题。同时，行波差动保护需要根据线路参数计算波阻抗和传输时延，因此，其性能依赖于线路参数的准确性。此外，由于前(反)行波计算需要用到电压和电流信息，保护对时间同步要求高，不仅需要双端电流、双端电压时间同步，还需要电流和电压之间同步。

对于所提保护而言，固有频率本质是行波在线路边界连续折反射产生的频域信息，不需提取行波波头且不受电容电流影响。同时，所提保护对两侧电气量信息同步要求较低，仅保证两端电流同步即可。此外，固有频率和 λ 均不会随过渡电阻变化而变化，有效保证了保护在高阻故障下的灵敏度。现将所提保护与行波差动保护进行对比，如表3所示。

5 结论

针对海上风电柔直送出系统中双侧受控的交流送出线路保护进行研究，充分计及分布电容为负序电流提供流通回路的特点。利用MMC侧母线负序电压及线路两侧电流正序分量之和构造出表征位置的变量 λ 。通过研究故障后线路固有频率和 λ 分布特性，提出以固有频率为基础、以 λ 构造辅助判据的纵联保护方案，主要结论如下。

附录 A

表 A1 不同故障位置 A 相金属性接地短路保护动作仿真结果

Table A1 Simulation results of A-phase metallic ground short-circuit protection action at different fault locations

故障位置	f_w/Hz	f_m/Hz	$\Delta f/\text{Hz}$	保护主判据	$ \Delta U^{(2)} /\text{kV}$	I_D/kA	λ	辅助判据
f_1	574.7	549.7	25	0	0.5174	0.26	0.179	0
f_2	649.7	1724	1074.3	1	9.2974	6.09	0.137	0
f_3	680.4	774.6	94.2	0	14.0542	5.12	0.247	1
f_4	1549	649.7	899.3	1	8.7089	5.84	0.134	0
f_5	499.8	524.7	24.9	0	5.7821	0.23	2.258	0

表 A2 不同故障类型金属性短路保护动作仿真结果

Table A2 Simulation results of different fault types of metallic short-circuit protection action

故障类型	故障位置	f_w/Hz	f_m/Hz	$\Delta f/\text{Hz}$	主判据	$ \Delta U^{(2)} /\text{kV}$	I_D/kA	λ	辅助判据
A-G	f_3	680.4	774.6	94.2	0	14.0542	5.12	0.247	1
	f_4	1549	649.7	899.3	1	8.7089	5.84	0.134	0
	f_5	499.8	524.7	24.9	0	5.7821	0.23	2.258	0
BC	f_3	963.9	988.6	24.7	0	17.0637	6.21	0.247	1
	f_4	1063	766.2	299.8	1	10.0464	6.86	0.132	0
	f_5	444.9	494.3	49.4	0	7.1842	0.24	2.689	0
BC-G	f_3	963.9	988.6	24.7	0	13.446	4.93	0.245	1
	f_4	1063	766.2	299.8	1	8.3181	5.61	0.133	0
	f_5	444.9	494.3	49.4	0	5.5808	0.23	2.1793	0

表 3 所提保护与行波差动保护对比

Table 3 Performance comparison of the proposed protection with traveling wave differential protection

	所提保护	行波差动保护
对地电容电流	不受电容电流影响	不受电容电流影响
时间同步要求	双端电流同步	双端电流同步、双端电压同步、电流与电压同步
所需电气量	双端电流、单端电压	双端电压、双端电流、波阻抗、传输时延
采用行波特征	行波折反射频率	前(反)行波
过渡电阻影响	耐过渡电阻	高阻故障时灵敏度低

1) 受换流器控制参数、滤波器阻抗等参数的影响，柔直换流站和风机换流器提供的短路电流幅值、相位差异较大。其中，海上换流站侧故障电流幅值通常大于风电场侧。

2) 当送出线路两侧电力电子设备均采用负序抑制控制策略时，受抑制的负序电流可通过对地的电容支路流通，传统比率式差动保护可能拒动且单相接地故障保护拒动风险最大。

3) 以 λ 构造的辅助判据能有效识别主判据盲区故障，且不受二次频谱混叠影响。仿真结果表明，所提保护方案能有效克服电容电流影响，在保证动作时间的基础上，能更好地适应经 $100\ \Omega$ 过渡电阻故障和施加 $20\ \text{dB}$ 噪声的情况。

