

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.230598

# 一种适用于深远海全直流风电汇集网络的保护方法

丁华星<sup>1</sup>, 邹贵彬<sup>1</sup>, 王凤莲<sup>1</sup>, 丁宁<sup>2</sup>

(1. 山东大学, 山东 济南 250061; 2. 国网山东超高压公司, 山东 济南 250000)

**摘要:** 随着海上风电向深远海发展, 全直流型风电场由于不存在过电压问题等优点逐渐受到重视。针对全直流海上风电场的汇集线路继电保护问题, 首先分析了直流汇集网络在不同故障类型及不同故障位置下的故障特征, 计算对应故障情况下的故障电流, 并与仿真值进行对比验证。根据故障特征提出一种利用汇集侧暂态电流变化率的单端量故障选线方案, 利用区内外故障的故障暂态电流变化率极性和幅值差异, 可在换流器过流闭锁前快速识别故障类型、故障线路及极性。通过在母线处设置附加选线流程, 使线路末端高阻接地故障时也能准确选线。在PSCAD/EMTDC平台中搭建了全直流海上风电场模型, 进行多种故障场景下的仿真分析, 验证了所提故障选线方法的有效性。

**关键词:** 直流海上风电场; 直流汇集网络; 故障分析; 暂态电流变化率; 故障选线

## A fault protection method of a DC collection network for an all-DC offshore wind farm

DING Huaxing<sup>1</sup>, ZOU Guibin<sup>1</sup>, WANG Fenglian<sup>1</sup>, DING Ning<sup>2</sup>

(1. Shandong University, Jinan 250061, China; 2. State Grid Shandong Electric Extrahigh Voltage Company, Jinan 250000, China)

**Abstract:** With the development of offshore wind farms to the deep sea, the all-DC wind farm is gradually coming into serious consideration because of its advantages such as no overvoltage problem. For relay protection for collection lines in an all-DC offshore wind farm, this paper first analyzes the fault characteristics with different fault types and location in the DC collection network. The corresponding fault currents are calculated and compared with the simulation values. A single-ended fault line selection method is proposed using the rate of change of transient current (ROCOTC) at the collection bus side, where the difference of the polarity and amplitude of the ROCOTC are used to identify fault type, line and polarity before overcurrent blocking of the converters. By setting an additional line selection process at the bus, even the fault line with a fault point at the end of the line and high grounding resistance can be accurately identified. A DC offshore wind farm simulation is built in PSCAD/EMTDC. A variety of simulation analyses of different fault scenarios is delivered, demonstrating the validity of the proposed fault line selection method.

This work is supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52077124).

**Key words:** DC offshore wind farm; DC collection network; fault analysis; rate of change of transient current; fault line selection

## 0 引言

近年来, 能源问题日益凸显, 风能、光伏等新能源发展迅速, 海上风电作为风能发展的重要方向, 受到更多关注。随着海上风电向深远海、规模化迈进, 传统交流风电场由于存在无功电压问题而受到制约, 采用直流汇集输送的全直流型海上风电场解决了上述问题, 有望得到进一步应用<sup>[1-4]</sup>。

深远海全直流海上风电场作为一个新兴课题, 目前的研究主要集中于变换器及系统拓扑结构、暂稳态运行控制等方面, 在实际应用中仍存在诸多问题亟需解决。直流线路继电保护是其中之一。由于直流系统涵盖大量电力电子器件, 其故障承受能力低, 且故障时控制策略的变化加剧了故障的复杂性<sup>[5]</sup>。全直流海上风电场内汇集网络为复杂多端直流线路, 其故障情形比传统两端直流线路复杂得多, 传统直流线路保护方案无法直接应用<sup>[6]</sup>。由于全直流海上风电场的电能变换过程应用了直流变压器, 子

基金项目: 国家自然科学基金项目资助(52077124)

模块含有大量并联电容,因此其故障过程可分为电容放电,二极管续流等过程<sup>[7-9]</sup>。亟需针对含有全直流海上风电场的拓扑与故障特性研究新型保护原理。

现有研究鲜有面向直流海上风电场的故障分析与保护,但针对辐射型直流配网的故障特征与保护方法已有较多研究可供参考。文献[10]通过计算直流极间短路情况下的直流电流波形曲率,并结合电流突变率算法实现了对多端直流系统故障的快速识别。该方法受过渡电阻影响小,但要求的采样频率较高。文献[11-13]提出了一类基于边界特性的多端直流配电系统单端量保护方案,其原理均为利用线路两端的平波电抗器作为电流的高频边界,检测直流线路高频暂态能量/功率差异,从而实现区内、外故障识别。此类方法需要线路两端具有电抗器等边界元件,直流海上风电场内为节省海上平台体积等通常不设置平波电抗器,应用困难。文献[14]提出一种基于零模电流相关性的单极接地选线方案,不依赖边界特性,具有较高灵敏度。文献[15]分析了单端量行波保护在直流配电网中的适用性,但其需要极高的采样频率,对装置开发带来挑战。

针对直流海上风电场的继电保护问题,本文首先分析了直流海上风电场在不同故障类型下的故障特征,提出一种利用汇集侧暂态电流变化率的保护方案,利用区内外故障的变化率极性和幅值差异,可在换流器过流闭锁前快速识别故障类型、故障线路及极性,并具有耐受过渡电阻能力。基于 PSCAD/EMTDC 的仿真结果验证了该保护方案的动作性能。

## 1 全直流海上风电系统概述

全直流海上风电系统根据组网拓扑可分为串联型与并联型,基于稳定性、复杂度等考虑,目前更倾向于并联型组网<sup>[16]</sup>,本文所研究的并联型拓扑如图 1 所示。系统采用并联型两级升压式结构<sup>[17]</sup>,该结构使得风电场内汇集电压得到提高,可以对现有低压风机进行改造,升压比小,方便变换器设计,且风机与电网间存在两级变换,故障穿越能力提高<sup>[18]</sup>。风电场内包含若干条汇集支路,每条汇集支路通过不同长度海底电缆连接 50 MW 等值机组,机组出口 AC/DC 变换器电压为 6.6 kV,经中压输入并联-输出串联(input-parallel-output-series, IPOS)变换器<sup>[19]</sup>将电压升至 $\pm 33$  kV 接入汇集线路。风电场出口处由面对面型 MMC<sup>[20]</sup>(front-to-front modular multilevel converter, FTF-MMC)将电压升至 $\pm 200$  kV 经高压线路送出。其中中压变换器子模块采用单有源桥(single-active-bridge, SAB)结构,高压变换器子模块为半桥子模块(half-bridge submodule, HBSM)。

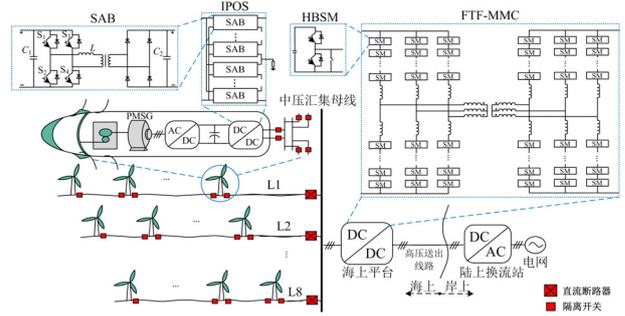


图 1 全直流海上风电系统拓扑

Fig. 1 Topology of all-DC offshore wind system

直流海上风电系统的接地方式类似于直流配电系统<sup>[21]</sup>,分为直流侧接地与交流侧接地,在设计时应考虑谐波及故障电流的影响。本系统中风机侧在中压 IPOS 变换器串联侧电位中点高阻接地,高压变换器与岸上换流器处分别经变压器星侧接地,如图 1 所示。

