

基于电流向量 l_2 范数的变压器比率差动保护新判据

廖小君, 李龙源, 童晓阳, 王晓茹*

(西南交通大学电气工程学院, 四川省 成都市 611756)

New Criterion of Transformer Ratio Differential Protection Based on l_2 Norm of Current Vectors

LIAO Xiaojun, LI Longyuan, TONG Xiaoyang, WANG Xiaoru*

(School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 611756, Sichuan Province, China)

ABSTRACT: To enhance the sensitivity at the inner fault and the TA anti-saturation capability at the external fault of the transformer ratio restrained differential protection, a new criterion based on l_2 norm of current vectors was proposed in this paper. Firstly, the norm analysis of the current signal at the inner and external faults of the transformer was performed. A restraint current based on l_2 norm of current vectors composed of current phasor difference was constructed by using the characteristics of the change of norm boundary. Secondly, the l_2 norm based restraint current was optimized using the boundary constraint relationship of the l_1 norm and the l_∞ norm so that the sensitivity can be kept and its TA anti-saturation capability can be further improved. Finally, the RTDS testing and engineering practical cases prove that the proposed criterion has higher sensitivity and stronger TA anti-saturation capability. The comprehensive performance of new criterion is significantly better than the absolute value sum restrained and the maximum value restrained methods widely used in engineering.

KEY WORDS: transformer differential protection; ratio restrained properties; norm theory; current transformer saturation

摘要: 为提升比率制动差动保护区内故障的灵敏性和区外故障抗 TA 饱和能力, 提出一种基于电流向量 l_2 范数的变压器比率制动差动保护新判据。首先, 对变压器区内外故障时电流信号进行范数分析, 利用范数边界变化特点, 构建一种基于电流相量差的电流向量 l_2 范数的制动电流。其次, 利用电流向量 l_1 范数和 l_∞ 范数的边界约束关系对 l_2 范数制动电流进行优化。在保证区内故障灵敏度同时, 进一步提升 l_2 范数比率制动差动保护的抗饱和能力。最后, 经 RTDS 测试和工程实际案例, 证明提出的新判据具有更高的灵敏度、更强的抗 TA 饱和能力, 综合性能显著优于当前工程广泛采用的电流模值和制动及最大值制动方法。

关键词: 变压器差动保护; 比率制动特性; 范数理论; 电流

互感器饱和

0 引言

变压器差动保护是电网元件的重要保护, 由于原理简单, 在电力系统中得到广泛应用。变压器差动保护虽然原理简单, 但各侧电压等级 TA 特性差异大, 不平衡电流更大, 同时还有励磁涌流和区外故障 TA 饱和等问题。近年来国内外学者提出了二维空间电流重构法^[1]、小波法^[2]、形态学法^[3-4]、动态时间弯曲法^[5]、距离法^[6-7]等方法以解决上述问题, 但依然存在如计算量大、动作延时、时间定位等问题^[1], 距离工程实用还需进一步研究论证。

目前工程实际应用中, 变压器差动保护仍以比率制动特性的差动保护为主, 主要的制动方式有模值和制动、和差制动、最大值制动、标积制动^[8-9]等。由于变压器差动保护需要进行电流幅值和相位的平衡, 差动不平衡电流比发电机和线路更大, 变压器 TA 饱和影响也很大, 现场多次出现区外故障由于变压器 TA 饱和导致差动保护误动^[10-12]。对于两侧差动电流保护, 大多采用和差制动及标积制动等方式, 原因在于这两种方式采用了两相电流差的制动方式, 能够更好地反应区内外穿越性故障电流的特点, 内部故障时制动电流较小, 区外故障时制动电流较大。

但在多侧差动时, 则一般选用模值和、最大值等制动方式。其中最大值制动电流在区外故障时由于故障支路为最大电流, 因此受 TA 误差影响较大^[9], 允许区外不平衡能力较弱, 应用较少, 采用模值和制动方式更广泛一些。模值和、最大值制动的制动电流在区内外故障时差别变化不明显, 不能

体现区外故障时穿越性故障电流的特点,在灵敏性和抗TA饱和能力上很难兼顾。对于多侧变压器差动保护如何能够更好地改进制动电流,增强比率制动差动保护抗饱和能力和提高区内故障的灵敏度,进而提升综合性能,值得进一步研究。

