

DOI: 10.19783/j.cnki.pspc.231160

柔性低频输电系统的主变稳态负序差动保护

顾乔根, 张晓宇, 吕航, 莫品豪, 孙仲民

(南京南瑞继保电气有限公司, 江苏 南京 211102)

摘要: 为了解决常规纵差保护难以适用于低频系统的问题, 通过分析低频系统的序分量抑制策略, 并根据低频系统故障进入稳态后单侧有负序注入的特征, 提出一种基于稳态负序分量的主变差动保护方法。为防止该差动保护在区外故障时因电流互感器饱和出现误动, 通过对比分析三类制动电流计算方式的制动性能, 得到了差动保护的制动方程和制动系数。为解决励磁涌流、电流互感器断线可能导致误动的问题, 提出了相电压突变量的差动保护开放条件。仿真分析表明, 该方法能够灵敏反映区内金属性故障及轻微故障, 在区外故障伴随电流互感器饱和时有可靠的制动裕度。

关键词: 低频输电系统; 负序差动; 励磁涌流; 互感器饱和; 零启升压

Steady state negative sequence differential protection of a transformer in a flexible low-frequency transmission system

GU Qiaogen, ZHANG Xiaoyu, LÜ Hang, MO Pinhao, SUN Zhongmin
(NR Electric Co., Ltd., Nanjing 211102, China)

Abstract: It is difficult to apply traditional differential protection to low-frequency systems. To improve this, a transformer differential protection method based on steady-state negative sequence components is proposed. It achieves improvement by analyzing the sequence component suppression strategy of low-frequency systems and considering the characteristic of negative sequence injection on one side after low-frequency system faults enter steady state. By comparing and analyzing the braking performance of three braking current calculation methods, the braking equation and braking coefficient of differential protection are obtained to prevent differential protection misoperation caused by current transformer saturation during external faults. The method adopts the differential protection opening condition of phase voltage sudden change to cope with special working conditions such as excitation inrush current and current transformer disconnection. Simulation analysis shows that this method can sensitively reflect internal metallic faults and minor faults, and maintain reliable braking margin when external faults are accompanied by current transformer saturation.

This work is supported by the National Key Research and Development Program of China "Key Technologies for Flexible Low Frequency Transmission" (No. 2021YFB2401100).

Key words: low frequency power transmission system; negative sequence differential; inrush current; current transformer saturation; zero start boost

0 引言

低频输电系统利用电力电子设备构建低频率的输电网络^[1-5]。一方面, 低频输电系统的运行频率与我国传统大电网的 50 Hz 额定频率存在明显差异, 导致低频继电保护在模拟量采集、故障基波特征量

提取、系统保护方案设计等方面与传统保护存在较大区别; 另一方面, 低频输电环节由电力电子设备构建, 该类系统故障后的电气特征受控制策略影响, 与传统同步机系统特征迥异^[6-7], 导致继电保护的原理设计、功能配置等面临新的挑战, 需要针对性开展继电保护研究。国内外已发表的柔性输电相关文献中, 多集中于混合输电技术、新策略、柔直侧故障穿越等方面。文献[8]应用双 $\alpha\beta$ 变换法对模块化多电平矩阵变换器(modular multilevel matrix converter,

基金项目: 国家重点研发计划项目资助“柔性低频输电关键技术”(2021YFB2401100)

M3C)进行了数学建模,在此基础上建立了解耦控制的理论基础;文献[9]分析了柔性输电系统的故障穿越技术以及故障电流抑制技术,探讨了柔性直流输电系统的故障电流分布特性与演变规律,但侧重分析直流侧故障及直流控制策略,未涉及交流侧故障的分析;文献[10]分析了控制系统的稳态短路电流计算方法以及控制器参数、负载等因素引发稳态故障电流下降的问题,但未涉及电流频域的分析。

在低频示范工程的前期研究和仿真验证中发现,低频系统发生故障时,继电保护面临如下不利情形:1)柔性低频输电系统(low frequency transmission system, LFTS)两侧的M3C响应呈限流特征,同类型故障,低频系统的短路电流远小于常规系统,纵差保护灵敏度有所降低;2)低频系统的暂态过程存在多变性,导致主保护差流谐波含量高,影响差动保护速动性;3)受电力电子设备控制特性的影响,短路电流与负荷电流区分度小,故障进入稳态后差动比例特性难以满足,同时以变化量为原理的故障分量差动保护动作窗口期较短(故障进入稳态后变化量差动将不能动作),低频主变差动保护存在可靠性不足的问题^[11]。

针对上述问题,基于低频输电系统示范工程,本文提出一种适用于低频变压器的稳态负序差动保护。该方法以稳态故障序分量为计算量,若常规纵差保护因上述不利情形未能及时动作,故障进入稳态后,仍能由基于本文所述原理的差动保护动作,以提高保护方案的整体可靠性。

1 低频输电系统下的故障特性

低频系统属双侧受控系统,以现有低频输电示范工程为例,该系统双侧均由M3C控制器构建,其中一侧M3C用于建立、稳定低频交流电压,一般采用电压频率控制模式(电压-频率控制,下文简称为VF);另一侧M3C用于功率送出,一般采用功率控制模式(有功-无功控制,下文简称为PQ)。通过两侧M3C协调控制,实现双端柔性低频灵活输电,并确保弱系统条件下的M3C变换器稳定性。由于低频系统中配置多个VF控制站,可能出现控制量互相冲突,导致系统无法稳定运行,因而现有柔性输电系统均为VF、PQ搭配的模式。

与传统同步机系统相比,双侧受控系统的故障特征较为特殊:

1)故障特征取决于低频系统两侧电力电子设备控制策略,呈现典型的非线性且时变特征;

2)传统同步机“恒定电势+系统阻抗”串联的物理概念不再适用,因此传统同步机系统中的分析

方法不适用于低频系统;

3)两侧系统呈现弱电源特征,故障电流受限,数值仅略高于负荷电流,受换流器耐受电流能力的限制,故障期间换流器能够提供的短路电流相比于传统系统明显减小。

图1为低频系统中低频主变网侧发生单相永久性接地故障的仿真波形及比例差动计算。故障后,VF侧低频构网控制响应,A相短路电流迅速降低,短路电流在短时间内变化较大。常规纵差差动保护在故障后两周波内,比例制动特性能够满足,但该期间纵差差流的二次谐波含量高于定值15%,纵差保护不能动作。当故障进入稳态后,纵差差流二次谐波含量降至15%以下,但此时短路电流减小,纵差保护的差流在制动门槛附近波动,纵差保护不能可靠动作。