## 2 直流海上风电场汇集线路故障特性分析

直流海上风电场汇集线路故障按类型可分为单极故障、双极故障,按发生位置可分为汇集线路海缆处故障和中压母线海缆处故障。对于直流系统而言,当发生单极故障时,其故障电流较小,但非故障极电压上升至两倍额定电压,器件绝缘受到威胁<sup>[22]</sup>;当发生双极故障时,故障电流迅速上升,对系统造成冲击。由于海缆故障一般为永久性故障,因此针对单、双极故障均应准确识别并动作隔离故障区域。

### 2.1 单极接地故障分析

对于单极接地故障,其故障电流包括风机 DC/DC 换流器侧放电电流、FTF-MMC 中压侧放电电流和线路分布电容电流,由于各部分电流互相影响,难以共同定量分析,分别对其建立简化模型<sup>[23]</sup>。

发生线路单极故障后,线路电流发生短时高频振荡,当故障为金属性故障时可能导致换流器的过流闭锁。此外故障隔离也可利用风机换流器闭锁实现。因此风机换流器侧放电可按换流器闭锁状态分为闭锁前放电回路和闭锁后续流回路,以正极故障为例,如图 2 所示。闭锁前,风机换流器子模块电容和中压侧 MMC 子模块电容放电,同时风机电流馈入故障点;风机换流器闭锁后,直流系统无法向故障点馈入故障电流,此时为线路电感续流回路。线路单极故障产生的短时过流不会引起 FTF-MMC 的闭锁,在隔离故障后可以正常送出其他线路的功率。

闭锁前风机 DC/DC 换流器正极子模块和中压侧 MMC 子模块放电回路可等效为二阶 LC 放电回

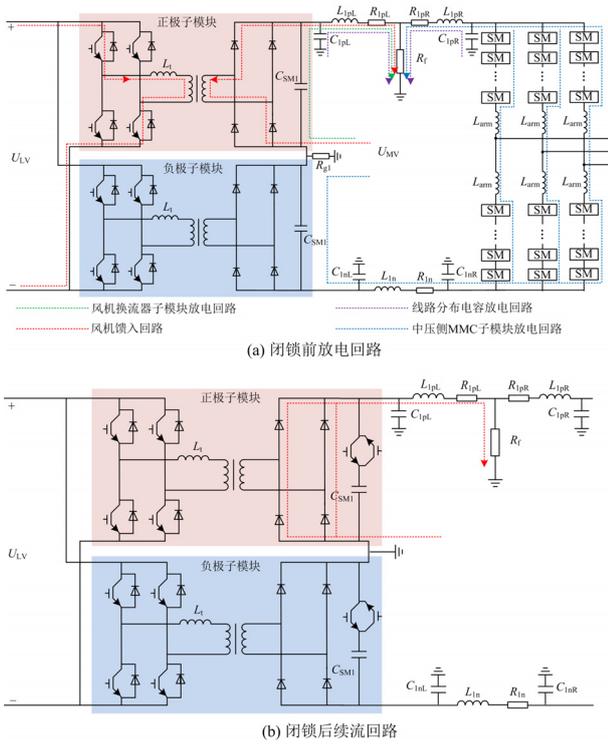


图2 正极故障换流器放电回路

Fig. 2 Converters' discharge circuit of positive-pole fault

路的零输入响应。由于该放电回路流经风机换流器接地大电阻  $R_{g1}$ ，因此放电电流很小，可近似忽略。

闭锁前，换流器出口电容以前(风机+原边全桥+副边二极管整流器)相当于受控电流源<sup>[24]</sup>，故障后原边开关闭锁前向故障点馈入电流，该电流经过故障点、风机换流器中性点对负极电容进行充电。由于单极故障后故障极电压下降，非故障极电压上升，极间电压基本不变，因此闭锁前风机发出电流基本稳定。风机向故障点注入故障电流为故障回路与正常回路并联后的分流。由于故障回路经过风机换流器中性点接地大电阻，因此注入故障电流微弱，可忽略。

风机换流器闭锁后，充电回路依靠线路电感续流，此时副边二极管桥直通。可通过一阶电路求解。

对于线路单极故障，其主要的故障电流为线路对地电容的充放电电流，可将线路分布电容等效到线路两侧进行分析。等效电容放电电流  $I_{Cki}$  的计算可等效为二阶 LC 欠阻尼放电回路。以线路 1 正极接地故障时左侧等效  $C_{11}$  电容回路为例，如图 3 所示。

$$R_{eq} = R_{1p,L} + R_f \quad (1)$$

$$L_{eq} = L_{1p,L} \quad (2)$$

$$C_{eq} = C_{11} \quad (3)$$

式中： $C_{eq}$ 、 $R_{eq}$ 、 $L_{eq}$  分别为放电回路等效电容、电

阻、电感； $R_{1p,L}$ 、 $L_{1p,L}$  分别表示线路 1 正极左侧等效电阻、电感参数； $R_f$  为故障接地电阻。回路方程为

$$L_{eq} C_{eq} \frac{d^2 U_{C11}}{dt^2} + R_{eq} C_{eq} \frac{dU_{C11}}{dt} + U_{C11} = 0 \quad (4)$$

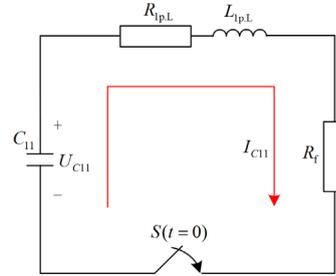


图3 线路分布电容放电等效回路

Fig. 3 Discharge equivalent circuit of line distribution capacitance

直流电缆线路中，一般满足式(5)为欠阻尼放电，线路对地电容电流高频振荡。

$$R_{eq} < 2\sqrt{\frac{L_{eq}}{C_{eq}}} \quad (5)$$

振荡放电下，令

$$\delta = \frac{R_{eq}}{2L_{eq}} \quad (6)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{L_{eq} C_{eq}} - \left(\frac{R_{eq}}{2L_{eq}}\right)^2} \quad (7)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\delta^2 + \omega^2} \quad (8)$$

$$\beta = \arctan\left(\frac{\omega}{\delta}\right) \quad (9)$$

则回路电流为

$$I_{C11}(t) = \frac{U_{C0}}{\omega L_{eq}} e^{-\delta t} \sin(\omega t) + \frac{I_{C0} \omega_0}{\omega} e^{-\delta t} \sin(\omega t - \beta) \quad (10)$$

式中： $\delta$  为衰减系数； $\omega_0$ 、 $\omega$  分别为谐振角频率和衰减振荡角频率； $\beta$  为初始条件确定的相角； $U_{C0}$ 、 $I_{C0}$  分别为正常运行时的分布电容电压和电流。