模值和制动和最大值制动都是电流向量范数的一种形式。范数可以描述向量元素之间的距离关系和收敛性等问题,在电力系统中常常作为一种优化的工具,如利用 l_1 范数、 l_2 范数或者 l_∞ 范数通过边界约束^[13-14]进行优化求解。而 l_2 范数通常用于最优解求解,如基于 l_2 范数的线性系统模型降阶^[15]、基于最小电压偏差向量 l_2 范数的故障定位^[16]、利用 l_2 范数建立电力系统运行安全态势的评估^[17]、将系统侧谐波阻抗的求解转化为一个最小 l_2 范数问题^[18]等等。因此,通过对电流向量进行范数边界约束分析,利用 l_2 范数的特点,可找到更优的差动保护的制动方式。

本文在分析模值和制动、最大值制动方式特点基础上,从范数角度对变压器区内外故障时电流向量的范数边界特点进行分析,利用电流相量差的各范数在变压器区内外故障时变化特点,提出基于电流向量 l_2 范数的比率制动新判据。

1 变压器故障时电流信号的范数分析

为简单起见,以下变压器差动各侧电流均考虑为归算到基准侧,并且是做了相位校正后的差动计算电流。设典型三绕组变压器差动采用的各侧电流信号向量为 $\mathbf{I}_s=[\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dot{I}_3]^T$,其中 \dot{I}_1 、 \dot{I}_2 、 \dot{I}_3 为变压器各侧节点计算电流。

在复数域 C^n 上的向量 $\mathbf{x}=[x_1, x_2, \dots, x_n]^T$ 的 l_p 范数定义为

$$\|\mathbf{x}\|_p = (|\dot{x}_1|^p + \dots + |\dot{x}_n|^p)^{\frac{1}{p}}, p \geq 1 \quad (1)$$

式中 p 可取1、2等,分别称为 l_1 范数、 l_2 范数等。

常见的模值和制动方式为 \mathbf{I}_s 的 l_1 范数:

$$l_{r1} = |\dot{I}_1| + |\dot{I}_2| + |\dot{I}_3| = \|\mathbf{I}_s\|_1 \quad (2)$$

最大值制动方式为 \mathbf{I}_s 的 l_∞ 范数:

$$l_{r\infty} = \max\{|\dot{I}_1|, |\dot{I}_2|, |\dot{I}_3|\} = \|\mathbf{I}_s\|_\infty \quad (3)$$

既然模值和制动和最大值制动都是 \mathbf{I}_s 的范数形式,那么理论上 \mathbf{I}_s 的其他范数均可作为差动保护的制动电流。 \mathbf{I}_s 的 l_2 范数制动形式为

$$l_{r2} = (|\dot{I}_1|^2 + |\dot{I}_2|^2 + |\dot{I}_3|^2)^{\frac{1}{2}} = \|\mathbf{I}_s\|_2 \quad (4)$$

l_1 范数为各侧电流信号绝对值之和,3个范数中最大; l_2 范数类似平均值;而 l_∞ 范数反应最大值,3个范数中最小。对不同电流向量范数构成的制动电流进行分析,从范数角度看即各范数之间可能存在的关系和有界性分析。事实上,3个范数之间存在如下的相对边界关系^[19]:

$$\|\mathbf{I}_s\|_2 \leq \|\mathbf{I}_s\|_1 \leq \sqrt{3} \|\mathbf{I}_s\|_2 \quad (5)$$

$$\|\mathbf{I}_s\|_\infty \leq \|\mathbf{I}_s\|_2 \leq \sqrt{3} \|\mathbf{I}_s\|_\infty \quad (6)$$

根据式(5)和(6),可得到:

$$\|\mathbf{I}_s\|_\infty \leq \|\mathbf{I}_s\|_1 \leq 3 \|\mathbf{I}_s\|_\infty \quad (7)$$