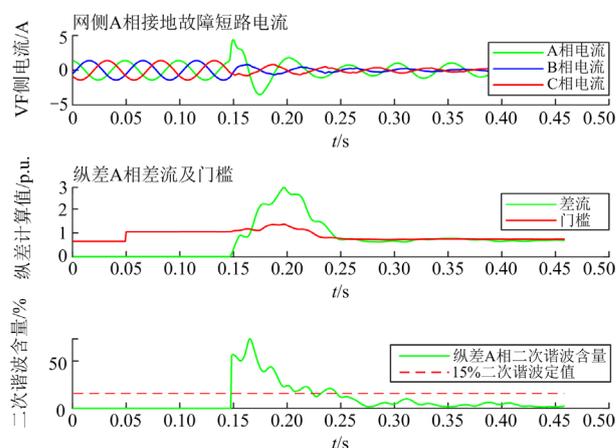


图1 A相接地故障仿真波形及比例差动计算

Fig. 1 Simulation waveform and proportional differential calculation of phase A grounding fault

上述分析表明,在故障进入稳态后,穿越性流出变压器的正序负荷电流(流向PQ侧)提供了纵差保护制动量,同时差流(短路电流)降低,常规纵差保护存在拒动的问题(差流略低于制动门槛,灵敏度低于1)。

分析VF、PQ两种不同控制模式下的序分量抑制特征。

VF侧通过低频构网控制策略,构建稳定的20 Hz电网,属于主动构网控制,该控制模式下不对序分量进行抑制;PQ侧设计为低频电网跟随控制模式,控制本站低频侧有功、无功的送出^[12-13]。为确保220 kV低频侧并网电流控制效果,PQ侧通过负序抑制使得其输出的低频负序电流接近于零。因此,相比VF侧,可近似认为PQ侧端口的负序阻抗为无穷大。

当低频主变区内故障时, VF 侧有较明显负序电流注入, PQ 侧几乎无负序分量, 从差回路的角度看, 低频主变的区内故障的稳态特征为单侧有负序故障电流注入, 因而在故障进入稳态后, 构建以负序电流为计算量的稳态负序差动保护可以不受正序、负序电流(差回路流出电流)的影响, 有较理想的差动判别环境, 基于该原理提出基于稳态负序分量的负序差动保护。

2 低频系统故障过程的负序差动保护灵敏性分析

分析序阻抗和复合序网可以得到正序、负序、零序等效电路。考虑系统电源不产生负序电势, 负序网络中仅故障点负序电势起作用^[14-16], 可得到如图 2 所示的负序等效电路。

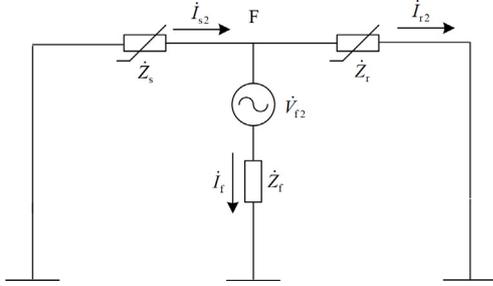


图 2 负序等效网络

Fig. 2 Negative sequence equivalent network

图 2 中: \dot{Z}_f 为故障过渡阻抗; \dot{Z}_s 为 VF 侧系统负序阻抗; \dot{Z}_r 为 PQ 侧系统负序阻抗; \dot{I}_f 为负序短路电流; \dot{I}_{s2} 为 VF 构网侧的负序分量; \dot{I}_{r2} 为 PQ 功率送出侧的负序分量。计算图 2 所示的等效电路负序电流得到

$$\begin{cases} |\dot{I}_{s2}| = \left| \frac{\dot{V}_{f2}}{\dot{Z} + \dot{Z}_f} \times \frac{\dot{Z}_r}{\dot{Z}_s + \dot{Z}_r} \right| \\ |\dot{I}_{r2}| = \left| \frac{\dot{V}_{f2}}{\dot{Z} + \dot{Z}_f} \times \frac{\dot{Z}_s}{\dot{Z}_s + \dot{Z}_r} \right| \end{cases} \quad (1)$$

式中: \dot{V}_{f2} 为不对称故障点等效故障负序电压; \dot{Z} 为系统等值阻抗。

$$\dot{Z} = \frac{\dot{Z}_s \times \dot{Z}_r}{\dot{Z}_s + \dot{Z}_r} \quad (2)$$

由于 \dot{Z}_r 为无穷大, $|\dot{I}_{r2}|$ 近似为 0, 此时负序差回路的差动电流 I_d 为

$$|I_d| = |\dot{I}_{s2}| \quad (3)$$

常见的几种差动保护制动电流计算式为

$$\begin{cases} I_{th1} = \frac{1}{2} \times |\dot{I}_{s2} - \dot{I}_{r2}| \\ I_{th2} = \max(|\dot{I}_{s2}|, |\dot{I}_{r2}|) \\ I_{th3} = (|\dot{I}_{s2}| + |\dot{I}_{r2}|) \end{cases} \quad (4)$$

制动电流 I_{th1} 选择差回路两侧电流向量和的一半作为制动量, 此时得到的制动电流为

$$I_{th1} = \frac{1}{2} \times |\dot{I}_{s2}| \quad (5)$$

当区内故障时, I_{th1} 对应的负序差动保护灵敏度为

$$\left| \frac{I_d}{K_{bl} I_{th1}} \right| = \frac{2}{K_{bl}} \quad (6)$$

式中, K_{bl} 为负序差动制动系数。

I_{th2} 选择差回路两侧电流 \dot{I}_{s2} 、 \dot{I}_{r2} 的最大值作为制动量, 该制动式多用于基于电平衡原理的主变绕组差动保护(主变铁芯饱和不影响电平衡差动保护, 差回路可能出现的不平衡电流相对较小, 以最大侧电流作为制动量在保证制动的同时有助于提高差动灵敏度)。