由于电缆采用依频模型，当发生单极接地时线路暂态电压衰减振荡。当暂态电压降低时，分布电容产生流入接地点的电流；当暂态电压上升时，方向相反。规定电流方向从母线指向线路为正方向。故障初期各支路故障电流  $I_{kp}$ 、 $I_{kn}$  流向如图 4 所示。

$R_{kp}$ 、 $R_{kn}$ 、 $L_{kp}$ 、 $L_{kn}$  分别为线路  $k$  正负极线路电阻电感； $I_{Ck1}$ — $I_{Ck4}$  分别表示线路  $k$  正负极两侧等效电容电流； $R_{MMC}$ 、 $L_{MMC}$ 、 $C_{MMC}$  分别为中压侧 MMC 等效 RLC 参数，可采用文献[25]的方法进行计算。各

支路故障电流  $I_{kp}$ 、 $I_{kn}$  及流经高压变换器的故障电流  $I_{MMC}$  可表示为式(11)一式(15)。

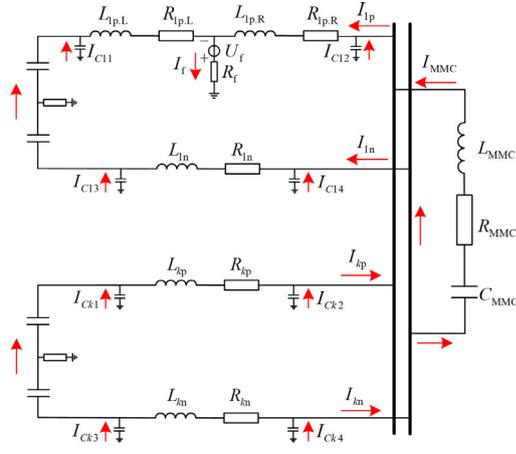


图 4 正极故障线路故障电流回路

Fig. 4 Fault current circuit of positive-pole fault

$$I_{1p} = \sum_{k=2}^8 I_{kp} + I_{MMC} \quad (11)$$

$$I_{1n} = \sum_{k=2}^8 I_{kn} - I_{MMC} \quad (12)$$

$$I_{kp} = \sum_{i=1}^4 I_{Cki} \cdot \lambda_{p,Cki} \quad (13)$$

$$I_{kn} = \sum_{i=1}^4 I_{Cki} \cdot \lambda_{n,Cki} \quad (14)$$

$$I_{MMC} = \sum_{k=2}^8 I_{kn} \cdot \frac{Z_{1n} + Z_{IPOS,k} + Z_{1p,L} + Z_f}{Z_{MMC} + Z_{1p,R} + Z_f} \quad (15)$$

式中： $\lambda_{p,Cki}$ 、 $\lambda_{n,Cki}$  分别为第  $k$  条支路第  $i$  个等效对地电容分别经正极线路和负极线路到故障点的阻抗比。

由上述故障电流表达式可看出，故障初期各支路正极故障电流增速远大于负极故障电流增速，即

$$\frac{dI_{kp}}{dt} > \frac{dI_{kn}}{dt} \quad (16)$$

## 2.2 双极短路故障分析

双极短路故障时两极电压迅速跌落至 0，此时中压变换器并联电容与送出侧 MMC 子模块电容均会迅速放电，此时可以忽略线路分布电容的放电。

由于双极短路故障发生后换流器短时间内即过流闭锁，故障电流可分为闭锁前的风机侧馈流、子模块放电和闭锁后的线路电感续流。放电回路如图 5 所示。

闭锁前的风机侧及中压 MMC 侧子模块电容放电过程可参考式(6)一式(10)进行计算。

此外，由于双极短路故障后极间电压迅速下降，闭锁前的风机馈流电流难以定量计算。对于闭锁后

的两侧电感续流阶段，可以分别等效为一阶 RL 电路进行分析。双极故障后的各支路故障电流回路如图 6 所示。图中， $I_{Ck}$  为线路  $k$  风机换流器子模块电容放电电流， $I_{C,MMC}$  为中压侧 MMC 子模块电容放电电流。各支路故障电流  $I_{kp}$ 、 $I_{kn}$  及流经高压变换器的故障电流  $I_{MMC}$  可表示为式(17)一式(21)。

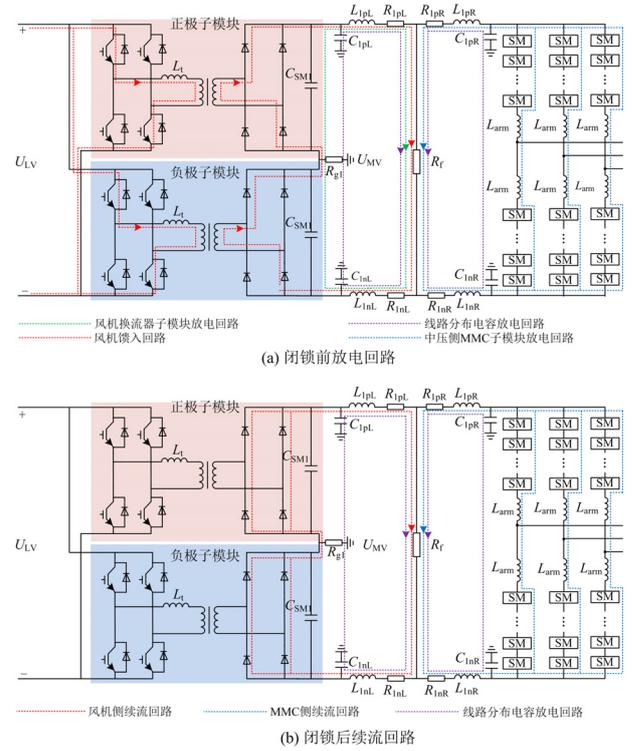


图 5 双极故障换流器放电回路

Fig. 5 Converters' discharge circuit of bipolar fault

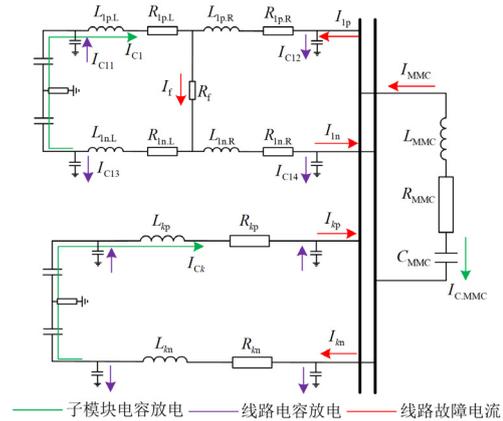


图 6 双极故障线路故障电流回路

Fig. 6 Fault current circuit of bipolar fault line

各支路故障电流分别为

$$I_{1p}(t) = \sum_{k=2}^8 I_{kp}(t) + I_{MMC}(t) \quad (17)$$

$$I_{\text{ln}}(t) = -\sum_{k=2}^8 I_{\text{kn}}(t) - I_{\text{MMC}}(t) \quad (18)$$