这几个关系在复数域 C^n 上成立,与相位关系无关。在 \mathbf{I}_s 信号中,理论上当且仅当只有一侧有电流,即单电源情形下,3个范数相等。当三侧电流相等时候,3个范数之间依次相差 $\sqrt{3}$ 倍。但在区内外故障时,由于故障支路同其他支路电流的分布特点,实际范数边界在不同情况下有所不同,下面分别进行分析。

1.1 变压器区外故障电流信号范数边界分析

设区外故障时 $\mathbf{I}_s=[\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dot{I}_3]^T$,其中 $\dot{I}_3=-(\dot{I}_1+\dot{I}_2)$ 为故障侧电流,假设 \dot{I}_1 、 \dot{I}_2 中幅值最大的电流为 \dot{I}_1 ,归一化的最大值为 $\dot{I}_1=1$,令 \dot{I}_2 为 $\alpha e^{j\theta}$, $0 \leq \alpha \leq 1$, $0 \leq \theta \leq \pi$, α 为 \dot{I}_2 和 \dot{I}_1 的幅值比值, θ 为 \dot{I}_2 和 \dot{I}_1 的相位差。则区外故障时有 $\dot{I}_3=-(\dot{I}_1+\dot{I}_2)=-(1+\alpha e^{j\theta})$,因此 $\mathbf{I}_s=[1, \alpha e^{j\theta}, -(1+\alpha e^{j\theta})]^T$ 。由于 \dot{I}_3 幅值与 \dot{I}_1 和 \dot{I}_2 的相角有关,所以 \dot{I}_3 需要考虑 \dot{I}_1 和 \dot{I}_2 间相位关系。

对区外故障时的 \mathbf{I}_s 分别计算 l_{r1} 、 l_{r2} 、 $l_{r\infty}$,其边界情况如表1所示。

表1 区外故障 \mathbf{I}_s 信号各范数边界情况
Table 1 Norm boundary of signal \mathbf{I}_s with external fault

内容	l_{r1}	l_{r2}	$l_{r\infty}$
$\alpha=0, 0 \leq \theta \leq \pi$	2	$\sqrt{2}$	1
$\alpha=1, \theta=0$	4	$\sqrt{6}$	2
$\alpha=1, \theta=2\pi/3$	3	$\sqrt{3}$	1
$0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \theta \leq \pi$	(2~4)	($\sqrt{2} \sim \sqrt{6}$)	(1~2)

根据表1得到区外故障时 \mathbf{I}_s 的3个范数之间相互关系大约为 $\sqrt{2} \sim \sqrt{3}$ 倍的关系,这是由于区外故障时至少两侧有电流才能形成穿越性区外电流,不能取到仅一侧有电源的情况。由于区外故障电源相位通常相差不大,区外故障大多数情况下3个范数之间平均相差 $\sqrt{2}$ 左右。

1.2 变压器区内故障电流信号范数边界分析

变压器区内故障时,三侧电流理论上可任意取

值, 各电流信号范数与相位无关, 因此只考虑各侧电流幅值关系。对 $I_s = [\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dot{I}_3]^T$, 设 \dot{I}_1 为三侧中最大电流为 1, 令 $\dot{I}_2 = \alpha \dot{I}_1 = \alpha$, $0 \leq \alpha \leq 1$ 。令 $\dot{I}_3 = \beta \dot{I}_1 = \beta$, $0 \leq \beta \leq 1$, 因此 $I_s = [1, \alpha, \beta]^T$ 。

对区内故障时的 I_s 分别计算 I_{r1} 、 I_{r2} 、 $I_{r\infty}$, 如表 2 所示, 为便于比较, 表 2 中列出相应的差动电流 I_d 。

表 2 区内故障 I_s 信号各范数边界情况

内容	I_{r1}	I_{r2}	$I_{r\infty}$	I_d
$\alpha=0, \beta=0$	1	1	1	1
$\alpha=1, \beta=1$	3	$\sqrt{3}$	1	3
$0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \beta \leq 1$	(1~3)	(1~ $\sqrt{3}$)	1	(1~3)

区内故障时, 在单电源情况下($\alpha=0$ 、 $\beta=0$), 3 个信号范数相同; 在两侧有电源($\alpha=1$ 、 $\beta=0$)情况下, 依次相差 $\sqrt{2}$ 倍; 在三侧有电源($\alpha=1$ 、 $\beta=1$)情况下, 依次相差 $\sqrt{3}$ 倍。

