

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.241067

# 基于动态状态估计的海风柔性低频输电系统海缆纵联保护

李猛<sup>1</sup>, 卫云辉<sup>1</sup>, 张豆豆<sup>1</sup>, 王昊月<sup>1</sup>, 聂铭<sup>2</sup>, 和敬涵<sup>1</sup>

(1. 北京交通大学电气工程学院, 北京 100044; 2. 国网经济技术研究院有限公司, 北京 102209)

**摘要:** 柔性低频交流输电技术兼具工频与直流输电的优势, 在中远海风电领域应用潜力巨大。但该场景下风电采用长距离海缆送出, 当海缆发生故障后, 其故障电流特征受双端受控电源的影响, 导致电流差动保护性能下降, 且低频周期长, 叠加长海缆分布电容的影响, 该保护故障判别时间缓慢, 易导致风机脱网, 威胁电网安全稳定运行。提出了基于动态状态估计的海上风电柔性低频输电系统海底电缆纵联保护原理。搭建了考虑三芯海缆各金属层结构和分布电容的海缆模型。利用瞬时值的动态状态估计冗余特性提升了保护的速动性和可靠性。并通过所建海缆模型与物理海缆的匹配程度构造保护判据。仿真结果表明, 所提保护方法能够在 5 ms 内可靠判别各种类型的区内、外故障, 并具有较好的耐过渡电阻和抗干扰能力。

**关键词:** 海上风电; 柔性低频输电系统; 三芯海缆; 动态状态估计; 纵联保护

## Pilot protection of submarine cables in flexible low frequency transmission systems for offshore wind power based on dynamic state estimation

LI Meng<sup>1</sup>, WEI Yunhui<sup>1</sup>, ZHANG Doudou<sup>1</sup>, WANG Haoyue<sup>1</sup>, NIE Ming<sup>2</sup>, HE Jinghan<sup>1</sup>

(1. School of Electrical Engineering, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China;

2. State Grid Economic and Technological Research Institute Co., Ltd., Beijing 102209, China)

**Abstract:** Flexible low frequency AC transmission technology combines the advantages of both conventional AC power frequency and DC transmission, offering significant potential for application in medium-to-long distance offshore wind power connection. However, in such scenarios, wind power is transmitted through long-distance submarine cables. In the event of a cable fault, the fault current characteristics are influenced by the controlled power sources at both ends, leading to a decline in the performance of current differential protection. Additionally, the long low-frequency period, coupled with the effect of the distributed capacitance of the long submarine cable, results in slow fault discrimination for the protection system. This can cause wind turbines to disconnect from the grid, threatening grid security and stability. To address this, a pilot protection scheme for submarine cables in offshore wind power flexible low frequency transmission systems is proposed based on dynamic state estimation. A submarine cable model is established considering the structure of each metallic layer of a three-core submarine cable and its distributed capacitance. By utilizing the redundancy characteristics of dynamic state estimation of instantaneous values, the speed and reliability of the proposed protection method are improved. A protection criterion is constructed based on the matching degree between the developed cable model and the physical cable. Simulation results show that the proposed protection method can reliably discriminate various internal and external faults within 5 ms and exhibits strong tolerance to transition resistance and interference.

This work is supported by the General Program of National Natural Science Foundation of China (No. 52377070).

**Key words:** offshore wind power; flexible low frequency transmission system; three-core submarine cable; dynamic state estimation; pilot protection

## 0 引言

我国中远海风能资源丰富, 大规模开发中远海

风电对实现“双碳”目标具有重大意义<sup>[1-4]</sup>。柔性低频交流输电技术因其兼具工频与直流输电的优势<sup>[5-7]</sup>, 未来在中远海风电并网场景下应用潜力巨大。

海上风电柔性低频输电系统 (flexible low frequency transmission system, FLFTS) 中, 海缆两侧

基金项目: 国家自然科学基金面上项目资助 (52377070)

分别是模块化多电平矩阵换流器(modular multilevel matrix converter, M3C)和永磁直驱风机(permanent magnet synchronous generator, PMSG)<sup>[8]</sup>, 均体现为电力电子受控电源特征。海缆故障后, 因受到两侧换流器控制响应的影响, 两侧故障电流均体现为受控特征, 这可能会影响传统保护性能。故障期间, M3C 的弱馈特性导致其难以提供电压有效支撑, 限制了非故障线路的风电穿越能力, 传统保护性能不足可能造成风机大面积脱网, 甚至影响陆上电网稳定性, 因此可靠的海缆保护方法对该系统的稳定运行极为重要。传统交流系统中的线路主保护常采用电流差动保护, 该保护是基于同步机电源特性设计的, 海缆两侧故障电流受控特征使得该保护方法存在性能下降的问题。文献[8]考虑 M3C 负序电流抑制策略、故障限流策略和 PMSG 不同的故障穿越控制策略影响下, 定量分析了电流差动保护在该场景下的适应性, 得出了单相接地和两相短路时差动保护可能会拒动的结论。且由于低频输电周期长, 电流差动保护方法需要长时间的计算窗长; 叠加长海缆大分布电容的影响<sup>[9]</sup>, 该方法还需要躲过区外故障时的分布电容电流, 这将导致故障切除缓慢, 威胁电网安全稳定运行。因此亟需研究适用于海上风电 FLFTS 中的海缆保护方法。

目前, 关于 FLFTS 线路的保护方法已有一定研究。文献[10]提出将采样值差动保护方法应用到 FLFTS 线路保护, 但该方法并不能消除区外故障时线路分布电容电流对保护造成的影响。文献[11]分析了 M3C 低频输电系统的变压器区内故障特性以及 M3C 换频器响应情况, 提出了基于故障负序分量方向原理的低频变压器快速差动保护。文献[12]通过改变低频构网侧 M3C 的负序电流参考值, 提高了电流差动保护的性。但目前 M3C 控制策略繁多<sup>[13-17]</sup>, 且实际工程应用的控制策略涉密, 因此上述在特定控制策略下的改进电流差动保护方法在工程中的应用性有待进一步验证。

基于动态状态估计的线路保护方法<sup>[18-21]</sup>不需要考虑换流器的控制策略影响, 只聚焦于线路自身是否被破坏, 理论上只要区内发生故障, 保护就能快速可靠判别, 兼具保护“四性”, 这为解决上述问题提供了思路。该方法的原理是通过线路数学模型和物理模型的匹配程度来判别故障, 不受电源特性的影响, 速动性好, 现已有直流架空线<sup>[18-19]</sup>、交流架空线<sup>[20]</sup>和直流单芯电缆<sup>[21]</sup>相关的研究。三芯电缆较单芯电缆经济性好, 因此交流海缆常采用三芯电缆。但三芯电缆结构包含线芯层、护套层和铠装层<sup>[9]</sup>, 与交流架空线结构显著不同, 因此基于架空线模型

的动态状态估计保护并不适用于海缆保护。文献[21]建立了分段分层的直流单芯电缆模型, 考虑了电缆参数的频变特性, 但该模型较为复杂。因此, 基于动态状态估计的海上风电 FLFTS 海底电缆纵联保护仍需深入研究。

本文在定性分析海缆两端故障电流特征的基础上, 根据海缆两端护套层和铠装层并联接地的边界条件, 构造了考虑海缆各金属层和分布电容的三芯海缆等效模型, 据此提出了基于动态状态估计的三芯海缆纵联保护原理。本方法通过三芯海缆数学模型和物理模型的匹配程度来判别故障, 理论上不受两端电源特性和海缆分布电容的影响, 具有天然的选择性; 该方法原理上是瞬时值保护, 相较于电流差动保护, 具有较好的速动性。

## 1 海上风电 FLFTS 控制策略及故障分析

海上风电 FLFTS 拓扑如图 1 所示, 海上风电场发出的 33 kV 低频电经升压变电站转换为 220 kV, 再经海缆送到陆上变频站 M3C, M3C 将低频电转为工频电并入电网。