$$I_{\text{kp}}(t) = I_{\text{Ck}}(t) \quad (19)$$

$$I_{\text{kn}}(t) = -I_{\text{Ck}}(t) \quad (20)$$

$$I_{\text{MMC}}(t) = I_{\text{C}}(t) \quad (21)$$

式中,  $I_{\text{Ck}}$ 、 $I_{\text{C}}$  分别为线路  $k$  风机换流器和中压侧 MMC 子模块电容放电电流。

由上述故障电流表达式可看出, 故障初期各支路正极故障电流与负极故障电流基本保持对称。

### 3 直流海上风电场汇集线路故障选线方法

基于前述直流海上风电汇集系统故障初期暂态电流变化特性, 可利用计算汇集线路出口暂态电流变化率的方法进行选线。

#### 3.1 启动判据

##### 3.1.1 单极接地故障启动判据

在直流海上风电场正常运行时, 汇集线路正负极电压大小相等, 方向相反, 其相量和为 0。定义正负极电压相量和为极间不平衡电压  $U_{\text{unb}}$ 。

$$U_{\text{unb}} = |U_{\text{p}} + U_{\text{n}}| \quad (22)$$

当发生单极接地故障时, 接地极电压幅值迅速下降至 0, 非故障极由于耦合作用电压幅值升至原来的两倍, 此时不平衡电压不再为 0。当双极短路故障发生时, 由于两极电压对称下降, 其相量和仍为 0, 因此不会误动。可以此作为单极保护启动判据。单极保护启动判据设置如式(23)所示。

$$\begin{cases} U_{\text{unb}} > U_{\text{set1}} \\ U_{\text{set1}} = 0.1U_{\text{dc}} \end{cases} \quad (23)$$

式中:  $U_{\text{dc}}$  为正常情况下的极间电压;  $U_{\text{set1}}$  为单极保护启动判据阈值。

##### 3.1.2 双极短路故障启动判据

定义直流极间测量电压  $U'_{\text{dc}}$  为

$$U'_{\text{dc}} = |U_{\text{p}} - U_{\text{n}}| \quad (24)$$

当发生双极短路故障时, 直流极间电压将迅速下降, 因此可以此作为双极保护启动判据。启动判据如式(25)所示。

$$\begin{cases} U'_{\text{dc}} < U_{\text{set2}} \\ U_{\text{set2}} = 0.95U_{\text{dc}} \end{cases} \quad (25)$$

式中,  $U_{\text{set2}}$  为双极保护启动判据阈值。设置双极故障的防误动判据为

$$U_{\text{unb}} < U_{\text{set1}} \quad (26)$$

#### 3.2 汇集线路选线判据

在单极或双极故障启动判据满足后, 开始计算

暂态电流变化率并进入对应的选线流程。不同故障时的选线判据如下。

正极接地故障:

$$\left| \frac{dI_{\text{kp}}}{dt} \right| > \frac{dI_{\text{set}}}{dt} \quad (27)$$

$$\left| \frac{dI_{\text{kp}}}{dt} \right| > k_{\text{set}} \cdot \left| \frac{dI_{\text{kn}}}{dt} \right| \quad (28)$$

负极接地故障:

$$\left| \frac{dI_{\text{kn}}}{dt} \right| > \frac{dI_{\text{set}}}{dt} \quad (29)$$

$$\left| \frac{dI_{\text{kn}}}{dt} \right| > k_{\text{set}} \cdot \left| \frac{dI_{\text{kp}}}{dt} \right| \quad (30)$$

双极短路故障:

$$\frac{dI_{\text{kp}}}{dt} > \frac{dI_{\text{set}}}{dt} \quad (31)$$

$$\frac{dI_{\text{kn}}}{dt} < -\frac{dI_{\text{set}}}{dt} \quad (32)$$

$$\frac{1}{k_{\text{set}}} \cdot \left| \frac{dI_{\text{kn}}}{dt} \right| < \left| \frac{dI_{\text{kp}}}{dt} \right| < k_{\text{set}} \cdot \left| \frac{dI_{\text{kn}}}{dt} \right| \quad (33)$$

其中暂态电流变化率阈值  $dI_{\text{set}}/dt$  可取 2500 kA/s, 不平衡系数  $k_{\text{set}}$  可取 1.5。

汇集线路选线流程如图 7 所示。当故障发生后, 首先对单双极故障的启动判据进行检验, 在满足启动判据后计算暂态电流变化率, 根据对应的选线判据判断故障是否发生在区内。

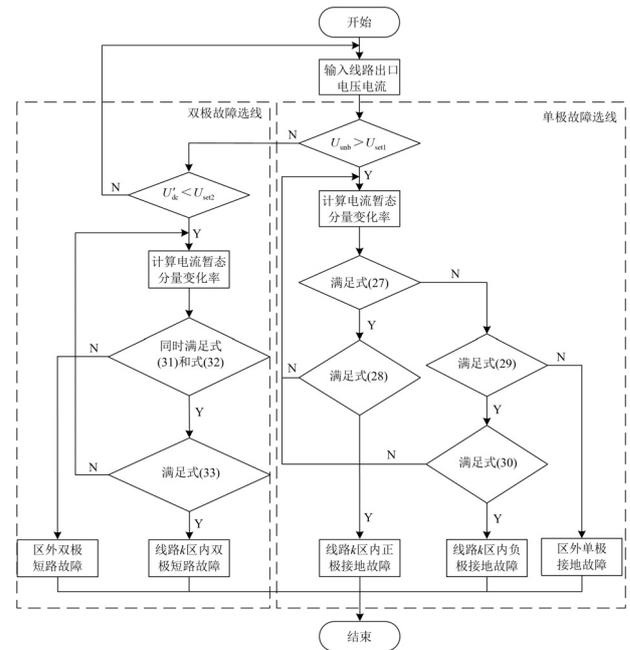


图 7 汇集线路选线流程

Fig. 7 Line selection process of collection lines

### 3.3 母线选线判据

为了躲开正常支路的暂态电流变化率, 在发生线路末端高阻故障接地时可能会导致故障支路故障电流变化率不超过阈值, 此时需要由母线装置判断是否发生线路单极接地。不同故障时的母线选线判据如下所示。

单极接地故障:

$$m_1 = \max \left[ \frac{dI_{kp}}{dt}, \frac{dI_{kn}}{dt} \right], k = 1, 2, \dots, n \quad (34)$$

$$m_2 = \min \left[ \frac{dI_{kp}}{dt}, \frac{dI_{kn}}{dt} \right], k = 1, 2, \dots, n \quad (35)$$

$$|m_1| > |m_2| \quad (36)$$

式中,  $m_1$ 、 $m_2$  分别表示各汇集线路正负极暂态电流变化率的最大值和最小值。当发生母线单极接地时, 由于各线路正负极暂态电流变化率均同向, 因此母线单极接地判据为

$$m_1 \cdot m_2 > 0 \quad (37)$$

双极短路故障:

$$m_3 = \max \left[ \frac{dI_{kp}}{dt} \right], k = 1, 2, \dots, n \quad (38)$$

$$m_4 = \min \left[ \frac{dI_{kp}}{dt} \right], k = 1, 2, \dots, n \quad (39)$$

式中,  $m_3$ 、 $m_4$  分别表示各汇集线路正极暂态电流变化率的最大值和最小值。当发生母线双极接地故障时, 各线路正极暂态电流变化率均为正, 因此母线双极接地判据为

$$m_3 \cdot m_4 > 0 \quad (40)$$

母线选线流程如图 8 所示。当保护启动后, 母线选线装置接收来自各线路选线装置的计算结果, 若存在线路区内故障则终止母线选线流程; 否则对各线路暂态电流变化率进行比较并选出故障位置。