当区内故障时, I_{th2} 对应的差动保护灵敏度为

$$\left| \frac{I_d}{K_{bl} I_{th2}} \right| = \frac{1}{K_{bl}} \quad (7)$$

I_{th3} 选择差回路两侧电流标量和作为制动量, 此时无论差回路电流 \dot{I}_{s2} 、 \dot{I}_{r2} 相角差的大小, 该制动式都将提供制动电流, 因此该制动式具有较好的防误特性, 广泛应用于常规主变的磁平衡纵差保护。

当区内故障时, I_{th3} 对应的差动保护灵敏度为

$$\left| \frac{I_d}{K_{bl} I_{th3}} \right| = \frac{1}{K_{bl}} \quad (8)$$

由式(6)一式(8)可知, 系统故障进入稳态后, 负序差动保护的灵敏度表达式中均不含有短路过渡阻抗 Z_f , 在差回路仅单侧有负序电流注入的情形下, 基于负序分量的差动保护灵敏度不受过渡阻抗的影响, 仅与制动电流计算式、差动保护比例制动系数有关。

3 低频负序差动的比例制动式

3.1 比例制动式

本文所提的负序差动保护采用式(9)所示的比例制动式。

$$\begin{cases} I_d > I_{fcdqd} & I_{th} \leq 0.5I_n \\ I_d > K_{bl}(I_{th} - 0.5I_n) + I_{fcdqd} & I_{th} > 0.5I_n \end{cases} \quad (9)$$

式中: I_{fcdqd} 为负序差动启动定值; I_{th} 为负序差动制动电流; I_n 为 CT 二次额定电流。保护依次按相判别, 当满足以上条件时, 负序差动动作。负序差动各侧 CT 二次电流由软件调整平衡。

依据《DL/T 684-2012 大型发电机变压器继电保护整定计算导则》, 推荐取差动启动值 I_{fcdqd} 为典型值 $0.4I_n$ 。

理想情况下, 当低频主变区内发生故障时, 差回路的 VF 侧有负序电流流入, PQ 侧负序电流为 0, 设制动电流 I_{th} 为 I_n (VF 侧也存在限流策略, 短路电流 \dot{I}_{s2} 不会太大), 代入式(9), 计算得到 $K_{\text{bl}} < 1.2$, 即当制动系数 $K_{\text{bl}} > 1.2$ 时, 保护将没有动作区间, 因此制动系数 K_{bl} 的取值范围为 0~1.2。

由于变压器常存在转角情形, 且变压器各侧电流特性不尽相同, 因此差回路各侧 CT 的铁芯剩磁在大小和方向上可能各不相同; 在系统外部短路的暂态过程中, 由于故障角的随机性和系统调节特性产生的变化, 非周期分量电流的大小和衰减常数也各不相同, 因此应考虑外部故障时出现 CT 饱和的情况下差动保护比例制动式的适应性^[17-19]。

3.2 制动特性及抗电流互感器饱和特性分析

分析式(4)所述的 3 种制动电流计算式的适应性。据上文分析, 负序差动保护采用故障分量作为计算量, 差动计算灵敏度不受过渡电阻的影响, 其自身具有较好的灵敏性, 不需要再通过减小制动量来提高动作灵敏度。 I_{th1} 选择差回路两侧电流向量和的一半作为制动量, 极端情况下, I_{th1} 可能无法提供制动电流(暂态过程中可能出现电流瞬时反向), 造成保护可靠性不足, 因此 I_{th1} 计算式不宜作为负序差动保护的制动电流计算式。

讨论采用式(4)所述的第 2 种制动电流 I_{th2} 计算式的制动特性。

令 $\dot{I}_{s2} = I \angle 0^\circ$, 且 $\dot{I}_{r2} = q\dot{I}_{s2}$, 即 $q = \frac{|\dot{I}_{r2}|}{|\dot{I}_{s2}|}$,

则差流 I_d 为 $|\dot{I}_{s2} + \dot{I}_{r2}|$, 制动电流 I_{th2} 为 \dot{I}_{s2} , 代入式(9)得到

$$|1 + qe^{j\theta}| > K_{\text{bl}} + \frac{I_{\text{fcdqd}} - 0.5K_{\text{bl}}}{I} \quad (10)$$

式中, θ 为 \dot{I}_{s2} 与 \dot{I}_{r2} 的相位差, $\dot{I}_{r2} = q\dot{I}_{s2}e^{j\theta} = qIe^{j\theta}$ 。

取差动启动值 I_{fcdqd} 为 $0.4I_n$ 。设主变近 PQ 侧发生区外故障, 负序电流穿越性流出差回路, 若 CT 传变正常, 则 \dot{I}_{s2} 、 \dot{I}_{r2} 幅值相同、相位相反, 差

回路不产生差流(低频主变作为阀与低频电网的联结变, 不调档)。若 \dot{I}_{r2} 出现 CT 饱和, 差回路将产生差流。

设 $q = 0.5$, 仍设 \dot{I}_{s2} 为 I_n , 做式(10)的复平面图形, 如图 3 所示, 其中 K_{bl} 等于 0.6、1.2、2.2, 相应有圆 1、2、3(制动圆), 圆外为动作区, 圆 4(差流圆)表示 $|1 + 0.5e^{j\theta}|$ 。当差流圆落于制动圆外部时, 则比例制动式满足, 将引起差动误动。

由图 3 可见, 要使差流圆完全落于制动圆内部, 则 K_{bl} 取 2.2, 大于其最大允许值, 此时保护已完全没有动作区。当 K_{bl} 取最大允许值 1.2 时, 差流圆仍有大部分区域落于制动圆外部, 动作边界处 θ 为钝角, 即差回路仍有流出电流时(若 CT 精确传变, 差回路流入电流全部流出, θ 为 180°), 比例特性就有可能满足, 由此可见, 采用 I_{th2} 计算式的制动性较差, 当区外故障伴随 CT 饱和时, 差回路不平衡电流的增加很容易引起比例制动式误开放, 因此不考虑第 2 种计算方式作为负序差动保护的制动电流计算式。