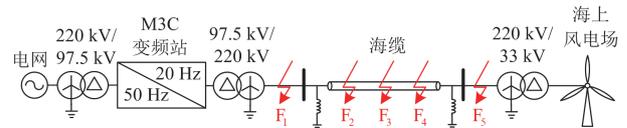


图 1 海上风电 FLFTS 拓扑

Fig. 1 Topology of FLFTS for offshore wind power

### 1.1 控制策略

海缆两侧均属于电力电子受控电源系统, M3C 侧采用构网型控制, 用于建立稳定的低频交流电压; PMSG 侧采用跟网型控制, 用于向电网平稳输送功率。本研究中, M3C 控制采用文献[13]所提的控制策略, 包括工频侧双序控制(外环以总桥臂电容均压和无功功率为控制目标)、低频侧全序控制(电压/频率构网控制)和桥臂间均压控制。此外, 为了防止海缆发生不对称故障后低频侧非故障相出现过电压破坏高压绝缘, 本研究在低频侧控制外环添加了动态降压控制<sup>[8]</sup>, 如图 2 所示。

图 2 中:  $k$  是动态降压系数, 本文取 1;  $u$  和  $i$  分别代表电压和电流; 下标 ref、max 和 min 分别代表参考值、最大限幅和最小限幅; 下标 ABC、od 和 oq 分别代表低频侧三相电气量, 以及其在 dq 旋转坐标系下的  $d$  轴和  $q$  轴电气量; 上标-和 com 分别代表负序分量和共模分量调制波;  $\omega_o$  和  $L_o$  分别代表低频侧角频率和控制回路等效电感;  $\theta_o$  是低频侧自产锁相环产生的相角, 用于构建低频电网相位。

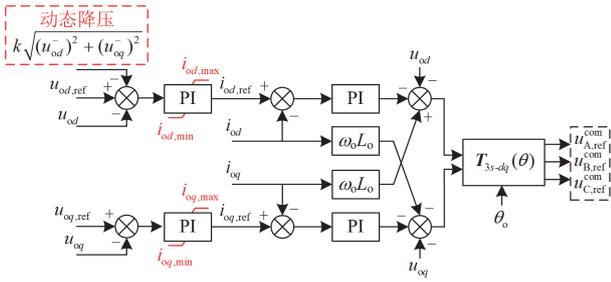


图 2 M3C 低频侧控制框图

Fig. 2 Block diagram of low frequency side control of M3C

PMSG 网侧控制采用文献[22]所提的控制策略,包括正序双环控制(外环以直流电压和无功功率为控制目标)、负序电流抑制和低电压穿越控制。

### 1.2 故障分析

海缆发生故障后,两侧故障电流完全由换流器的控制响应决定。现已有学者对 PMSG 网侧的故障电流表达式做了详细推导<sup>[20,23]</sup>,分析得出该侧换流器提供的短路电流呈现幅值受限、相角受控的特征。

M3C 低频侧采用电压/频率( $V/f$ )构网型控制,海缆故障后,当外环控制的 PI 环节未达到限幅时,M3C 低频侧表现为受控电压源特征,由于该侧配备有动态降压控制,出口电压会受限,其提供的短路电流幅值相应也会受限,甚至可能会小于正常负荷电流。当 PI 环节达到限幅时,M3C 低频侧则表现为受控电流源特征,短路电流幅值达到限幅值;但该侧未配置低压穿越控制,限幅后  $d$ 、 $q$  轴内环电流参考值不是定值,短路电流相角是受控的。

综上所述,当海缆发生故障后,两侧换流器提供的短路电流均呈现幅值受限、相角受控的特征,这会影响到基于同步机电源“恒定电势+恒定内阻抗”设计的电流差动保护方法的性能,因此,亟需研究不依赖电源特性的保护新原理。

## 2 三芯海缆模型建立

动态状态估计保护通过海缆数学模型和物理模型的匹配程度来判别故障,精确合理的三芯海缆模型是该保护可靠动作的关键。针对中远海长海缆送出场景,需统一考虑海缆结构、分布特性与保护计算复杂度间的关系,合理选择海缆模型。

### 2.1 现有海缆模型

现有的海缆模型有频变参数模型<sup>[24-25]</sup>、集总参数模型、贝瑞隆模型<sup>[20]</sup>和精确 $\pi$ 模型<sup>[26]</sup>。频变参数模型考虑了海缆的分布特性和参数频变特性,是目前最精确的海缆模型。但三芯海缆各导体层的自阻抗不相同,其参数矩阵是不平衡矩阵,解耦矩阵必然是随频率变化的,且在低频段频变特性

尤为突出<sup>[27]</sup>。因此该模型是在相域内直接用有理多项式拟合海缆特征,无法解耦后在模域内进行,导致其极点多,计算复杂度高,并不适用于动态状态估计保护。集总参数模型计算量较低,但其未考虑海缆的分布特性,用在长海缆时会造成较大的计算误差。贝瑞隆模型利用主频率参数对均匀有损传输海缆模型进行近似模拟,考虑了海缆分布电容,但并未考虑参数频变特性,且将海缆分布电阻用集总电阻等效,精度受到影响。

精确 $\pi$ 模型与贝瑞隆模型类似,但精确 $\pi$ 模型未将海缆分布电阻用集总电阻等效,精度较高,且计算量适中,适用于动态状态估计保护。因此后续研究均基于精确 $\pi$ 模型。

### 2.2 三芯海缆参数矩阵

三芯海缆结构如图 3 所示,包含 3 种金属结构:线芯层、护套层和铠装层,ABC 三相均含有线芯层和护套层。该海缆结构总共有 7 个金属层,各金属层间均由绝缘层连接组成。

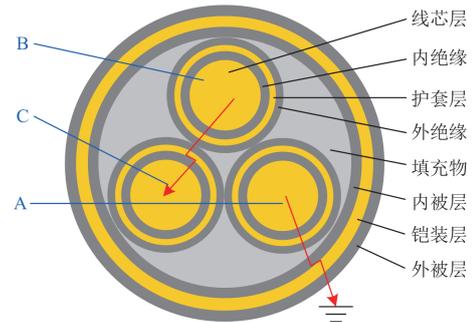


图 3 三芯海缆结构示意图

Fig. 3 Schematic diagram of the structure of a three-core submarine cable

#### 2.2.1 串联阻抗矩阵

为了方便对三芯海缆单位长度串联阻抗矩阵进行分析,本文仅给出三芯海缆单相结构轴向截面图,如图 4 所示。图中, $\dot{U}$ 、 $\dot{i}$  分别代表电压、电流相量,下标  $c$ 、 $s$ 、 $a$  分别代表线芯层、护套层和铠装层; $\Delta x$  表示海缆单位长度; $\Delta \dot{U}$  表示海缆单位长度电压降。

根据图 4 列出海缆单位长度轴向回路压降方程,如式(1)所示。

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{U}_c \\ \Delta \dot{U}_s \\ \Delta \dot{U}_a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{cc} & Z_{cs} & Z_{ca} \\ Z_{cs} & Z_{ss} & Z_{sa} \\ Z_{ca} & Z_{sa} & Z_{aa} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_c \\ \dot{i}_s \\ \dot{i}_a \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: $Z_{ii}(i \in \{c, s, a\})$  表示各金属层的自阻抗; $Z_{ij}(j \in \{c, s, a\}, i \neq j)$  表示各金属层间的互阻抗。

由于实际工程中仅线芯层电压电流可测,需对

式(1)进行化简, 将其护套层和铠装层方程合并, 改写为式(2)。

$$\begin{bmatrix} \Delta \dot{U}_c \\ \Delta \dot{U}_{sa} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{cc} & Z_{csa} \\ Z_{csa}^T & Z_{sa} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{I}_c \\ \dot{I}_{sa} \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中:  $\Delta \dot{U}_{sa}$ 、 $\dot{I}_{sa}$  分别代表合并后的护套层和铠装层电压、电流矩阵, 其中  $\Delta \dot{U}_{sa} = [\Delta \dot{U}_s \ \Delta \dot{U}_a]^T$ ,  $\dot{I}_{sa} = [\dot{I}_s \ \dot{I}_a]^T$ ;  $Z_{csa}$ 、 $Z_{sa}$  表示合并后的串联阻抗矩阵, 其中  $Z_{csa} = [Z_{cs} \ Z_{ca}]$ ,  $Z_{sa} = \begin{bmatrix} Z_{ss} & Z_{sa} \\ Z_{sa} & Z_{aa} \end{bmatrix}$ 。