### 4 仿真验证

基于 PSCAD/EMTDC 搭建了全直流海上风电场模型, 其中汇集网络内共设置了 8 条汇集支路, 其长度从 2 km 到 10 km 不等, 用来模拟不同距离处的风机串到直流汇集母线的距离, 如图 9 所示。其中 L1 为距离 10 km 处风机串, L8 为距离 2 km 处风机串。

部分参数如表 1 所示。设置 1.5 s 发生单/双极永久性故障, 设定传感器采样率为 100 kHz。故障启动后计算 0.2 ms 时间窗内的平均电流变化率并进行选线选极判断。

线路正极金属性接地波形如图 10 所示。

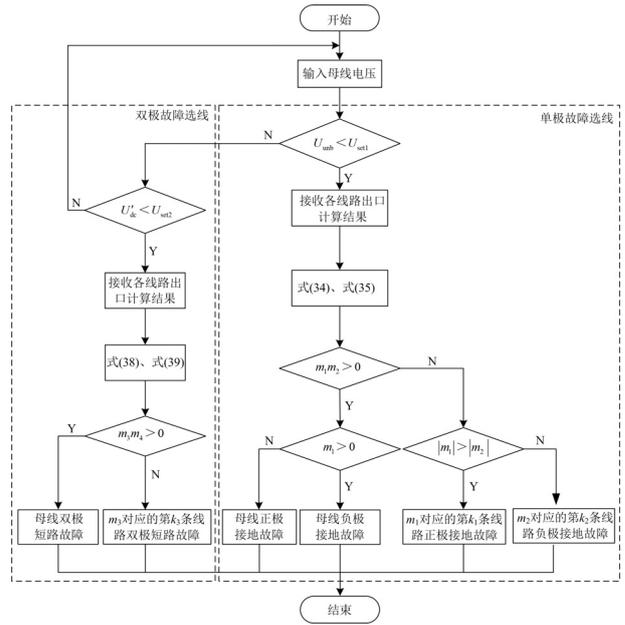


图 8 母线选线流程

Fig. 8 Line selection process of bus

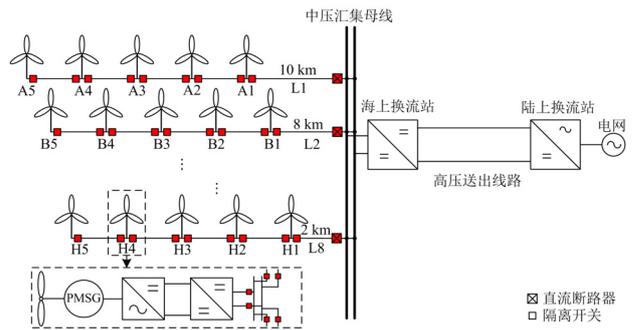


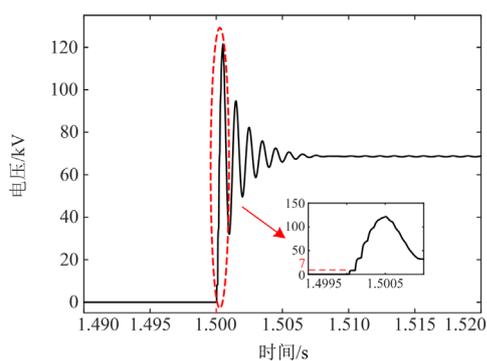
图 9 直流海上风电场仿真模型

Fig. 9 Simulation model of all-DC offshore wind farm

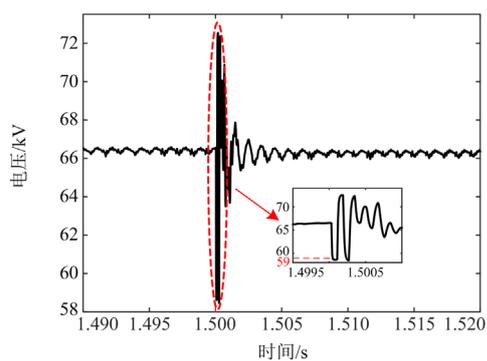
表 1 直流海上风电场参数

Table 1 Parameters of DC offshore wind farm

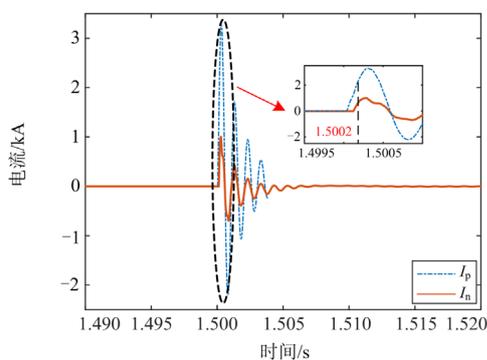
参数	数值
风机直流链电压 $U_{LV}/kV$	6.6
直流汇集电压 $U_{MV}/kV$	±33
直流输电电压 $U_{HV}/kV$	±200
中压变换器子模块个数 $N_1$	6
高压变换器子模块个数 $N_2/N_3$	40/200
中压变换器频率 $f_1/kHz$	10
高压变换器频率 $f_2/Hz$	200
高压变换器桥臂电感 $L_s/mH$	10
单台风机容量/MW	50
风电场容量/MW	400



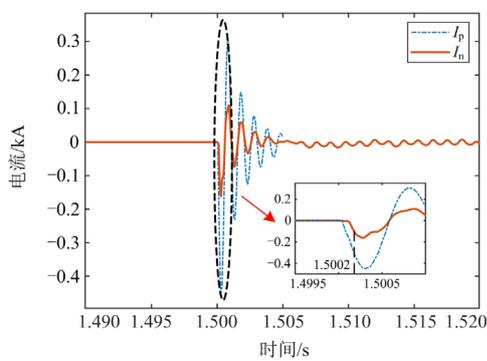
(a) 不平衡电压



(b) 极间电压



(c) 故障支路暂态电流

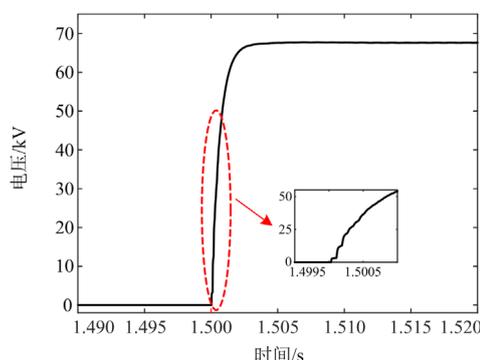


(d) 正常支路暂态电流

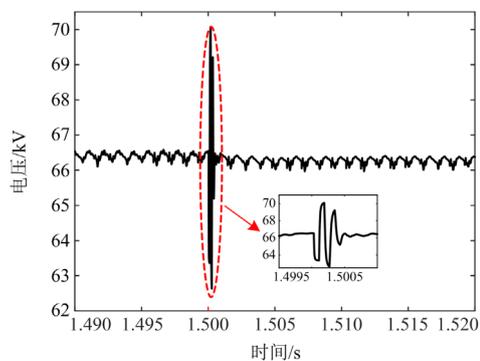
当发生单极接地时, 极间不平衡电压快速上升并发生振荡, 此时极间电压也存在振荡。极间电压振荡至小于 0.9 倍额定极间电压(59.4 kV)时, 可能导致双极故障保护误动作, 但由于不平衡电压已经超过 0.1 倍额定极间电压(6.6 kV), 因此会闭锁双极保护流程。由暂态故障电流波形可看出, 故障支路满足线路出口正极故障判据, 而正常支路不满足变化率阈值。