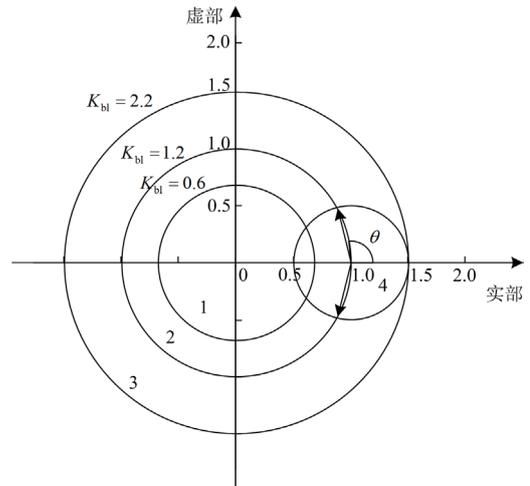


图 3 第二类比例制动复平面圆

Fig. 3 Type II proportional braking complex plane circle

讨论采用式(4)所述的第 3 种制动电流 I_{th3} 计算式的制动特性。

仍令 $\dot{I}_{s2} = I \angle 0^\circ$, 且 $\dot{I}_{r2} = q\dot{I}_{r2}$, 则差流 I_d 为 $|\dot{I}_{s2} + \dot{I}_{r2}|$, 制动电流 I_{th3} 为 $|\dot{I}_{s2}| + |\dot{I}_{r2}|$, 代入式(9)得到

$$|1 + qe^{j\theta}| > (1 + q)K_{\text{bl}} + \frac{I_{\text{fcdqd}} - 0.5K_{\text{bl}}}{I} \quad (11)$$

仍设 $q = 0.5$ 、 \dot{I}_{s2} 为 I_n , 做式(11)的复平面图形, 如图 4 所示。

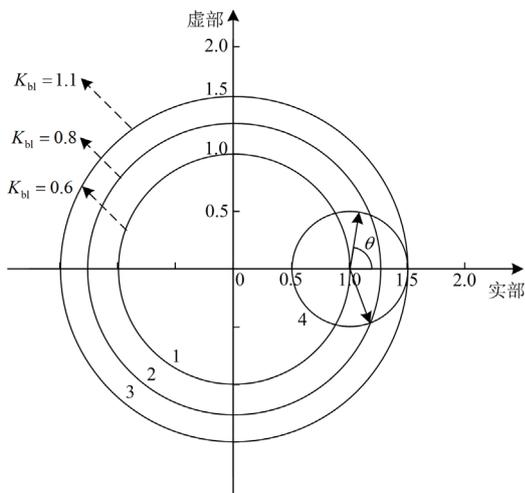


图 4 第三类比例制动复平面圆

Fig. 4 Type III proportional braking complex plane circle

由图 4 可见,要使差流圆完全落于制动圆内部,则 K_{bl} 需取 1.1, 接近 K_{bl} 所允许的最大取值,但此时保护几乎没有动作区,保护可靠性较差。

当 K_{bl} 取 0.8 时,差流圆大部分区域落于制动圆内部,少量区域落于制动圆外部,此时动作边界处 θ 为锐角,即 I_{r2} 已由 180° 流出转变为反向流入区内,说明采样波形已经严重失真,CT 已进入深度饱和。

当 K_{bl} 取 0.6 时,差流圆大部分区域落于制动圆外部,其情形类似 I_{th2} 计算式,制动性有所不足。

以上讨论的前提假设为: I_{s2} 等于 I_n , 即流入差回路的负序电流为 CT 二次额定电流。以单相接地故障为例,忽略负荷电流的影响,考虑接地系统正序、负序、零序网络的相似性,若负序电流等于 I_n , 则故障相电流约为 $3I_n$, 该数值远小于 CT 的一般线性范围, CT 出现深度饱和的可能性不大。

基于以上分析,综合考虑保护的可靠性与灵敏性,选择式(4)所述的 I_{th3} 作为制动电流计算式,比例差动制动系数 K_{bl} 取 0.7~0.8。

4 低频负序差动的闭锁条件

4.1 励磁涌流及二次回路 CT 断线的处理

除考虑比例制动特性抗 CT 饱和和外,低频负序差动还需要考虑二次回路 CT 断线^[20-22]、励磁涌流^[23-24]的影响。

对于负序差动差回路,变压器励磁涌流、二次回路 CT 断线所产生的负序电流均为单侧注入差回路,这种情形与本文所述的低频系统故障的稳态特征相同,无法依靠比例制动式提供制动,容易引起

保护误动。

以三相电流互感器流经额定电流为例,当发生单相 CT 断线后,计算得到负序电流 $3I_2$ 为 1 倍额定值,此时负序差动回路同样为单侧负序电流注入,且该值能够越过常规差动保护定值,引起保护误动。

现有柔性输电工程,当换流阀与主变直接连接时,均采用零启升压的启动方式,而不采用空充主变的方式。这是由于若采用主变空充的方式投入主变,变压器励磁涌流将引起阀瞬时过流,阀瞬时过流保护动作将导致空充失败,同时也对阀的设备安全产生影响。因此现有柔性输电中,若主变的电压源由电力电子设备提供,则均只采用零启升压方式。当主变采用零启升压方式投入时,由于零启升压过程中电压没有突变的过程(电压波形连续),理论上零启升压的过程不会造成主变励磁涌流,但实际工程中,受低频变压器剩磁、低频变压器本体铁芯工作点低等因素的影响,低频变压器保护上也观测到了励磁涌流,如图 5 所示。

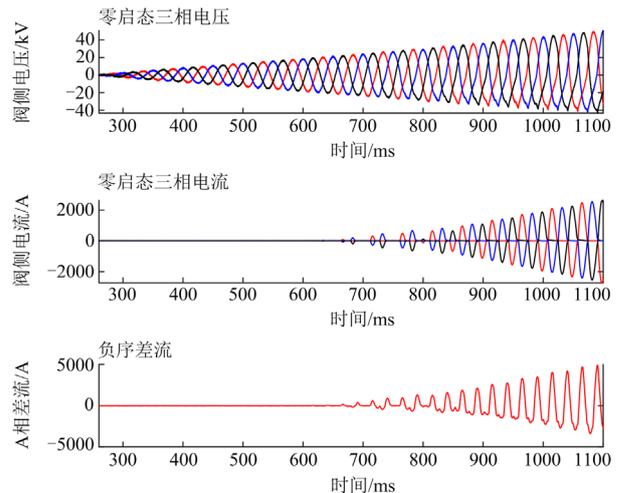


图 5 低频主变零启升压态励磁涌流

Fig. 5 Inrush current of low-frequency transformer in zero start boost state

由图 5 可知,当阀侧升压到约 0.6 倍额定电压时,低频主变逐渐产生励磁涌流,并逐渐增大,涌流最大峰值可达 2 kA,该过程中负序差流也逐渐增大,负序差动保护有误动风险。