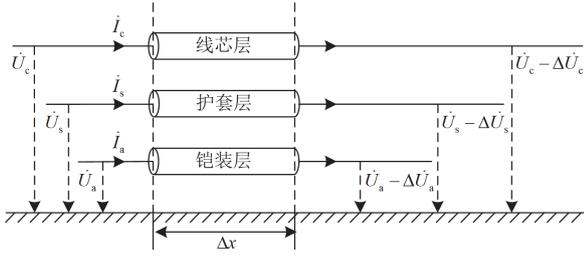


图4 三芯海缆单相结构轴向截面图

Fig. 4 Axial cross-section of single-phase structure of three-core submarine cable

通常海缆护套层和铠装层在两端并联接地, 可近似认为护套层和铠装层沿线电压均为0<sup>[9]</sup>, 即

$$\Delta \dot{U}_{sa} = 0 \quad (3)$$

联立式(2)、式(3)可以得出不包含护套层和铠装层电压电流的解耦方程, 如式(4)所示。该方程仅包含线芯层的电压电流, 具有实用性。

$$\Delta \dot{U}_c = (Z_{cc} - Z_{csa} Z_{sa}^{-1} Z_{csa}^T) \dot{I}_c \quad (4)$$

将式(4)中的单相金属层参数用三相参数进行替换, 即可求出相域内三芯海缆等效线芯阻抗矩阵, 如式(5)所示。

$$Z_{ABC} = Z_{cc,(3)} - Z_{csa,(3)} Z_{sa,(3)}^{-1} Z_{csa,(3)}^T \quad (5)$$

式中: 下标(3)代表对应的三相金属层参数矩阵。

### 2.2.2 并联导纳矩阵

由于金属层间绝缘的存在, 可忽略海缆的对地电导, 仅考虑其对地电容。其单相结构分布电容示意图如图5所示。

海缆两端护套层和铠装层并联接地, 其全线电压为大地电位, 因此线芯层对地分布电容即为线芯层与护套层间的电容, 且各相之间均是独立的。据此可列出相域内三芯海缆等效电容矩阵, 如式(6)所示。

$$C_{ABC} = \begin{bmatrix} C_{cs} & 0 & 0 \\ 0 & C_{cs} & 0 \\ 0 & 0 & C_{cs} \end{bmatrix} \quad (6)$$

式中:  $C_{cs}$  表示海缆线芯层与护套层间的分布电容。

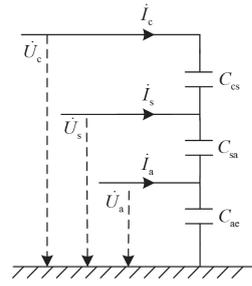


图5 三芯海缆单相结构分布电容示意图

Fig. 5 Schematic diagram of distributed capacitance of single-phase structure of three-core submarine cable

### 2.3 三芯海缆等效模型建立

由于 ABC 各相电压、电流、海缆参数之间存在耦合, 需对其进行解耦。本文利用 Karenbauer 变换矩阵, 将电压、电流、三芯海缆等效线芯阻抗矩阵和电容矩阵转换到相互独立的模域(0 模、1 模、2 模)内。

$$S^{-1} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & -1 \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} u_{\psi}^{(0)} \\ u_{\psi}^{(1)} \\ u_{\psi}^{(2)} \end{bmatrix} = S^{-1} \begin{bmatrix} u_{\psi}^{(A)} \\ u_{\psi}^{(B)} \\ u_{\psi}^{(C)} \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\begin{bmatrix} i_{\psi}^{(0)} \\ i_{\psi}^{(1)} \\ i_{\psi}^{(2)} \end{bmatrix} = S^{-1} \begin{bmatrix} i_{\psi}^{(A)} \\ i_{\psi}^{(B)} \\ i_{\psi}^{(C)} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\begin{cases} R_{wmod} = S^{-1}[\text{real}(Z_{ABC})]S \\ L_{wmod} = S^{-1}[\text{imag}(Z_{ABC}) / (2\pi f)]S \\ C_{wmod} = S^{-1}C_{ABC}S \end{cases} \quad (10)$$

式中:  $S$  为 Karenbauer 变换矩阵;  $\psi = m, k$ , 表示海缆两端端口名称;  $R_{wmod}$ 、 $L_{wmod}$ 、 $C_{wmod}$  表示海缆模域内单位长度的电阻、电感、电容矩阵; 函数  $\text{real}(\cdot)$  表示取复数实部; 函数  $\text{imag}(\cdot)$  表示取复数虚部;  $f$  表示低频主频率。后续若无特殊说明, 均采用模域内参数进行分析, 且不再明确指出是 0 模、1 模或者 2 模。

用于动态状态估计的海缆精确  $\pi$  模型如图 6 所示。图中,  $R$ 、 $L$ 、 $C$ 、 $G$  表示精确  $\pi$  模型的等效电阻、电感、电容、电导, 均由海缆单位长度参数计算得出<sup>[26]</sup>; 海缆两端接有并联电抗器,  $R_{SR}$ 、 $L_{SR}$  表示并联电抗器的电阻、电感。

利用海缆两端测量量瞬时值  $u_m(t)$ 、 $u_k(t)$ 、 $i_m(t)$ 、 $i_k(t)$ 、两端并联电抗器电流瞬时值  $i_{Sm}(t)$ 、

$i_{sk}(t)$  和海缆线电流瞬时值  $i_l(t)$ , 即可构造出海缆精确  $\pi$  模型, 如式(11)所示。

$$\begin{cases} 0 = \frac{C}{2} \frac{du_m(t)}{dt} + \frac{G}{2} u_m(t) - i_m(t) + i_{sm}(t) + i_l(t) \\ 0 = \frac{C}{2} \frac{du_k(t)}{dt} + \frac{G}{2} u_k(t) - i_k(t) + i_{sk}(t) - i_l(t) \\ 0 = L \frac{di_l(t)}{dt} + R i_l(t) - u_m(t) + u_k(t) \\ 0 = L_{SR} \frac{di_{sm}(t)}{dt} + R_{SR} i_{sm}(t) - u_m(t) \\ 0 = L_{SR} \frac{di_{sk}(t)}{dt} + R_{SR} i_{sk}(t) - u_k(t) \end{cases} \quad (11)$$

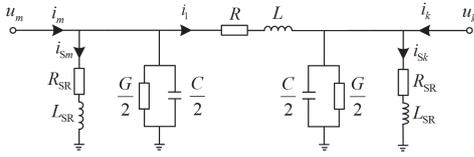


图6 海缆精确  $\pi$  模型

Fig. 6 Accurate  $\pi$  model of submarine cable

该模型综合考虑了三芯海缆各金属层结构和分布电容, 且将两端并联电抗器考虑在内, 具有较高的精度; 仅需测量线芯层电压电流, 符合工程实际。

### 3 基于动态状态估计的纵联保护原理

三芯海缆模型建立后, 另一重点是如何识别区内故障。基本原理是利用故障前后海缆数学模型和物理模型的匹配程度来判别故障, 如果模型匹配, 则表明海缆未发生故障, 反之则表明发生区内故障。本文利用测量残差反映二者间的匹配程度。

#### 3.1 建立系统测量方程

基于海缆精确  $\pi$  模型, 本文将海缆两端电压电流值  $u_m(t)$ 、 $u_k(t)$ 、 $i_m(t)$ 、 $i_k(t)$ , 两端并联电抗器电流值  $i_{sm}(t)$ 、 $i_{sk}(t)$  和海缆线电流值  $i_l(t)$  作为状态量, 将海缆两端电压电流值  $u_m(t)$ 、 $u_k(t)$ 、 $i_m(t)$ 、 $i_k(t)$  作为真实测量量, 并引入模型中的 0 值作为虚拟测量量。此外, 为了提高动态状态估计的精度, 本文根据广义 KCL 建立如式(12)所示的方程, 增加了系统测量方程的冗余度。

$$\begin{aligned} 0 &= i_m(t) + i_k(t) - i_{sm}(t) - i_{sk}(t) - \\ &\frac{C}{2} \frac{du_m(t)}{dt} - \frac{G}{2} u_m(t) - \\ &\frac{C}{2} \frac{du_k(t)}{dt} - \frac{G}{2} u_k(t) \end{aligned} \quad (12)$$