表 A3 不同过渡电阻下 A 相接地短路保护动作仿真结果

Table A3 Simulation results of different transition resistances A-phase short-circuit protection action

过渡电阻/ Ω	故障位置	f_w/Hz	f_M/Hz	$\Delta f/\text{Hz}$	主判据	$ \Delta U^{(2)} /\text{kV}$	I_D/kA	λ	辅助判据
1	f_3	549.7	499.8	49.9	0	13.1525	4.79	0.247	1
	f_4	1335	766.2	568.8	1	7.7208	5.62	0.123	0
	f_5	478.8	478.8	0	0	2.6383	0.24	0.987	0
10	f_3	481.2	448.1	33.1	0	8.1413	2.96	0.247	1
	f_4	1483	469.6	1013.4	1	5.5191	3.72	0.133	0
	f_5	495.4	524.7	29.3	0	1.5346	0.25	0.5513	0
100	f_3	395.5	370.7	24.8	0	1.5446	0.56	0.248	1
	f_4	1335	444.9	890.1	1	1.0064	0.74	0.122	0
	f_5	420.2	499.8	79.6	0	0.7282	0.23	0.284	0

表 A4 施加 20 dB 噪声后不同故障位置 A 相金属性接地保护动作仿真结果

Table A4 Simulation results of A-phase metallic grounding protection action at different fault locations after applying 20 dB noise

故障位置	f_w/Hz	f_M/Hz	$\Delta f/\text{Hz}$	保护主判据	$ \Delta U^{(2)} /\text{kV}$	I_D/kA	λ	辅助判据
f_1	567.4	543.2	24.2	0	0.5124	0.26	0.177	0
f_2	636.2	17.8	1101.8	1	9.1857	6.08	0.136	0
f_3	694.3	760.5	66.2	0	14.0342	5.13	0.246	1
f_4	1696	666.5	1029.5	1	8.7637	5.79	0.136	0
f_5	499.8	487.4	12.4	0	5.8529	0.23	2.247	0

参考文献

- [1] 黄永生, 黄玲玲. 大型海上风电场风机微观选址与集电系统联合优化[J]. 电测与仪表, 2023, 60(12): 71-76, 89.
HUANG Yongsheng, HUANG Lingling. Joint optimization of wind turbine micro-location and power collection system in offshore wind farm[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2023, 60(12): 71-76, 89.
- [2] 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.
- [3] 刘云波, 胡书举, 李丰林, 等. 海上风电直流汇集 DC-DC 变换器拓扑与控制策略分析[J]. 电测与仪表, 2023, 60(12): 77-81.
LIU Yunbo, HU Shuju, LI Fenglin, et al. Topology and control strategy analysis of DC/DC converters for offshore wind power DC collection[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2023, 60(12): 77-81.
- [4] 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.
- [5] 孔祥平, 宾子君, 张雅倩, 等. 基于电容电压波动补偿的混合型模块化多电平变换器[J]. 电力工程技术, 2023, 42(5): 214-223.
KONG Xiangping, BIN Zijun, ZHANG Yaqian, et al. A hybrid modular multi-level converter based on capacitor voltage ripple compensation[J]. Electric Power Engineering Technology, 2023, 42(5): 214-223.
- [6] 郭冰, 祝磊, 陈一棕, 等. 适用于带中段并联电抗器的电缆线路的参数识别纵联保护新原理[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(6): 124-130.
GUO Bing, ZHU Lei, CHEN Yizong, et al. Novel pilot protection principle based on parameter identification for a transmission line with a shunt reactor in the middle[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(6): 124-130.
- [7] 吴通华, 郑玉平, 朱晓彤. 基于暂态电容电流补偿的线路差动保护[J]. 电力系统自动化, 2005, 29(12): 61-67.
WU Tonghua, ZHENG Yuping, ZHU Xiaotong. Current differential protection based on transient capacitance current compensation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2005, 29(12): 61-67.
- [8] 戴志辉, 严思齐, 张程, 等. 基于电流特征量相关系数的 UHVDC 线路纵联保护新原理[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(22): 31-38.
DAI Zhihui, YAN Siqu, ZHANG Cheng, et al. A new pilot protection for UHVDC lines based on correlation coefficient of designed current variables[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(22): 31-38.
- [9] 董新洲, 雷傲宇, 汤兰西, 等. 行波特性分析及行波差