根据对称分量法,负序分量计算需要根据三相电流进行向量的行列式计算,该计算过程将导致三相波形耦合、单一相电流的间断特性消失。当铁芯进入深度饱和、涌流达到最大时,得到的负序差流几乎无间断特性,因而常规的诸如二次谐波判别、波形间断识别等励磁涌流判别方法无法适用于负序

差动保护。

为解决上述励磁涌流及二次回路 CT 断线可能导致负序差动误动的问题, 本文引入相电压突变量判据作为负序差动保护的开放条件, 如式(12)所示。

$$\Delta U > 1.25\Delta U_i + U_{th} \quad (12)$$

式中: ΔU_i 为浮动门槛, 随着变化量输出增大而逐步自动提高, 取 1.25 倍可保证门槛定值始终略高于不平衡输出, 保证在系统振荡和频率偏移情况下, 保护不误开放; U_{th} 为固定门槛, 按躲过零启升压态相邻两个周波内电压的工频变化值设定。以低频变压器在 1 s 时长内, 以 0 V 电压匀速升压到额定电压 57.73 V (二次额定相电压) 为例, 低频主变每周波的电压有效值的工频变化量约为 2.88 V。

4.2 三相短路故障的处理

除上述励磁涌流及二次回路 CT 断线以外, 还应特别注意区外三相短路的情形。系统发生主变区外三相短路时, 短路电流的负序分量很小, 此时若主变任一侧 CT 出现饱和, 则产生的负序电流同样为单侧注入差回路。

客观上, 若三相短路发生在主变保护区内, 三相短路的故障特征明显, 由于三相短路时, 系统三相电压均跌落, 这样 M3C 控制器不触发限压策略,

控制系统的限流限压策略中, 仅内环控制的快速限流策略作用于故障特征, 外环控制的限压策略不作用于故障特征, 因而常规纵差保护的差流整体谐波含量衰减速度快, 谐波闭锁判据能够较快速满足并开放常规纵差保护。

同时, 由于三相短路情形下, 系统将不存在穿越性负荷电流流出差回路, 因而差动制动量较小, 常规纵差的比例特性易满足。从谐波闭锁开放、比例特性两方面来看, 此时常规差动保护已有足够灵敏度反映此类故障, 常规差动保护也能可靠动作, 不需要负序稳态差动作为主保护补充, 因此发生三相短路时宜闭锁负序差动保护。

5 仿真分析

根据本文所述的方法, 基于国内某低频输电示范工程联调使用的实时数字仿真系统(real time digital simulation system, RTDS)平台进行仿真, 该系统网络架构如图 6 所示, 该工程所应用的 M3C 的拓扑结构、低频 VF 构网参数见附录 A。

仿真时设定 A 变电站侧 M3C 为 VF 控制, B 变电站侧 M3C 为 PQ 控制。仿真的故障点位于 A 变电站低频变压器区内及其外部区域。

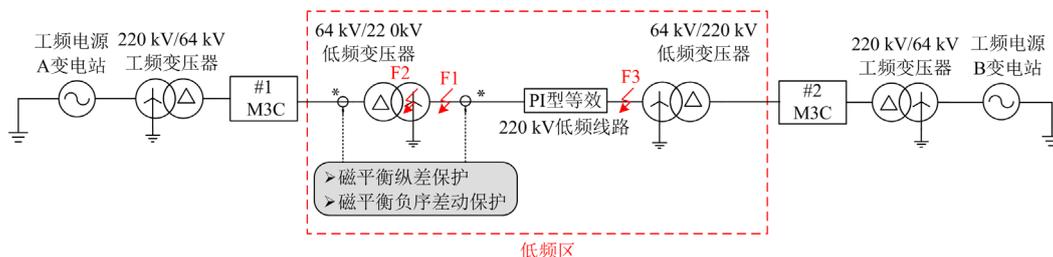


图 6 低频示范工程系统网络结构

Fig. 6 Network structure of low frequency demonstration engineering system

低频主变相关参数如表 1 所示。

表 1 低频变压器参数

Table 1 Parameters of low frequency transformer

设备	参数描述	数值
低频变压器	额定容量/MVA	330
	额定频率/Hz	20
	额定电压/kV	220/64
	主接线	YND11
	短路阻抗	15%
电流互感器	网侧	2000:1
	阀侧	1600:1

5.1 区内故障

仿真主变网侧(F1 处)发生 A 相永久性接地故障, 仿真结果如图 7、图 8 所示。

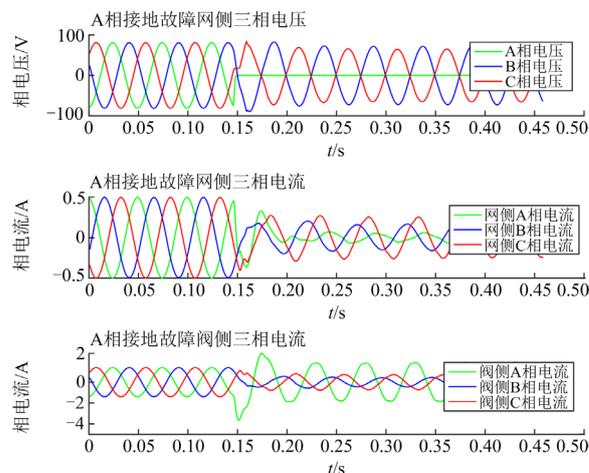


图 7 A 相接地故障仿真波形

Fig. 7 Simulation waveform of phase A grounding fault

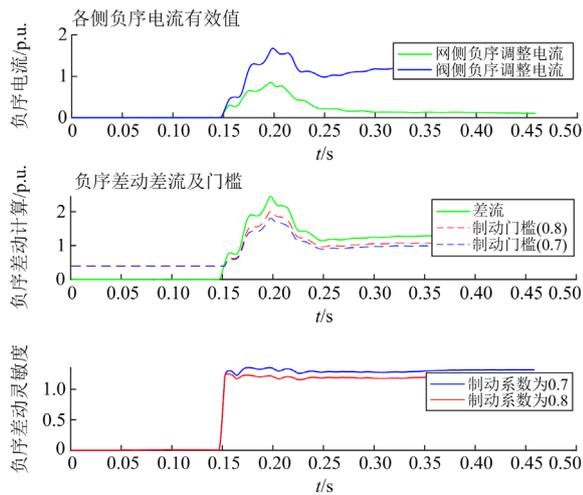


图 8 A 相接地故障负序差动计算

Fig. 8 Negative sequence differential calculation for phase A grounding fault

由图 7、图 8 可知，从故障后第 2 个周波开始，短路电流迅速回落至与负荷电流相当，PQ 侧负序电流逐渐降低，第 2 个周波后故障进入稳态时，PQ 侧负序电流有效值跌落至 0.15 倍标么值以下，VF 侧负序电流有效值仍有约 1 倍标么值，整体呈现差回路单侧有负序电流注入的特征。