将式(11)中的微分项采用前向欧拉法展开, 式(12)中的微分项采用后向欧拉法展开, 再根据上述

测量量和状态量定义, 即可得到系统测量方程(见附录 A)。为了便于后续分析, 本文给出其简化形式, 如式(13)所示。

$$\mathbf{z} = \mathbf{H}\mathbf{x} + \mathbf{C} + \mathbf{v} \quad (13)$$

式中:  $\mathbf{z}$  为测量量列向量;  $\mathbf{H}$  为状态量的关系矩阵, 由附录 A 整理得出;  $\mathbf{x}$  为状态量列向量;  $\mathbf{C}$  为历史值矩阵, 历史值均通过上一采样点估计结果获得;  $\mathbf{v}$  为测量残差。

#### 3.2 动态状态估计

本文采用的动态状态估计算法为加权最小二乘法, 具体实现方法是通过设置归一化测量残差平方和最小的算法目标函数  $J(\mathbf{x})$ , 得到最优估计的状态量。

$$\text{Min } J(\mathbf{x}) = \mathbf{v}^T \mathbf{W} \mathbf{v} \quad (14)$$

式中:  $\mathbf{W}$  为权重矩阵, 反映每个测量量误差的权重水平,  $\mathbf{W} = \text{diag}[1/\sigma_1^2, 1/\sigma_2^2, \dots, 1/\sigma_n^2]$ ,  $\sigma_n$  为相应测量量的标准差,  $n$  为测量量的个数。综合考虑互感器测量误差和模型误差, 本文标准差取值均按照相电压、相电流的额定有效值 1% 选取。

设  $\mathbf{H}$  为常数矩阵, 则可得出状态量的最优估计  $\hat{\mathbf{x}}$  如式(15)所示。

$$\hat{\mathbf{x}} = (\mathbf{H}^T \mathbf{W} \mathbf{H})^{-1} \mathbf{H}^T \mathbf{W} (\mathbf{z} - \mathbf{C}) \quad (15)$$

利用式(15)得到的  $\hat{\mathbf{x}}$ , 进一步计算得出测量量估计值  $\hat{\mathbf{z}}$  和残差的归一化平方和  $\zeta$ , 分别如式(16)和式(17)所示。

$$\hat{\mathbf{z}} = \mathbf{H} \hat{\mathbf{x}} + \mathbf{C} \quad (16)$$

$$\zeta = \sum_n \left( \frac{v_n}{\sigma_n} \right)^2 = \sum_n \left( \frac{\hat{z}_n - z_n}{\sigma_n} \right)^2 \quad (17)$$

#### 3.3 保护判据

当海缆未发生区内故障时, 所构造的数学模型和物理模型相匹配, 所有测量量的残差均符合高斯分布, 且各测量量之间相互独立, 残差的归一化平方和  $\zeta$  符合卡方分布  $\chi^2(K)$ 。 $K$  是卡方分布的自由度, 等于测量量的个数减去状态量的个数, 本文取 3。当海缆发生区内故障时, 模型不匹配, 测量残差变大,  $\zeta$  随之变大, 不符合卡方分布。因此可利用残差的归一化平方和  $\zeta$  判别故障, 并通过读取自由度  $K$  对应的卡方分布临界值设置故障判据。

卡方分布临界值可根据式(18)选取。

$$P[\chi^2(K) \geq \chi_\alpha^2(K)] = \int_{\chi_\alpha^2}^{\infty} f(\chi^2) d\chi^2 = \alpha \quad (18)$$

式中:  $P[\chi^2(K) \geq \chi_\alpha^2(K)]$  表示卡方分布自由度为  $K$  时,  $\zeta \geq \chi_\alpha^2(K)$  的概率,  $\alpha$  表示模型匹配概率, 本文取 0.01;  $\chi_\alpha^2(K)$  为模型匹配概率下的卡方分布临界值。查询卡方分布表可得相应的卡方分布临界值

为  $\chi_{0.01}^2(3) = 11.34$ 。

式(18)表示对所构造的海缆模型进行状态估计,估计结果残差的归一化平方和  $\zeta$  大于卡方分布临界值  $\chi_{0.01}^2(3)$  时,只有 1% 的概率符合卡方分布,即只有 1% 的概率表明海缆数学模型与物理模型匹配,海缆可能发生故障。

经上述分析,可设置故障判据如下。

$$\begin{cases} Q(t) = \begin{cases} 1 & \zeta \geq \chi_{0.01}^2(3) \\ 0 & \zeta < \chi_{0.01}^2(3) \end{cases} \\ S_{\text{trip}}(t) = \begin{cases} 1 & \int_{t-T_{\text{set}}}^t Q(\tau) d\tau \geq N_{\text{set}} \\ 0 & \int_{t-T_{\text{set}}}^t Q(\tau) d\tau < N_{\text{set}} \end{cases} \end{cases} \quad (19)$$

式中:  $Q(t)=1$  表示海缆可能发生区内故障;  $Q(t)=0$  表示海缆未发生区内故障;  $S_{\text{trip}}(t)=1$  表示继电器发出跳闸信号;  $T_{\text{set}}$  为判据时间窗,用来提高保护的可靠性;  $N_{\text{set}}$  为保护动作阈值。

为了防止所提保护发生 1% 概率的误判,本文设置须在判据时间窗  $T_{\text{set}}$  内多次判定故障后才出口跳闸信号的保护逻辑,提高了保护的可靠性。综合考虑保护“四性”,本文  $T_{\text{set}}$  取 2 ms,保护动作阈值  $N_{\text{set}}$  取 5。

本文构造的海缆模型并未考虑参数频变特性,为了减小该特性对保护的影响,应对电压电流测量数据进行滤波处理。本文选取截止频率为低频主频率的二阶带通数字滤波器对测量数据进行处理,以电压测量值带通滤波为例,实现形式如式(20)所示。

$$\begin{cases} u_{\text{div}}(t) = (1 - \omega_s \Delta t) u_{\text{div}}(t - \Delta t) + \omega_s \Delta t u(t) \\ u_{\text{glv}}(t) = \frac{u_{\text{div}}(t) - u_{\text{div}}(t - \Delta t) + u_{\text{glv}}(t - \Delta t)}{1 + \omega_s \Delta t} \\ u_{\text{lv}}(t) = 2u_{\text{glv}}(t) \end{cases} \quad (20)$$

式中:  $u_{\text{div}}$  为低通滤波后的电压测量值;  $u_{\text{glv}}$  为高通滤波后的电压测量值;  $u_{\text{lv}}$  为带通滤波后的电压测量值;  $\omega_s = 2\pi f_s$ ,  $f_s$  为截止频率;  $\Delta t$  为采样间隔。

保护原理流程图如图 7 所示,图中的故障选相方法参考文献[20]。

## 4 影响因素分析

本节对海缆模型、过渡电阻、测量噪声、同步误差和采样频率各影响因素进行理论分析。

### 4.1 海缆模型

所提保护方法采用单一主频率海缆参数的精确  $\pi$  模型进行估计,考虑了海缆各金属层结构和分布电容,且对测量数据进行截止频率为主频率的带通

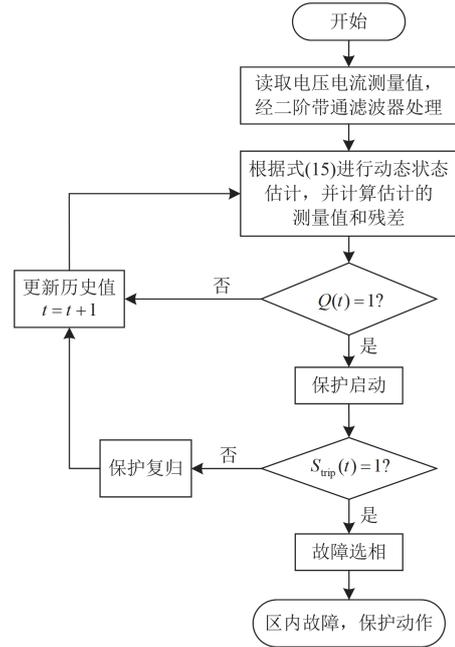


图 7 保护原理流程图

Fig. 7 Flow chart of the protection principle

滤波处理,减小了海缆实际参数频变特性对该保护的影响,具有较高的精度。

### 4.2 过渡电阻

所提保护方法采用模型匹配的思想进行故障判别,即使发生高阻故障,所建海缆数学模型与实际故障模型之间也会存在较大差异,因此该保护理论上能耐受较大的过渡电阻。

### 4.3 测量噪声和同步误差

对于测量噪声,所提保护是在假定测量残差符合高斯分布的基础上提出的,并进一步对测量数据进行带通滤波处理,因此该保护可耐受测量元件正常范围内的噪声。对于同步误差,所提保护需要双端测量的同步数据,目前电力系统广泛采用 GPS 或北斗对时的同步对时方法,同步误差在  $2 \mu\text{s}$  以内<sup>[18]</sup>,对于所提保护可视为测量噪声,因此该保护也可耐受一定的同步误差。