线路正极高阻(20 Ω)接地波形如图 11 所示。

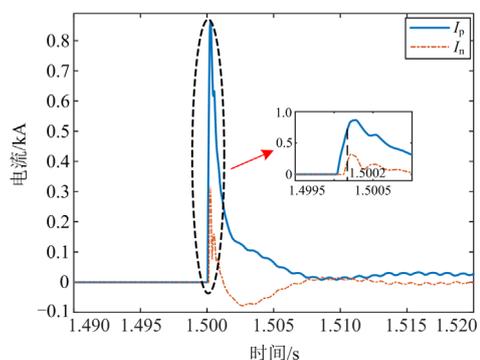
高阻故障下基本不存在振荡过程, 极间电压不会降至 0.9 倍额定电压以下, 因此双极保护流程不会启动。由暂态电流波形看出, 此时存在故障支路



(a) 不平衡电压



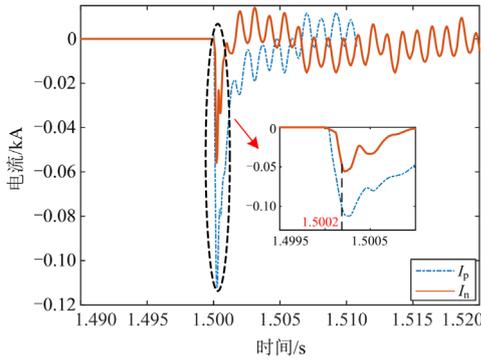
(b) 极间电压



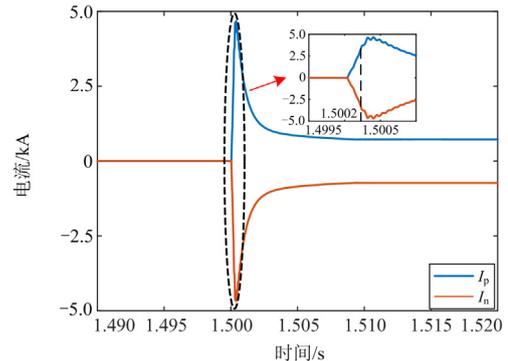
(c) 故障支路暂态电流

图 10 线路正极金属性接地波形

Fig. 10 Metal grounding waveforms of positive-pole line



(d) 正常支路暂态电流



(c) 故障支路暂态电流

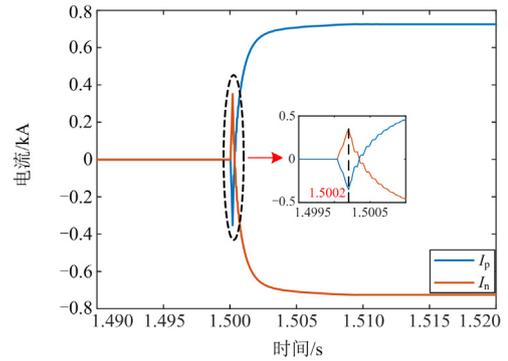
图 11 线路正极高阻接地波形

Fig. 11 High resistance grounding waveforms of positive-pole line

选线流程拒动的风险。由母线判据可以判断出故障发生在线路 1 正极。

双极短路故障选线基本不受接地电阻影响，在接地电阻为 5 Ω时的波形如图 12 所示。

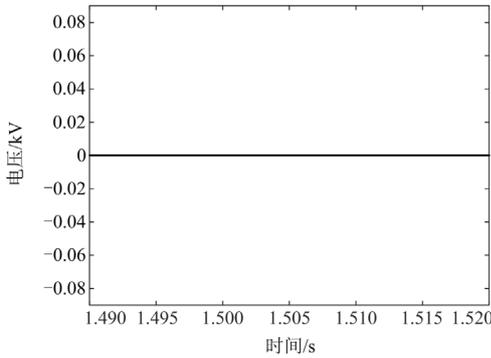
发生故障后极短时间内，极间电压下降至 0.9 倍额定极间电压以下，且双极故障后不平衡电压仍然为 0，此时双极故障保护流程启动。在故障发生后 0.2 ms 时各换流器发生过流闭锁，极间电压出现



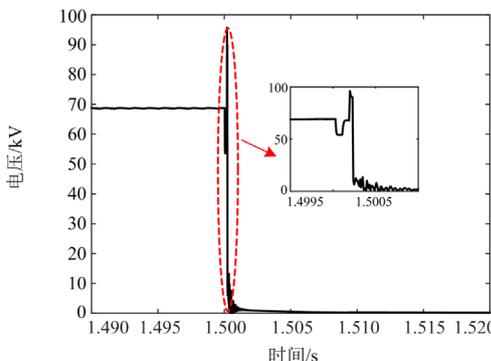
(d) 正常支路暂态电流

图 12 双极短路故障波形

Fig. 12 Bipolar short-circuit fault waveforms



(a) 不平衡电压



(b) 极间电压

短暂上升。线路出口选线装置根据闭锁前故障电流流向即可判断故障位置。闭锁后各线路电流逐渐降为 0。

基于不同故障位置及不同过渡电阻的仿真数据如附录 A 表 A1、表 A2 所示。由表 A1、表 A2 可以看出，所提出的故障选线方法在不同故障位置及不同过渡电阻下均有效，且有效避免了单端量保护对线路末端高阻接地拒动的问题。