同时，单相接地故障发生后，网侧故障相电压跌落至 0，相电压突变量为 57.74 V，式(12)的相电压突变量判据能够可靠开放负序差动保护。

依据 4.1 节所述的比例制动式，计算负序差动保护的比例制动性。由图 8 可知，在故障暂态、故障稳态下，负序差动保护比例制动特性均能可靠满足，取制动系数为 0.7 时，负序差动保护灵敏度为 1.3~1.35，取制动系数为 0.8 时，负序差动保护灵敏度为 1.2~1.23，负序差动保护能够可靠动作。

仿真主变网侧(F1 处)发生 A 相经 50 Ω 过渡电阻接地的短时故障，故障持续时间为 100 ms。仿真结果如图 9、图 10 所示。

故障后 50 ms，阀闭锁并停止输出短路电流，该故障过程中负序差动保护的比率特性能够持续满

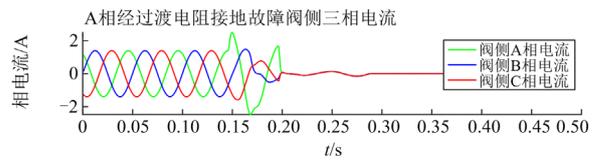
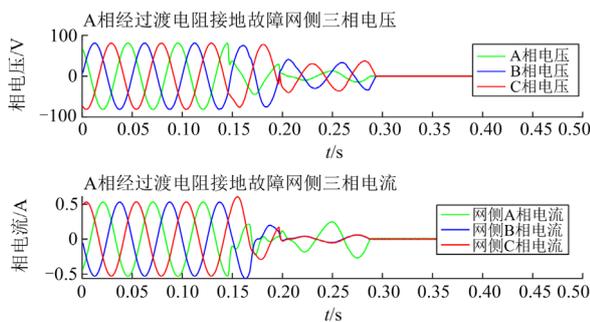


图 9 A 相经过渡电阻接地故障仿真波形

Fig. 9 Simulation waveform of phase A grounding fault through transition resistor

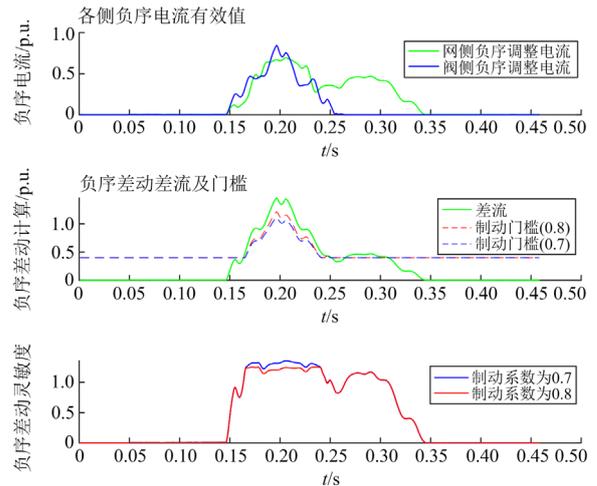


图 10 A 相经过渡电阻接地故障负序差动计算

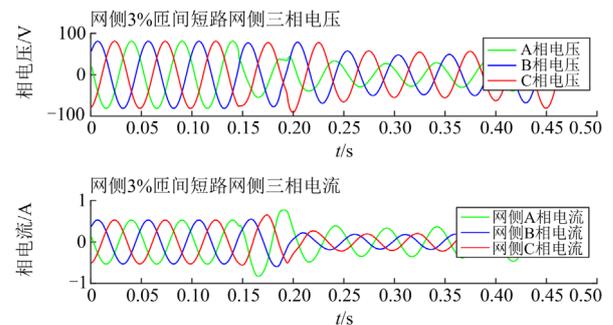
Fig. 10 Negative sequence differential calculation of phase A grounding fault through transition resistance

足，取制动系数为 0.7 时，负序差动保护灵敏度为 1.31~1.35，取制动系数为 0.8 时，负序差动保护灵敏度为 1.2~1.24，负序差动保护能够可靠动作。

对比图 8、图 10 可见，在金属性接地故障、经过渡电阻接地故障两种情形下，负序差动保护灵敏度相近，未受过渡电阻的影响。

仿真主变网侧绕组(F2 处)发生 A 相 3% 匝间故障，仿真结果如图 11、图 12 所示。

故障后短路电流的变化特征与金属性故障变化特征相似，有短时上升后又迅速回落的发展过程。



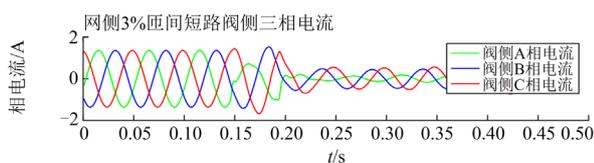


图 11 网侧 3%匝间短路仿真波形

Fig. 11 Simulation waveform of 3% inter turn short circuit on the grid side

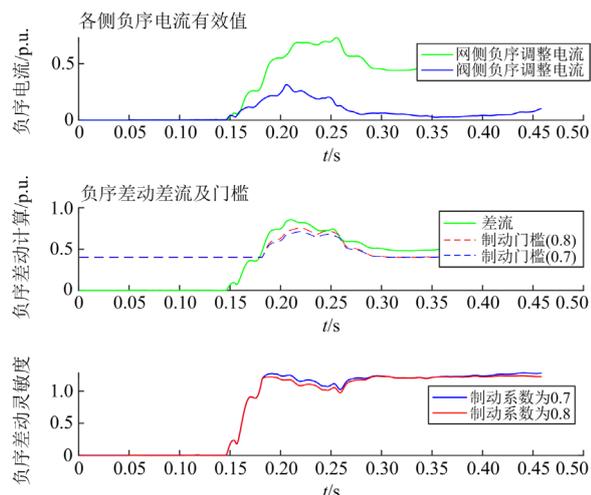


图 12 网侧 3%匝间短路负序差动计算

Fig. 12 Calculation of negative sequence differential for 3% inter turn short circuit on the grid side