### 4.4 采样频率

所提保护方法采用前向、后向欧拉法对微分项进行离散化处理,理论上采样间隔越短,离散化误差越小,所建海缆数学模型更精确,即所提保护的性能随采样频率的增大而提升。根据第 5 节仿真结果,工程中常用的 10 kHz 采样频率已能满足本保护的精度需求。

## 5 仿真验证

在 PSCAD/EMTDC 中搭建如图 1 所示的 220 kV

海上风电 FLFTS 模型。M3C 和 PMSG 参数由附录 B 表 B1 给出; M3C 各桥臂采用戴维南等效模型; 风电场采用 150 台 2 MW 直驱风机等效; 三芯海缆采用频变参数模型, 放置深度为 3 m, 长度为 200 km, 参数按照 220 kV-XPLE 630 mm<sup>2</sup> 海缆设计<sup>[28]</sup>(见附录 B 表 B2), 海水电阻率为典型值 0.5 Ω·m; 保护采样频率设为 10 kHz。为了验证所提保护的有效性, 需对不同故障场景进行仿真。本文分别对不同故障位置(如图 1 所示, F1、F5 为区外故障点; F2、F3、F4 为区内故障点)、不同故障类型(如图 3 所示, 海缆区内故障, 线芯接地故障需要通过护套层和铠装层实现接地短路, 线芯相间故障需要通过各相护套层实现相间短路, 则其故障类型可列为: A 相线芯护套短路、A 相线芯护套铠装短路、A 相线芯接地、BC 相线芯护套短路、ABC 相线芯护套短路, 分别记为 A-sA、A-sA-a、A-sA-a-G、B-sB-sC-C、A-sA-sB-B-sC-C; 区外故障仍可采用传统的故障类型: A 相接地、BC 两相短路、BC 两相短路接地、ABC 三相接地, 分别记为 AG、BC、BCG、ABC) 进行仿真验证。

### 5.1 不同故障场景保护性能测试

分别对 F1—F5 故障点进行各种故障类型测试, 故障时刻为 0 ms。

图 8(a)、图 8(b)分别展示了 F3 处(海缆中点)发生金属性 A-sA-sB-B-sC-C 故障和 F1 处(M3C 侧区外)发生金属性 ABC 故障的保护判别结果, 附录图 B1、图 B2 为其对应的海缆两端电压电流仿真结果。从图 8 中可以看出, 故障前各模域内  $\zeta$  近似为 0, 模型匹配度高, 保护不启动。

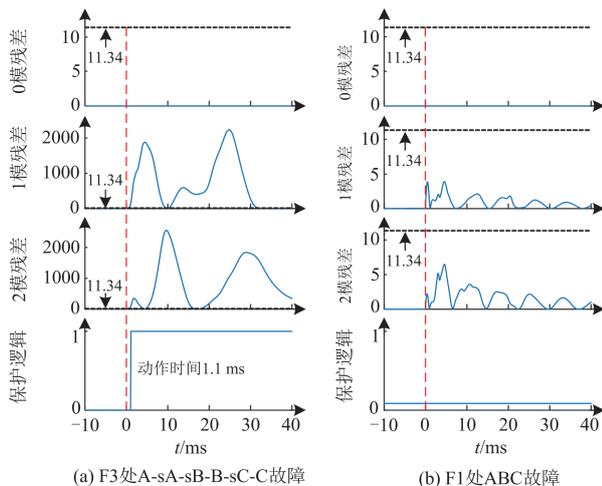


图 8 区内、外三相金属性故障保护判别结果

Fig. 8 Protection discrimination result of internal and external three-phase metallic fault

发生区内三相故障后, 1、2 模域内  $\zeta$  迅速增大并超过判别阈值, 模型匹配度降低, 表明海缆可能发生区内故障, 保护启动。根据图 7 保护启动后的后续流程, 故障后 1.1 ms 发出 ABC 三相跳闸信号, 保护正确动作。本文图中的动作时间并没有考虑两端通信的延时, 该延时应根据实际工程中采用的通信通道以及海缆长度而定。

发生区外三相故障后, 各模域内  $\zeta$  仍在判别阈值以下, 保护不启动, 即保护不会发生误动。

其他故障位置和故障类型下所提保护的動作情况如表 1 所示。由表 1 可知, 本文所提保护能快速识别区内各种故障, 且在区外故障时可靠不误动。

表 1 各种故障下所提保护动作情况

Table 1 Protection operation status under various faults			
故障位置	故障类型	动作时间/ms	动作情况
F1	AG	-	不动作
	BC	-	不动作
	BCG	-	不动作
	ABC	-	不动作
F2	A-sA	2.6	跳 A 相
	A-sA-a	2.5	跳 A 相
	A-sA-a-G	2.5	跳 A 相
	B-sB-sC-C	1	跳三相
	A-sA-sB-B-sC-C	1	跳三相
F3	A-sA	2.4	跳 A 相
	A-sA-a	2.3	跳 A 相
	A-sA-a-G	2.3	跳 A 相
	B-sB-sC-C	1.1	跳三相
	A-sA-sB-B-sC-C	1.1	跳三相
F4	A-sA	2.2	跳 A 相
	A-sA-a	2.1	跳 A 相
	A-sA-a-G	2.1	跳 A 相
F5	B-sB-sC-C	0.9	跳三相
	A-sA-sB-B-sC-C	0.7	跳三相
	AG	-	不动作
	BC	-	不动作
	BCG	-	不动作
	ABC	-	不动作

### 5.2 所提保护与电流差动保护性能对比

将所提保护与电流差动保护(比率制动型、比相式)<sup>[20]</sup>进行性能对比, 如图 9—图 11 所示。为了模拟工程实际, 电流差动保护所用测量数据均通过低通滤波处理。

电流差动保护在 20 Hz 频率下所需计算窗长为 50 ms。从图 9(b)、10(b)可以看出, 该窗长会导致保护动作缓慢。对于 F3 处 A 相线芯金属性接地故障, 图 9(b)所示的比率制动型电流差动保护在故障后 20 ms 发出跳闸信号, 而比相式电流差动保护则需

要将近 40 ms，电流差动保护动作速度显著下降。

对于 F3 处 A 相线芯经 300 Ω 过渡电阻接地故障，由于海缆两侧受控电源输出的故障电流均呈现幅值受限、相角受控的特性，导致图 10(b)所示的比率制动型电流差动保护故障后 50 ms 内未能判别故障，而比相式电流差动保护则发生拒动，电流差动保护灵敏度显著降低。

对于 F5 处三相金属性故障，由于海缆过大的分布电容，导致图 11(b)所示的电流差动保护均出现误动的情况，需设置相应延时防止区外故障时保护发生误动。结合上述分析，电流差动保护动作速度进一步下降，可能导致风机脱网，威胁电网安全。

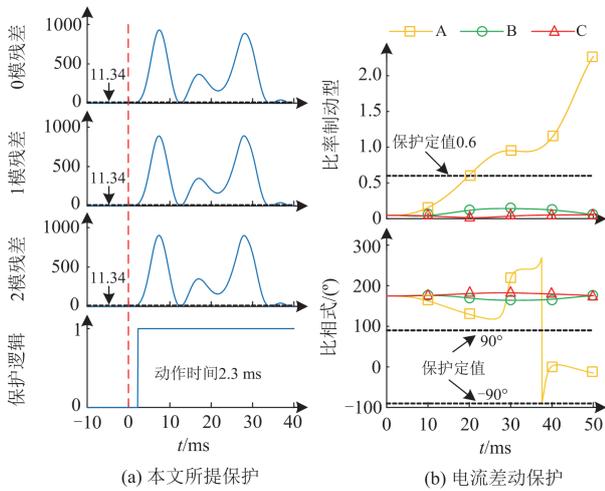


图 9 F3 处 A 相线芯金属性接地故障保护判别结果  
Fig. 9 Protection discrimination result of A-s-A-a-G metallic fault at F3