- 动保护技术挑战与展望[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(19): 184-191.
- DONG Xinzhou, LEI Aoyu, TANG Lanxi, et al. Analysis of traveling wave characteristics and challenges and prospects of traveling wave differential protection technology[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(19): 184-191.
- [10] 汤兰西, 董新洲. 半波长交流输电线路行波差动电流特性的研究[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(8): 2261-2270.
- TANG Lanxi, DONG Xinzhou. Study on the characteristic of travelling wave differential current on half-wave-length AC transmission lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(8): 2261-2270.
- [11] 肖仕武, 程艳杰, 王亚. 基于贝瑞隆模型的半波长交流输电线路电流差动保护原理[J]. 电网技术, 2011, 35(9): 46-50.
- XIAO Shiwu, CHENG Yanjie, WANG Ya. A Bergeron model based current differential protection principle for UHV half-wavelength AC transmission line[J]. Power System Technology, 2011, 35(9): 46-50.
- [12] 李斌, 郭子焯, 姚斌, 等. 适用于半波长线路的贝瑞隆差动改进算法[J]. 电力系统自动化, 2017, 41(6): 80-85.
- LI Bin, GUO Zixuan, YAO Bin, et al. Bergeron model based current differential protection modified algorithm for half-wavelength transmission line[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(6): 80-85.
- [13] 李小鹏, 何正友, 陈双, 等. 基于电流行波固有频率的输电线路纵联保护方法[J]. 中国电机工程学报, 2013, 33(28): 121-129, 19.
- LI Xiaopeng, HE Zhengyou, CHEN Shuang, et al. A novel pilot protection for transmission lines based on natural frequencies of current[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(28): 121-129, 19.
- [14] 蔡新雷, 宋国兵, 高淑萍, 等. 利用电流固有频率的VSC-HVDC直流输电线路故障定位[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(28): 112-119.
- CAI Xinlei, SONG Guobing, GAO Shuping, et al. A novel fault-location method for VSC-HVDC transmission lines based on natural frequency of current[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(28): 112-119.
- [15] YIN Xiuxing, 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.
- [16] TAO Renfeng, LI Fengting, CHEN Weiwei, et al. Research on the protection coordination of permanent magnet synchronous generator based wind farms with low voltage ride through capability[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(3): 311-319.
- [17] 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送出线路纵联保护[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.
- [18] 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.
- [19] 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): 4775-4788.
- 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): 4775-4788.
- [20] 高杉, 林圣, 何正友. 基于行波固有频率一、二次频差的HVDC输电线路纵联保护方法[J]. 电网技术, 2015, 39(7): 2002-2009.
- GAO Shan, LIN Sheng, HE Zhengyou. A HVDC transmission line pilot protection method based on frequency difference between dominant natural frequency and secondary natural frequency of traveling wave[J]. Power System Technology, 2015, 39(7): 2002-2009.
- [21] 王晨清, 宋国兵, 徐海洋, 等. 适用于风电接入系统的相电压暂态量时域选相新原理[J]. 电网技术, 2015, 39(8): 2320-2326.
- WANG Chenqing, SONG Guobing, XU Haiyang, et al. Novel principle of phase selection for wind power integration based on fault transient voltage in time-domain[J]. Power System Technology, 2015, 39(8): 2320-2326.
- [22] 邬林勇, 何正友, 钱清泉. 一种提取行波自然频率的单端故障测距方法[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(10): 69-75.
- WU Linyong, HE Zhengyou, QIAN Qingquan. A single ended fault location method using traveling wave natural frequency[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(10): 69-75.
- [23] 郑涛, 马家璇, 吕文轩, 等. 基于暂态负序电流积累量比值的海上风电交流汇集线路保护[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(12): 137-144.
- ZHENG Tao, MA Jiaxuan, LÜ Wenxuan, et al. Protection for AC collection line of offshore wind power based on ratio of transient negative-sequence current accumulation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(12): 137-144.

收稿日期: 2024-05-29; 修回日期: 2024-08-25

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 许威)