1.3 各范数的比率制动特性

上述电流信号的差动保护制动方式通常采用比率制动方式, 其基本形式为

$$\frac{I_d}{I_r} \geq K_{res} \quad (8)$$

式中: I_d 为差动电流幅值, $I_d = |\dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_3|$; I_r 为制动电流; K_{res} 为比率制动系数。

比率制动系数通常按照能够可靠躲过区外故障时候最大不平衡电流整定。为使得各种范数形式的制动电流在区外故障时候基本相同, 因此实际工程应用时, 3 种范数制动方式的制动电流分别为:

$$I_{r1,j} = I_{r1} / 2 \quad (9)$$

$$I_{r2,j} = I_{r2} / \sqrt{2} \quad (10)$$

$$I_{r\infty,j} = I_{r\infty} \quad (11)$$

根据以上分析可以得到如下结论:

1) 3 种范数制动方式在满足区外制动能力相同情况下, 区内故障时, 单电源和三侧均有电源时灵敏度有一定区别, 在两侧短路时灵敏度基本相同, 因此总体上性能等价。

2) 3 种范数的制动电流反应的是各侧电流信号本身的幅值大小变化情况, 不能反应区内外故障穿越性故障电流特点, 区内外故障时安全性和灵敏性难以兼顾, 因此需要采用新的电流向量范数构建制动电流, 本文将利用电流相量差 I_2 范数构建一种新的制动电流判据。

3) 由于 3 种范数在不同情形下有不同边界不等式, 本文利用 3 种范数的边界约束关系, 通过不同范数组合进一步提升差动保护综合性能。

2 基于电流相量差 I_2 范数的变压器比率制动

变压器区外故障时除理论上差流为 0 外, 各侧电流还有如下特点: 1) 故障点所在支路电流绝对值一般情况下大于或等于其他非故障点支路电流绝对值, 因为故障支路电流为其他所有非故障支路电流之和。2) 故障支路的电流相位和非故障支路电流相位相差, 在不考虑各电源相位差时约 180° 左右。正常各电源相位差一般相差不大, 故障支路电流和非故障支路电流相量差的绝对值均大于故障支路电流绝对值。

而在区内故障时, 故障点位于变压器内部, 所有支路都为故障支路, 相位接近, 各支路相量差绝对值较小。变压器各支路电流中最大值与其它支路电流的相量差在区外故障明显大于区内故障, 更能体现区外故障时穿越性电流的特点, 将其作为变压器差动保护的制动电流, 能够更好地识别区内外故障。

对于三侧差动保护, 构造如下基于各侧支路电流相量差的 I_p 范数的形式。

令各侧电流中绝对值最大的电流相量为 \dot{I}_{\max} , 记向量 $I_{sm} = [\dot{I}_{\max}, \dot{I}_{\max}, \dot{I}_{\max}]^T$, 它与向量 I_s 的向量差 $I_{sm} - I_s$ 也可构造一系列 I_p 范数, 其 I_1 范数 I_{r1m} 、 I_2 范数 I_{r2m} 及 I_∞ 范数 $I_{r\infty m}$ 分别为:

$$I_{r1m} = |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3| = \|I_{sm} - I_s\|_1 \quad (12)$$

$$I_{r2m} = (|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|^2)^{1/2} = \|I_{sm} - I_s\|_2 \quad (13)$$

$$I_{r\infty m} = \max\{|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|\} = \|I_{sm} - I_s\|_\infty \quad (14)$$

下面对 $I_{sm} - I_s$ 各相量差范数制动的边界特性进行分析。

2.1 变压器区外故障分析

对区外故障时的 $I_s = [1, \alpha e^{j\theta}, -(1 + \alpha e^{j\theta})]^T$ 分别计算 I_{r1m} 、 I_{r2m} 、 $I_{r\infty m}$ 。由于不同 α 和 θ 相应的 \dot{I}_{\max} 不同, 需要分别考虑。当 $\cos \theta \geq -\frac{\alpha}{2}$ 时 \dot{I}_{\max} 为 $-(1 + \alpha e^{j\theta})$, 当 $\cos \theta \leq -\frac{\alpha}{2}$ 时 \dot{I}_{\max} 为 1, 其中 $0 \leq \alpha \leq 1$, 其计算结果如下式所示。