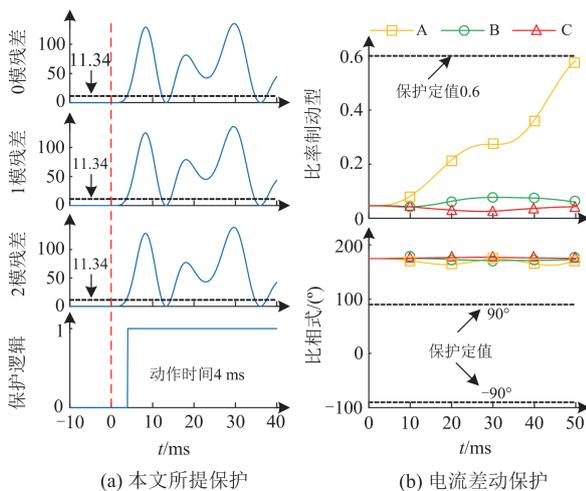


图 10 F3 处 A 相线芯经 300 Ω 过渡电阻接地保护判别结果  
Fig. 10 Protection discrimination result of A-s-A-a-G fault with 300 Ω transition resistance at F3

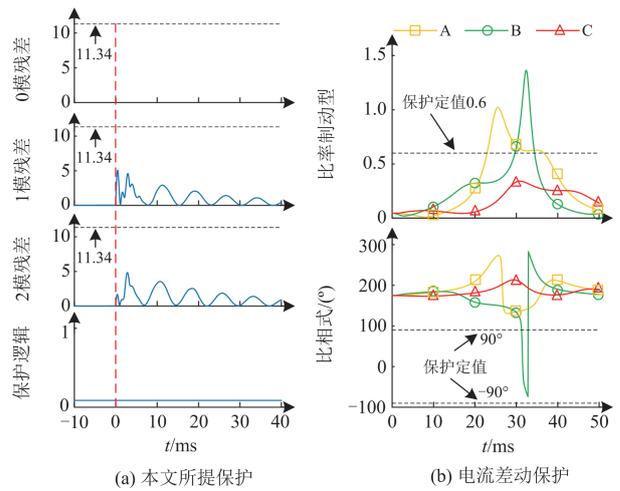


图 11 F5 处三相金属性故障保护判别结果

Fig. 11 Protection discrimination result of ABC metallic fault at F5

由图 9(a)、图 10(a)和图 11(a)可以看出，本文所提保护能在 4 ms 内识别区内单相线芯接地故障，且区外三相故障时可靠不误动，相较于电流差动保护，速动性、灵敏度得到了显著提升。

### 5.3 所提保护与现有动态状态估计保护性能对比

对于 F1 处 A 相金属性接地故障，将现有动态状态估计保护方法<sup>[20]</sup>应用到本文场景下，保护判别结果如图 12(b)所示。从图中可以看出，故障前，1、2 模域内  $\zeta$  均存在幅值较大的波动，估计精度低；故障后，则 0 模域内  $\zeta$  会超过保护判别阈值(自由度为 2，相应的卡方分布临界值为 9.21)，导致保护误动的情况。

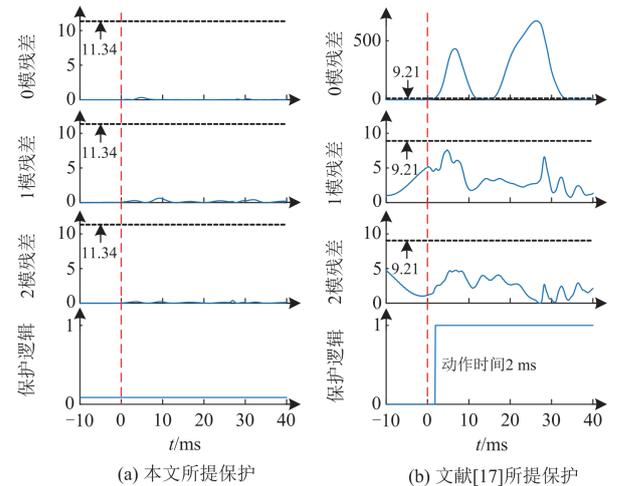


图 12 F1 处 A 相金属性接地故障保护判别结果

Fig. 12 Protection discrimination result of AG metallic fault at F1

由图 12(a)可以看出，本文所提保护在故障前各模域内  $\zeta$  近似为 0，估计精度高；故障后则存在小

幅度的波动,但并未超过判别阈值,保护不会误动。相较于现有动态状态估计保护,估计精度得到了显著提升。

## 5.4 保护算法性能分析

### 5.4.1 过渡电阻

为验证所提保护耐受过渡电阻的能力,对 F2—F4 处的 A 相线芯经  $300\ \Omega$  过渡电阻接地故障进行仿真验证,所提保护的动作情况如表 2 所示。由表 2 可知,本文所提保护能在  $5\ \text{ms}$  内识别该类型故障,具有一定的耐过渡电阻能力。

表 2 经  $300\ \Omega$  过渡电阻接地故障所提保护动作情况

Table 2 Protection operation status via  $300\ \Omega$  transition resistance ground faults

故障位置	故障类型	动作时间/ms	动作情况
F2	A-sA-a-G	4.1	跳 A 相
F3	A-sA-a-G	4.0	跳 A 相
F4	A-sA-a-G	3.7	跳 A 相

### 5.4.2 噪声干扰

为验证所提保护耐受噪声干扰的能力,本文在 F1 处 A 相金属性接地故障的测量数据中分别添加  $30\ \text{dB}$  的高斯白噪声、 $30\ \text{dB}$  的脉冲噪声和  $30\ \text{dB}$  的  $\alpha$  稳定噪声,保护判别结果分别如图 13(a)、图 13(b)和图 13(c)所示。故障前后,各模域内  $\zeta$  均存在波动,但并未超过判别阈值,保护不会误动,所提保护可耐受  $30\ \text{dB}$  噪声干扰。

### 5.4.3 同步误差

为验证所提保护耐受同步误差的能力,本文在 F1 处 A 相金属性接地故障的测量数据中添加  $100\ \mu\text{s}$  的同步误差,保护判别结果如图 13(d)所示。故障前后,各模域内  $\zeta$  均存在波动,但并未超过判别阈值,保护不会误动,所提保护可耐受  $100\ \mu\text{s}$  的同步误差。

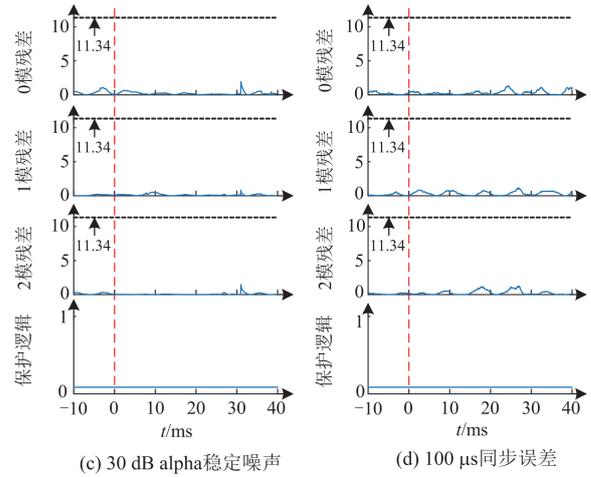
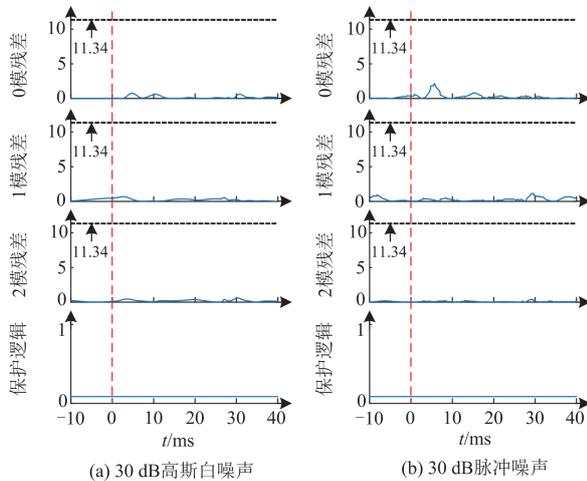