### 5 结论

本文首先对全直流海上风电系统进行介绍，结合其拓扑特点，提出一种基于暂态故障电流变化率的直流海上风电汇集线路故障选线策略。该保护具有以下特点：

1) 所提保护通过暂态电流变化率计算，放大故障特性，受故障位置和过渡电阻的影响小，具有良好的可靠性；

2) 选线速度快，仅利用故障发生后 0.2 ms 内故障电流信息，有效避免了因换流器闭锁导致的系统故障特性改变，具有一定的工程价值。

## 附录 A

表 A1 单极接地故障仿真验证

Table A1 Simulation verification of monopolar grounding fault

故障类型	故障位置	过渡电阻/ $\Omega$	$\frac{dI_{kp}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{kn}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{2p}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{2n}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	线路 $k$ 结果	线路 2 结果	母线结果	
$L_1$ 正极接地	首端	0	13 058.0	4023.1	-1782.0	-658.1	1P	区外	1P	
		5	8649.1	2886.3	-1164.1	-483.8	1P	区外	1P	
		20	4225.8	1554.1	-543.9	-281.8	1P	区外	1P	
	$\frac{1}{4}$	0	13 518.2	4264.0	-1853.3	-687.0	1P	区外	1P	
		5	8821.6	3007.8	-1193.5	-496.4	1P	区外	1P	
		20	4241.5	1590.2	-549.6	-283.5	1P	区外	1P	
	$\frac{1}{2}$	0	15 106.2	4020.2	-2079.5	-652.8	1P	区外	1P	
		5	8816.8	2298.6	-1192.3	-395.6	1P	区外	1P	
		20	3793.3	914.6	-484.2	-188.4	1P	区外	1P	
	$\frac{3}{4}$	0	10 855.0	2862.3	-1513.1	-446.5	1P	区外	1P	
		5	4823.8	1134.7	-637.7	-213.5	1P	区外	1P	
		20	2744.5	579.3	-338.1	-136.7	1P	区外	1P	
	末端	0	3705.7	779.7	-481.3	-159.5	1P	区外	1P	
		5	3377.2	856.7	-461.2	-143.7	1P	区外	1P	
		20	2288.2	535.1	-278.5	-92.2	区外	区外	1P	
	$L_8$ 负极接地	首端	0	-2505.7	-10 093.9	392.6	1407.3	8N	区外	8N
			5	1247.9	-5727.9	208.6	788.0	8N	区外	8N
			20	-529.5	-2397.9	128.5	289.7	8N	区外	8N
$\frac{1}{2}$		0	-1946.3	-7097.9	307.5	984.5	8N	区外	8N	
		5	-1154.3	-4716.2	189.2	649.5	8N	区外	8N	
		20	-576.3	-2293.1	110.9	299.0	8N	区外	8N	
末端		0	-799.3	-3706.6	162.5	481.2	8N	区外	8N	
		5	-454.1	-2109.5	95.6	270.6	区外	区外	8N	
		20	-443.9	-1873.7	93.1	238.0	区外	区外	8N	
母线正极接地		0	-332.8	-51.7	-339.6	-44.9	区外	区外	母 P	
		5	-264.2	-51.2	-271.4	-44.6	区外	区外	母 P	
		20	-353.4	-44.4	-357.9	-39.9	区外	区外	母 P	

注:  $k$  表示故障线路(1,8)(母线故障时取线路 1), 并取正常线路 2 故障电流变化率作为对照, 门槛值为  $2500 \text{ kA}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

表 A2 双极短路故障仿真验证

Table A2 Simulation verification of bipolar short-circuit fault

故障类型	故障位置	过渡电阻/ $\Omega$	$\frac{dI_{kp}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{kn}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{2p}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	$\frac{dI_{2n}}{dt}/(\text{kA}\cdot\text{s}^{-1})$	线路 $k$ 结果	线路 2 结果	母线结果
$L_1$ 双极短路	首端	0	86 219.6	-86 219.6	-11 651.4	11 651.4	1PN	区外	1PN
		5	39 797.5	-39 797.5	-5351.5	5351.5	1PN	区外	1PN
		20	12 029.3	-12 029.3	-1607.7	1607.7	1PN	区外	1PN
	$\frac{1}{4}$	0	47 003.0	-47 003.0	-6554.2	6554.2	1PN	区外	1PN
		5	21 123.3	-21 123.3	-2915.2	2915.2	1PN	区外	1PN
		20	6957.7	-6957.7	-925.2	925.2	1PN	区外	1PN
	$\frac{1}{2}$	0	22 915.8	-22 915.8	-3136.5	3136.5	1PN	区外	1PN
		5	14 533.3	-14 533.3	-1975.0	1975.0	1PN	区外	1PN
		20	6189.4	-6189.4	-820.4	820.4	1PN	区外	1PN
	$\frac{3}{4}$	0	15 483.1	-15 483.1	-2063.7	2063.7	1PN	区外	1PN
		5	11 369.5	-11 369.5	-1502.0	1502.0	1PN	区外	1PN
		20	5954.8	-5954.8	-763.5	763.5	1PN	区外	1PN
	末端	0	10 804.2	-10 804.2	-1673.9	1673.9	1PN	区外	1PN
		5	1583.8	-1583.8	-222.8	222.8	1PN	区外	1PN
		20	523.3	-523.3	-66.5	66.5	1PN	区外	1PN

续表 A2

故障类型	故障位置	过渡电阻/ $\Omega$	$\frac{dI_{kp}}{dt}/(kA \cdot s^{-1})$	$\frac{dI_{kn}}{dt}/(kA \cdot s^{-1})$	$\frac{dI_{2p}}{dt}/(kA \cdot s^{-1})$	$\frac{dI_{2n}}{dt}/(kA \cdot s^{-1})$	线路 $k$ 结果	线路 2 结果	母线结果
$L_8$ 双极短路	首端	0	188 750.0	-188 750.0	-26 546.3	26 546.3	8PN	区外	8PN
		5	49 351.4	-49 351.4	-6897.7	6897.7	8PN	区外	8PN
		20	12 889.9	-12 889.9	-1771.0	1771.0	8PN	区外	8PN
	$\frac{1}{2}$	0	116 263.6	-116 263.6	-16 469.9	16 469.9	8PN	区外	8PN
		5	26 922.3	-26 922.3	-3771.9	3771.9	8PN	区外	8PN
		20	7527.9	-7527.9	-1016.2	1016.2	8PN	区外	8PN
	末端	0	53 493.8	-53 493.8	-7508.5	7508.5	8PN	区外	8PN
		5	4701.1	-4701.1	-643.6	643.6	8PN	区外	8PN
		20	1248.1	-1248.1	-156.9	156.9	区外	区外	8PN
母线双极短路	0	-61 301.0	61 301.0	-61 715.5	61 715.5	区外	区外	母 PN	
	5	-6824.3	6824.3	-6893.5	6893.5	区外	区外	母 PN	
	20	-1747.0	1747.0	-1767.5	1767.5	区外	区外	母 PN	

注:  $k$  表示故障线路(1,8)(母线故障时取线路 1), 并取正常线路 2 故障电流变化率作为对照, 门槛值为 2500  $kA \cdot s^{-1}$ 。

参考文献

[1] 江道灼, 谷泓杰, 尹瑞, 等. 海上直流风电场研究现状及发展前景[J]. 电网技术, 2015, 39(9): 2424-2431.  
JIANG Daozhuo, GU Hongjie, YIN Rui, et al. Research status and developing prospect of offshore wind farm with pure DC system[J]. Power System Technology, 2015, 39(9): 2424-2431.

[2] 蔡旭, 杨仁炳, 周剑桥, 等. 海上风电直流送出与并网技术综述[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(21): 2-22.  
CAI Xu, YANG Renxin, ZHOU Jianqiao, et al. Review on offshore wind power integration via DC transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(21): 2-22.

[3] YANG Bo, LIU Bingqiang, ZHOU Hongyu, et al. A critical survey of technologies of large offshore wind farm integration: summary, advances, and perspectives[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2022, 7(2): 233-264.

[4] 秦少茜, 瞿晟珉, 宋明阳, 等. 考虑故障弃风影响的海上风电场集群 MTDC 系统规划[J]. 智慧电力, 2023, 51(6): 21-27.  
QIN Shaoxi, QU Chengmin, SONG Mingyang, et al. Planning of MTDC system for offshore wind farm clusters considering wind power curtailment caused by failure[J]. Smart Power, 2023, 51(6): 21-27.