在故障暂态、故障稳态下, 负序差动保护比例制动特性均能可靠满足, 取制动系数为 0.7 时, 负序差动保护灵敏度为 1.24~1.28, 取制动系数为 0.8 时, 负序差动保护灵敏度为 1.21~1.24, 负序差动保护能够可靠动作。

5.2 区外故障

仿真主变近 PQ 侧线路(F3 处)发生 AB 相间短路故障, 模拟差回路 PQ 侧 CT 出现饱和, 仿真结果如图 13 所示。

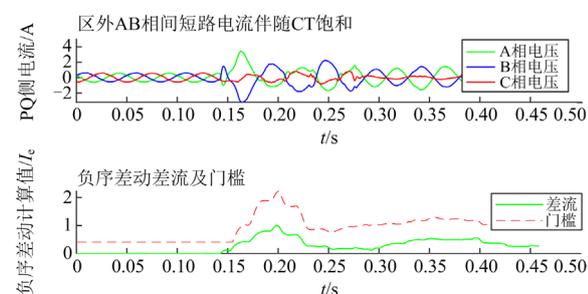


图 13 区外 AB 相间故障仿真波形及负序比例计算

Fig. 13 Calculation of simulation waveform and negative sequence ratio of AB phase to phase fault outside the area

仿真结果表明, 区外故障时发生 CT 饱和, 负序差动保护不满足比例制动式, 式(9)及 3.2 节所述的负序比例制动式仍保有较好的制动性, 负序差动计算落点处于制动区域, 保护不会误动作。

6 结语

本文围绕低频系统区内故障的保护灵敏性及可靠性展开分析, 并提出负序差动保护反映变压器稳态区内故障。

1) 由于柔性低频输电系统的两侧 M3C 控制器响应整体呈限流特征, 低频电网发生故障时, 故障暂态过程中常规纵差保护谐波含量高于涌流定值, 故障进入稳态后常规纵差保护的比率特性不能可靠满足, 常规纵差保护的可靠性存在不足。

2) 负序差动的灵敏度不受过渡电阻的影响, 整体具有较好的灵敏性。在故障进入稳态后, 差回路负序分量呈单侧注入特征, 具有良好的差动判别环境。

3) 合理的负序差动比例制动式和制动系数能够有效适应差回路 CT 饱和。应用对称分量法进行序分量分解时, 行列式计算将导致三相波形特征耦合, 常规的励磁涌流判别方法不适用于负序差动保护, 需要寻找其他差动保护闭锁条件防止保护误动。

4) 应关注二次回路 CT 断线、区外三相短路时单侧 CT 饱和等单侧有负序注入差回路的情形, 采取必要措施避免差动保护误动。

稳态负序差动尚需进一步研究的问题有: 电网含不对称负荷、系统出现频率偏移等情形下的适应性分析。

附录 A

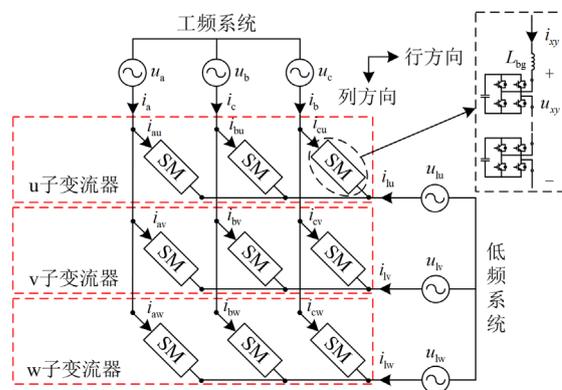


图 A1 M3C 的拓扑结构

Fig. A1 Topology of M3C

表 A1 M3C 参数
Table A1 Parameters of M3C

参数	数值
额定容量 S_N /MVA	330
工频侧额定频率 f_s /Hz	50
工频网侧额定电压 U_{N1} /kV	220
工频阀侧额定电压 U_{N2} /kV	64
低频侧额定频率 f_{is} /Hz	20
低频网侧额定电压 U_{IN1} /kV	220
低频阀侧额定电压 U_{IN2} /kV	64

表 A2 低频 V/F 构网参数
Table A2 Parameters of low-frequency side V/F control

参数	数值
桥臂电感 L /mH	14
控制系统延时 T_d /μs	125
控制系统周期 T_s /μs	50
电流控制器比例 k_p	0.6
电流控制器积分 k_i	50
电压控制器比例 $k_{p,ave}$	0.6
电压控制器积分 $k_{i,ave}$	50

参考文献

[1] 吴小丹, 朱海勇, 董云龙, 等. 面向柔性低频输电的模块化多电平矩阵变换器分层控制[J]. 电力系统自动化, 2021, 45(18): 131-140.
WU Xiaodan, ZHU Haiyong, DONG Yunlong, et al. Frequency-division and hierarchical control of modular multilevel matrix converter for flexible low-frequency transmission[J]. Automation of Electric Power Systems, 2021, 45(18): 131-140.

[2] 欧朱建, 王广柱. 基于模块化多电平变换器的单相低频输电方法[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(21): 111-118.
OU Zhujian, WANG Guangzhu. A single-phase low frequency AC transmission method based on modular multilevel converter[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(21): 111-118.

[3] 王锡凡, 王秀丽, 滕予非. 分频输电系统及其应用[J]. 中国电机工程学报, 2012, 32(13): 1-6.
WANG Xifan, WANG Xiuli, TENG Yufei. Fractional frequency transmission system and its applications[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(13): 1-6.

[4] 王锡凡, 刘沈全, 宋卓彦, 等. 分频海上风电系统的技术经济分析[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(3): 43-50.
WANG Xifan, LIU Shenquan, SONG Zhuoyan, et al. Technical and economical analysis on offshore wind power system integrated via fractional frequency transmission system[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(3): 43-50.

[5] 王锡凡, 卫晓辉, 宁联辉, 等. 海上风电并网与输送方案比较[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(31): 5459-5466.
WANG Xifan, WEI Xiaohui, NING Lianhui, et al. Integration techniques and transmission schemes for off-shore wind farms[J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(31): 5459-5466.