图 13 存在干扰时 F1 处 A 相金属性接地故障保护判别结果

Fig. 13 Protection discrimination result of AG metallic fault at F1 under disturbance

## 6 结论

海上风电 FLFTS 海缆故障时,电流差动保护受双端受控电源、低频周期和长海缆分布电容的影响,存在保护性能下降和风机易脱网的问题。针对此问题,本文提出了基于动态状态估计的海上风电 FLFTS 海缆纵联保护原理,利用模型匹配的思想识别区内外故障。该方法相较电流差动保护具有如下优点:速动性好,故障判别时间不超过  $5\ \text{ms}$ ;灵敏性高,可耐受  $300\ \Omega$  过渡电阻;不受海缆分布电容的影响,具有天然的选择性。且该方法在测量数据存在  $30\ \text{dB}$  噪声或  $100\ \mu\text{s}$  同步误差的情况下,仍可正确区分区内外故障,可靠性高。

### 附录 A

$$0 = u_m(t) - \left(1 - \frac{G\Delta t}{C}\right) \cdot u_m(t - \Delta t) + \frac{2\Delta t}{C} i_1(t - \Delta t) - \frac{2\Delta t}{C} \cdot (i_m(t - \Delta t) - i_{sm}(t - \Delta t))$$

$$0 = u_k(t) - \left(1 - \frac{G\Delta t}{C}\right) \cdot u_k(t - \Delta t) - \frac{2\Delta t}{C} i_1(t - \Delta t) - \frac{2\Delta t}{C} \cdot (i_k(t - \Delta t) - i_{sk}(t - \Delta t))$$

$$0 = i_1(t) - \left(1 - \frac{R\Delta t}{L}\right) \cdot i_1(t - \Delta t) - \frac{\Delta t}{L} u_m(t - \Delta t) + \frac{\Delta t}{L} u_k(t - \Delta t)$$

$$0 = i_m(t) + i_k(t) - i_{sm}(t) - i_{sk}(t) - \left(\frac{C}{2\Delta t} + \frac{G}{2}\right) \cdot u_m(t) - \left(\frac{C}{2\Delta t} + \frac{G}{2}\right) \cdot u_k(t) + \frac{C}{2\Delta t} u_m(t - \Delta t) + \frac{C}{2\Delta t} u_k(t - \Delta t)$$

$$0 = i_{Sm}(t) - \left(1 - \frac{R_{SR}}{L_{SR}} \Delta t\right) \cdot i_{Sm}(t - \Delta t) - \frac{\Delta t}{L_{SR}} u_m(t - \Delta t)$$

$$0 = i_{Sk}(t) - \left(1 - \frac{R_{SR}}{L_{SR}} \Delta t\right) \cdot i_{Sk}(t - \Delta t) - \frac{\Delta t}{L_{SR}} u_k(t - \Delta t)$$

$$u_m(t) = u_m(t)$$

$$u_k(t) = u_k(t)$$

$$i_m(t) = i_m(t)$$

$$i_k(t) = i_k(t)$$

附录 B

表 B1 仿真模型主要参数

Table B1 Main parameters of the simulation model

模型名称	参数名称	数值
M3C	联接变额定容量/MVA	330
	两侧额定频率/Hz	50/20
	阀侧电压/kV	97.5
	桥臂电感/mH	100
	单桥臂子模块个数	111
	子模块电容值/ $\mu$ F	18 000
	子模块额定电压/kV	1.66
	电流限幅/p.u.	1.8
PMSG	箱变额定容量/MVA	2
	出口电压/kV	0.69
	电流限幅/p.u.	1.1

表 B2 220 kV-XPLE 630 mm<sup>2</sup> 海缆参数

Table B2 Parameters of 220 kV-XPLE 630 mm<sup>2</sup> submarine cable

结构名称	外直径/mm	电阻率/ $\Omega \cdot m$	相对介电常数
线芯层	30.2	$2.0272 \times 10^{-8}$	—
XLPE 绝缘层	90.8	—	2.7
护套层	98	$2.14 \times 10^{-7}$	—
PE 外护层	104.6	—	2.3
PP 内垫层	229.3	—	2.3
铠装层	241.3	$1.38 \times 10^{-7}$	—
外被层	249.3	—	2.3

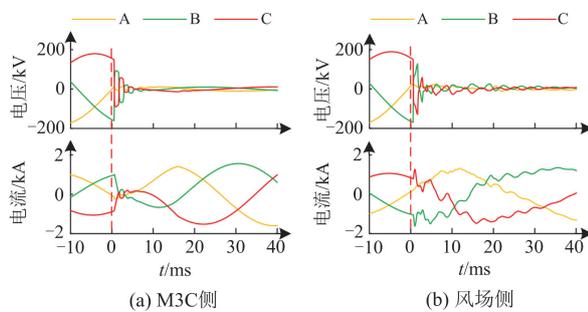


图 B1 F3 处三相金属性故障仿真结果

Fig. B1 Simulation result of A-sA-sB-B-sC-C metallic fault at F3

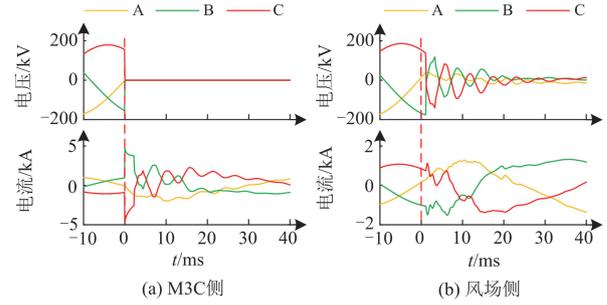


图 B2 F1 处三相金属性故障仿真结果

Fig. B2 Simulation result of ABC metallic fault at F1

参考文献

[1] 徐政. 海上风电送出主要方案及其关键技术问题[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(21): 1-10.  
XU Zheng. Main schemes and key technical problems for grid integration of offshore wind farm[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(21): 1-10.

[2] PAN Xueping, XU Qijie, XU Tao, et al. Primary frequency control considering communication delay for grid-connected offshore wind power systems[J]. Global Energy Interconnection, 2024, 7(3): 241-253.

[3] 瞿晟琨, 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] 彭忠, 黄海, 叶荣, 等. 远海风电柔性直流送端交流系统故障协调控制[J]. 全球能源互联网, 2023, 6(6): 628-639.  
PENG Zhong, HUANG Hai, YE Rong, et al. Coordination control for sending end AC system fault of flexible DC transmission connected offshore wind power[J]. Journal of Global Energy Interconnection, 2023, 6(6): 628-639.

[5] 赵泽昕, 陈维江, 赵国亮, 等. 海上风电柔性低频交流送出系统输送能力计算与分析[J]. 电力系统自动化, 2023, 47(11): 1-8.  
ZHAO Zexin, CHEN Weijiang, ZHAO Guoliang, et al. Calculation and analysis of power transmission capacity of flexible low-frequency AC transmission system for offshore wind power[J]. Automation of Electric Power Systems, 2023, 47(11): 1-8.