[5] 王增平, 林一峰, 王彤, 等. 电力系统继电保护与安全控制面临的挑战与应对措施[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(6): 10-20.  
WANG Zengping, LIN Yifeng, WANG Tong, et al. Challenges and countermeasures to power system relay protection and safety control[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(6): 10-20.

[6] 郝治国, 谢凡, 张雨宁, 等. 远海风电直流汇集送出系统直流线路继电保护技术现状与展望[J]. 高电压技术, 2023, 49(1): 1-18.  
HAO Zhiguo, XIE Fan, ZHANG Yuning, et al. Status and prospects of relay protection technology for DC lines in distant offshore wind DC collection and transmission system[J]. High Voltage Engineering, 2023, 49(1): 1-18.

[7] ZOU Guibin, HUANG Qiang, SONG Shenglan, et al. Novel transient-energy-based directional pilot protection method for HVDC line[J]. Protection and Control of Modern Power Systems, 2017, 2(2): 159-168.

[8] 周嘉阳, 李凤婷, 陈伟伟, 等. 基于电容放电特征的柔性直流配电网线路保护方案[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(8): 42-48.  
ZHOU Jiayang, LI Fengting, CHEN Weiwei, et al. Line protection schemes for flexible DC distribution network based on capacitor discharge[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(8): 42-48.

[9] 刘思源, 徐东旭, 梅念, 等. 直流侧故障对模块化多电平换流器的影响研究[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(10): 48-54.  
LIU Siyuan, XU Dongxu, MEI Nian, et al. Research on the effect of DC side fault on modular multilevel converter[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(10): 48-54.

[10] 贾科, 王聪博, 毕天姝, 等. 考虑过渡电阻影响的柔性直流配电系统电流突变量保护[J]. 电网技术, 2018, 42(10): 3187-3196.  
JIA Ke, WANG Congbo, BI Tianshu, et al. A DC current derivative protection with capability of resisting high resistance for flexible DC distribution system[J]. Power System Technology, 2018, 42(10): 3187-3196.

[11] 李斌, 何佳伟, 李晔, 等. 基于边界特性的多端柔性直流配电系统单端量保护方案[J]. 中国电机工程学报, 2016, 36(21): 5741-5749, 6016.

- LI Bin, HE Jiawei, LI Ye, et al. Single-ended protection scheme based on boundary characteristic for the multi-terminal VSC-based DC distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2016, 36(21): 5741-5749, 6016.
- [12] 贾科, 陈聪, 刘子奕, 等. 基于单端电流暂态量的柔性直流配电网保护及其整定[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(6): 144-152.
- JIA Ke, CHEN Cong, LIU Ziyi, et al. Protection of flexible DC distribution network based on single-end current transient and its setting[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(6): 144-152.
- [13] LI Shilong, CHEN Wei, YIN Xianggen, et al. A novel integrated protection for VSC-HVDC transmission line based on current limiting reactor power[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2020, 35(1): 226-233.
- [14] 左鹏飞, 秦文萍, 夏福良, 等. 基于零模电流相关性的直流配电网单极接地选线方法[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(13): 86-97.
- ZUO Pengfei, QIN Wenping, XIA Fuliang, et al. Single-pole ground selection method for DC distribution networks based on zero-mode current correlation[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(13): 86-97.
- [15] 陈福锋, 杨阳, 宋国兵, 等. 单端量行波保护在中压柔性直流配电网的适应性分析[J]. 电力系统保护与控制, 2016, 44(22): 50-55.
- CHEN Fufeng, YANG Yang, SONG Guobing, et al. Adaptability analysis of single terminal traveling wave protection in mid-voltage DC distribution based on VSC[J]. Power System Protection and Control, 2016, 44(22): 50-55.
- [16] 郭灵瑜, 姚钢, 周荔丹. 全直流海上风电场高压比 DC/DC 变换技术综述[J]. 电力系统保护与控制, 2018, 46(12): 158-169.
- GUO Lingyu, YAO Gang, ZHOU Lidan. Research review on high step-up ratio DC/DC converter for offshore DC wind farm[J]. Power System Protection and Control, 2018, 46(12): 158-169.
- [17] LIU H, DAHIDAH M S A, YU J, et al. Design and control of unidirectional DC-DC modular multilevel converter for offshore DC collection point: theoretical analysis and experimental validation[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34(6): 5191-5208.
- [18] WU C, HUANG A Q, LI C, et al. Analysis and comparison of medium voltage high power DC/DC converters for offshore wind energy systems[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2013, 28(4): 2014-2023.
- [19] 杜杰, 李子润, 李国杰. 海上风电直流汇集 DC/DC 系统实时仿真方法[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(7): 170-177.
- DU Jie, LI Zirun, LI Guojie. Real-time simulation method for a DC/DC collection system in an offshore wind farm[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(7): 170-177.
- [20] PÁEZ J D, FREY D, MANEIRO J, et al. Overview of DC-DC converters dedicated to HVDC grids[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2019, 34(1): 119-128.
- [21] 高淑萍, 段必聪, 宋国兵, 等. 基于暂态电流故障分量的直流配电网单极故障选线方法[J]. 太阳能学报, 2022, 43(3): 141-146.
- GAO Shuping, DUAN Bicong, SONG Guobing, et al. Single-pole fault line selection method of DC distribution network based on transient current fault component[J]. Acta Energetica Solaris Sinica, 2022, 43(3): 141-146.
- [22] 李卫丰, 王超, 薛永端, 等. 基于暂态功率方向的柔性直流配电网线路单极接地保护方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(23): 1-10.
- LI Weifeng, WANG Chao, XUE Yongduan, et al. A flexible DC distribution network line unipolar grounding protection method based on transient power direction[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(23): 1-10.
- [23] 薛士敏, 廉杰, 齐金龙, 等. MMC-HVDC 故障暂态特性及自适应重合闸技术[J]. 电网技术, 2018, 42(12): 4015-4021.
- XUE Shimin, LIAN Jie, QI Jinlong, et al. Fault transient characteristic and adaptive reclosing technique of MMC-HVDC network[J]. Power System Technology, 2018, 42(12): 4015-4021.
- [24] 戴志辉, 刘雪燕, 何永兴, 等. 基于 CDSM-MMC 的光伏直流接入系统故障分析[J]. 电力系统保护与控制, 2019, 47(19): 14-22.
- DAI Zhihui, LIU Xueyan, HE Yongxing, et al. DC-fault analysis on CDSM-MMC based PV integration system[J]. Power System Protection and Control, 2019, 47(19): 14-22.
- [25] 李俊松, 张英敏, 曾琦, 等. MMC-MTDC 系统单极接地故障电流计算方法[J]. 电网技术, 2019, 43(2): 546-555.
- LI Junsong, ZHANG Yingmin, ZENG Qi, et al. Pole-to-ground fault current calculation method for MMC-MTDC systems[J]. Power System Technology, 2019, 43(2): 546-555.

收稿日期: 2023-05-21; 修回日期: 2023-07-20

作者简介:

丁华星(1999—), 男, 硕士研究生, 研究方向为全直流海上风电场控制与保护; E-mail: 1084082761@qq.com

邹贵彬(1971—), 男, 通信作者, 博士, 教授, 研究方向为电力系统保护与控制;

王凤莲(1996—), 女, 博士研究生, 研究方向为全直流海上风电拓扑及控制。

(编辑 周金梅)