[6] 王毅, 顾乔根, 张晓宇, 等. UPFC 串联变压器匝间故障特性分析[J]. 电力系统自动化, 2018, 42(24): 98-104.
WANG Yi, GU Qiaogen, ZHANG Xiaoyu, et al. Analysis of inter-turn fault characteristics of upfc series transformer[J]. Automation of Electric Power Systems, 2018, 42(24): 98-104.

[7] 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.

[8] FAN Boran, WANG Kui, WHEELER P, et al. A branch current reallocation based energy balancing strategy for the modular multilevel matrix converter operating around equal frequency[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33(2): 1105-1117.

[9] 李国庆, 徐亚男, 江守其, 等. 海上风电经柔性直联电网系统受端交流故障穿越协调控制策略[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(7): 111-119.
LI Guoqing, XU Yanan, JIANG Shouqi, et al. Coordinated control strategy for receiving-end AC fault ride-through of an MMC-HVDC connecting offshore wind power[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(7): 111-119.

[10] 刘素梅, 毕天姝, 王晓阳, 等. 具有不对称故障穿越能力逆变型新能源电源故障电流特性[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(3): 66-73.
LIU Sumei, BI Tianshu, WANG Xiaoyang, et al. Fault current characteristics of inverter interfaced renewable energy generators with asymmetrical fault ride-through capability[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(3): 66-73.

[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] 冯俊杰, 傅闯, 邹常跃, 等. VF 控制下柔性直流换流器

- 阻抗建模及中高频谐振特性分析[J]. 电力系统自动化, 2022, 46(4): 143-152.
- FENG Junjie, FU Chuang, ZOU Changyue, et al. Impedance modeling and mid-and high-frequency resonance characteristic analysis for flexible DC converter with VF control[J]. Automation of Electric Power Systems, 2022, 46(4): 143-152.
- [13] 刘素梅, 毕天姝, 王晓阳, 等. 具有不对称故障穿越能力逆变型新能源电源故障电流特性[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(3): 66-73.
- LIU Sumei, BI Tianshu, WANG Xiaoyang, et al. Fault current characteristics of inverter interfaced renewable energy generators with asymmetrical fault ride-through capability[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(3): 66-73.
- [14] 郭润生, 何彩红. 系统负相序对变压器差动保护的影响[J]. 电力系统保护与控制, 2008, 36(24): 113-117.
- GUO Runsheng, HE Caihong. The influence of negative phase sequence system to differential for main transformer[J]. Power System Protection and Control, 2008, 36(24): 113-117.
- [15] 王维俭, 侯炳蕴. 大型机组继电保护理论基础[M]. 北京: 水利电力出版社, 1989.
- [16] 王开科, 熊小伏, 肖扬, 等. 基于负序电流的主动配电网单相断线故障保护方法[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(6): 10-18.
- WANG Kaike, XIONG Xiaofu, XIAO Yang, et al. Single-phase break fault protection method for an active distribution network based on negative sequence current[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(6): 10-18.
- [17] 吴昊天, 赵阳, 刘子卓, 等. 基于小波变换的配电变压器差动保护相位补偿方法[J]. 电力系统保护与控制, 2022, 50(10): 76-83.
- WU Haotian, ZHAO Yang, LIU Zizhuo, et al. Phase compensation method of distribution transformer differential protection based on wavelet transform[J]. Power System Protection and Control, 2022, 50(10): 76-83.
- [18] 董新涛, 康小宁, 步梦琼, 等. 基于动态虚拟磁通分析的 CT 饱和识别方案研究[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(7): 126-130.
- DONG Xintao, KANG Xiaoning, BU Mengqiong, et al. Research on the method to identify CT saturation based on dynamic virtual magnetic flux[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(7): 126-130.
- [19] 戎子睿, 林湘宁, 金能, 等. 基于相空间轨迹识别和多判据融合的变压器保护新策略[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(6): 1924-1937.
- RONG Zirui, LIN Xiangning, JIN Neng, et al. A new transformer protection scheme based on the recognition of phase space trajectory and multi-criteria fusion[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(6): 1924-1937.
- [20] 金能, 邢家维, 林湘宁, 等. 应对 CT 断线的高压输电线路高可靠性应急保护方案[J]. 中国电机工程学报, 2020, 40(19): 6207-6216.
- JIN Neng, XING Jiawei, LIN Xiangning, et al. Emergency protection scheme with high reliability for the CT disconnection of high voltage transmission lines[J]. Proceedings of the CSEE, 2020, 40(19): 6207-6216.
- [21] 赵寿生, 刘乃杰, 赵志宏, 等. 保护装置利用尖峰脉冲判别二次 CT 断线的新方法[J]. 电力系统保护与控制, 2020, 48(19): 128-133.
- ZHAO Shousheng, LIU Naijie, ZHAO Zhihong, et al. A new method for distinguishing secondary CT disconnection by using spikes[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(19): 128-133.
- [22] HE Zhiqin, ZHANG Zhe, CHEN Wei, et al. Wide-area backup protection algorithm based on fault component voltage distribution[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2011, 26(4): 2752-2760.
- [23] 张员宁, 黄景光, 张艳华, 等. 利用双重特征量鉴别变压器励磁涌流的高阶统计原理[J]. 电力系统保护与控制, 2021, 49(24): 21-30.
- ZHANG Yuanning, HUANG Jingguang, ZHANG Yanhua, et al. High order statistical theory for identifying transformer inrush current by using dual characteristics[J]. Power System Protection and Control, 2021, 49(24): 21-30.
- [24] 刘世明, 许志成, 李森林, 等. 基于相空间的励磁涌流新特征分析[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(18): 134-138.
- LIU Shiming, XU Zhicheng, LI Senlin, et al. A novel characteristic of magnetizing inrush current based on phase space[J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(18): 134-138.

收稿日期: 2023-09-06; 修回日期: 2023-12-23

作者简介:

顾乔根(1986—), 男, 通信作者, 硕士, 高级工程师, 研究方向为电力系统继电保护运行与研发; E-mail: guqg@nrec.com

张晓宇(1981—), 男, 硕士, 正高级工程师, 研究方向为电力系统继电保护运行与研发; E-mail: zhangxiaoyu@nrec.com

吕航(1971—), 男, 硕士, 正高级工程师, 研究方向为电力系统继电保护运行与研发。E-mail: lvh@nrec.com

(编辑 姜新丽)