[6] 何维轩, 樊征臻, 霍姚彤, 等. 基于交叉熵的海上风电经柔性低频送出系统海缆纵联保护[J]. 中国电力, 2023, 56(11): 38-48.  
HE Weixuan, FAN Zhengzhen, HUO Yaotong, et al. Pilot

- protection scheme of submarine cable in flexible low-frequency transmission system based on cross entropy algorithm[J]. *Electric Power*, 2023, 56(11): 38-48.
- [7] 张树楠, 任军辉, 宋志顺, 等. 基于 M3C 的柔性低频输电系统启动控制策略研究[J]. *高压电器*, 2024, 60(8): 201-209.  
ZHANG Shunan, REN Junhui, SONG Zhishun, et al. Research on startup control strategy of flexible low-frequency transmission system based on M3C[J]. *High Voltage Apparatus*, 2024, 60(8): 201-209.
- [8] 蒋嘉桁, 张晨浩, 宋国兵, 等. 电流差动保护在海上风电低频送出线路中的适应性分析[J]. *电力系统自动化*, 2024, 48(1): 131-139.  
JIANG Jiaheng, ZHANG Chenhao, SONG Guobing, et al. Adaptability analysis of current differential protection in low frequency transmission lines of offshore wind power[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2024, 48(1): 131-139.
- [9] 徐政, 李斯迅, 金砚秋. 海底电缆谐波频段电气参数计算[J]. *电力系统自动化*, 2021, 45(21): 76-84.  
XU Zheng, LI Sixun, JIN Yanqiu. Calculation of electrical parameters of submarine cable in harmonic frequency range[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2021, 45(21): 76-84.
- [10] 潘武略, 钱政旭, 孙志攀, 等. 基于采样值差动原理的低频输电线路差动保护研究[J]. *浙江电力*, 2023, 42(2): 35-42.  
PAN Wulue, QIAN Zhengxu, SUN Zhipan, et al. Research on differential protection of low frequency transmission lines based on differential principle of sampling values[J]. *Zhejiang Electric Power*, 2023, 42(2): 35-42.
- [11] 顾乔根, 张晓宇, 吕航, 等. 基于故障负序分量的低频变压器快速差动保护[J]. *电力系统自动化*, 2023, 47(7): 184-192.  
GU Qiaogen, ZHANG Xiaoyu, LÜ Hang, et al. Fast differential protection of low-frequency transformer based on fault negative sequence component[J]. *Automation of Electric Power Systems*, 2023, 47(7): 184-192.
- [12] 郑涛, 康恒. 基于控保协同的柔性低频输电系统电流差动保护性能提升方案[J/OL]. *电工技术学报*: 1-15 [2024-07-08]. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.240202.  
ZHENG Tao, KANG Heng. Improvement of current differential protection performance of flexible low-frequency transmission system based on control and protection cooperation[J/OL]. *Transactions of China Electrotechnical Society*: 1-15[2024-07-08]. DOI: 10.19595/j.cnki.1000-6753.tces.240202.
- [13] 吴小丹. 面向低频海上风电送出的模块化多电平矩阵变换器输入输出侧解耦控制[J]. *电网技术*, 2022, 46(8): 2909-2923.  
WU Xiaodan. Input/output side decoupling control of modular multilevel matrix converter for low-frequency offshore wind power transmission[J]. *Power System Technology*, 2022, 46(8): 2909-2923.
- [14] 郑涛, 宋伟男, 吕文轩. 基于 M3C 的低频输电系统不对称故障穿越控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(8): 107-117.  
ZHENG Tao, SONG Weinan, LÜ Wenxuan. Asymmetric fault ride-through control strategy for a low frequency AC transmission system based on a modular multilevel matrix converter[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(8): 107-117.
- [15] 郑涛, 康恒, 宋伟男. 可实现低频输电系统不对称故障穿越的M3C电容电压均衡控制策略[J]. *电力系统保护与控制*, 2023, 51(23): 130-140.  
ZHENG Tao, KANG Heng, SONG Weinan. Asymmetric fault ride-through control strategy for low-frequency transmission systems realizing the capacitor voltage balance of modular multilevel matrix converters[J]. *Power System Protection and Control*, 2023, 51(23): 130-140.
- [16] 顾乔根, 张晓宇, 吕航, 等. 柔性低频输电系统的主变稳态负序差动保护[J]. *电力系统保护与控制*, 2024, 52(5): 168-177.  
GU Qiaogen, ZHANG Xiaoyu, LÜ Hang, et al. Steady state negative sequence differential protection of a transformer in a flexible low-frequency transmission system[J]. *Power System Protection and Control*, 2024, 52(5): 168-177.
- [17] 吴小丹, 李建春, 董云龙, 等. 面向低频海上风电送出的模块化多电平矩阵变换器综合解耦控制策略[J]. *中国电机工程学报*, 2023, 43(8): 3177-3191.  
WU Xiaodan, LI Jianchun, DONG Yunlong, et al. Comprehensive decoupling control strategy for modular multilevel matrix converter for low frequency offshore wind power transmission[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2023, 43(8): 3177-3191.
- [18] 李猛, 聂铭, 和敬涵, 等. 基于数字孪生的柔性直流电网纵联保护原理[J]. *中国电机工程学报*, 2022, 42(5): 1773-1783.  
LI Meng, NIE Ming, HE Jinghan, et al. Pilot protection of flexible DC grid based on digital twin[J]. *Proceedings of the CSEE*, 2022, 42(5): 1773-1783.
- [19] WANG Binglin, LIU Yu, YUE Kang, et al. Improved dynamic state estimation based protection on transmission lines in MMC-HVDC grids[J]. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2022, 37(5): 3567-3581.
- [20] 聂铭, 李猛, 和敬涵, 等. 基于状态估计的大规模新能

- 源送出线路纵联保护[J]. 电网技术, 2024, 48(5): 2189-2198.
- NIE Ming, LI Meng, HE Jinghan, et al. Pilot protection of large-scale renewable energy transmission lines based on state estimation[J]. Power System Technology, 2024, 48(5): 2189-2198.
- [21] WANG Binglin, LIU Yu, LU Dayou, et al. Dynamic state estimation based protection using multi-section multi-layer frequency dependent line model for underground cables in MMC-HVDC grids[J]. Electric Power Systems Research, 2023, 225.
- [22] 齐金玲, 李卫星, 晁璞璞, 等. 直驱风机故障穿越全过程的通用电磁暂态建模方法[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(4): 1428-1443.
- QI Jinling, LI Weixing, CHAO Pupu, et al. Generic electromagnetic transient modeling method for complete fault ride-through processes of direct-driven wind turbine generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(4): 1428-1443.
- [23] 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.
- [24] 曹玉石, 张慧媛, 许军, 等. 基于行波相位特征的海上风电柔直电缆故障保护方法的研究[J]. 电测与仪表, 2024, 61(7): 81-87.
- CAO Yushi, ZHANG Huiyuan, XU Jun, et al. Research on fault protection method of offshore wind power flexible direct cable based on traveling wave phase characteristics[J]. Electrical Measurement & Instrumentation, 2024, 61(7): 81-87.
- [25] 聂铭, 和敬涵, 李猛, 等. 基于半桥 MMC 特征信号注入的柔性直流线路频变参数辨识[J]. 电力系统保护与控制, 2023, 51(24): 33-43.
- NIE Ming, HE Jinghan, LI Meng, et al. Flexible DC line frequency-dependent parameter identification based on characteristic signal injection with HB-MMC[J]. Power System Protection and Control, 2023, 51(24): 33-43.
- [26] 刘建. 特高压长距离交流输电线路分布参数计算及线路模型的建立[J]. 电力学报, 2011, 26(2): 95-98.
- LIU Jian. Calculation of distributed parameters and establishment of model of UHV and long-distance AC transmission line[J]. Journal of Electric Power, 2011, 26(2): 95-98.
- [27] DA SILVA F F, BAK C L. 电力电缆中的电磁暂态[M]. 孙伟卿, 戴澍雯, 张松, 等, 译. 北京: 机械工业出版社, 2019.
- [28] 叶昊亮. 海上风电场经交流海缆并网的电磁暂态建模与无功优化研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2022.
- YE Haoliang. Electromagnetic transient model and reactive power optimization of grid-connected offshore wind farms via AC submarine cable[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2022.

收稿日期: 2024-08-09; 修回日期: 2024-11-11

作者简介:

李猛(1986—), 男, 博士, 副教授, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: mengli@bjtu.edu.cn

卫云辉(2000—), 男, 硕士研究生, 研究方向为电力系统保护与控制; E-mail: 22121523@bjtu.edu.cn

王昊月(1993—), 女, 通信作者, 博士, 研究方向为海缆故障诊断定位、输配电线路诊断与故障防御。E-mail: 98930268@bjtu.edu.cn

(编辑 周金梅)