$$l_{r1m} = |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3| = \begin{cases} \sqrt{4 + \alpha^2 + 4\alpha \cos \theta} + \sqrt{1 + 4\alpha^2 + 4\alpha \cos \theta}, \\ \cos \theta \geq -\frac{\alpha}{2} \\ \sqrt{4 + \alpha^2 + 4\alpha \cos \theta} + \sqrt{1 + \alpha^2 - 2\alpha \cos \theta}, \\ \cos \theta \leq -\frac{\alpha}{2} \end{cases} \quad (15)$$

$$l_{r2m} = \sqrt{|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|^2} = \begin{cases} 5 + 5\alpha^2 + 8\alpha \cos \theta, & \cos \theta \geq -\alpha/2 \\ 5 + 2\alpha^2 + 2\alpha \cos \theta, & \cos \theta \leq -\alpha/2 \end{cases} \quad (16)$$

$$l_{r\infty m} = \max\{|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|\} = \begin{cases} \max\{\sqrt{4 + \alpha^2 + 4\alpha \cos \theta}, \\ \sqrt{1 + 4\alpha^2 + 4\alpha \cos \theta}\}, & \cos \theta \geq -\frac{\alpha}{2} \\ \max\{\sqrt{4 + \alpha^2 + 4\alpha \cos \theta}, \\ \sqrt{1 + \alpha^2 - 2\alpha \cos \theta}\}, & \cos \theta \leq -\frac{\alpha}{2} \end{cases} \quad (17)$$

根据式(16)和(17)可以证明, $\alpha=0.5$, $\theta=\pi$ 时, l_{r2m} 、 $l_{r\infty m}$ 取最小值; $\alpha=1$, $\theta=0$ 时 l_{r1m} 、 l_{r2m} 、 $l_{r\infty m}$ 取最大值; 根据式(15)可以证明, l_{r1m} 在 $0 \leq \alpha \leq 1$, $\theta=\pi$ 时取最小值。

各种典型情况范数边界如表3所示。

表3 区外故障各相量差范数边界情况

Table 3 Norm boundary of signal I_s with external fault

内容	l_{r1m}	l_{r2m}	$l_{r\infty m}$
$\alpha=0, 0 \leq \theta \leq \pi$	3	$\sqrt{5}$	2
$\alpha=1, \theta=0$	6	$3\sqrt{2}$	3
$\alpha=0.5, \theta=\pi$	3	$1.5\sqrt{2}$	1.5
$0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \theta \leq \pi$	(3~6)	$(1.5\sqrt{2} \sim 3\sqrt{2})$	(1.5~3)

可见 l_{r1m} 、 l_{r24m} 、 $l_{r\infty m}$ 比相应的 l_{r1} 、 l_{r2} 、 $l_{r\infty}$ 均有所增加, 平均增加约1.5倍, 其中 l_2 范数 l_{r2m} 增加比率略大。

制动电流采用各侧电流相量差方式, 两侧电源相位差对制动电流有一定的影响, 尤其 l_{∞} 范数制动, 在 $\alpha=1$ 、 $\theta=2\pi/3$ 时, 其制动电流受影响最大。其余两种范数也下降, 但高于 $\alpha=0$ 情形, 因此对于相量差制动方式, 宜采用 l_1 范数和 l_2 范数制动方式。

2.2 变压器区内故障分析

对区内故障时的 $I_s=[1, \alpha, \beta]^T$, 分别计算 l_{r1m} 、 l_{r2m} 、 $l_{r\infty m}$, 其结果如下式所示。

$$l_{r1m} = |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2| + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3| = 2 - \alpha - \beta, \quad 0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \beta \leq 1 \quad (18)$$

$$l_{r2m} = \sqrt{|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|^2 + |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|^2} = \sqrt{(1-\alpha)^2 + (1-\beta)^2}, \quad 0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \beta \leq 1 \quad (19)$$

$$l_{r\infty m} = \max\{|\dot{I}_{\max} - \dot{I}_1|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_2|, |\dot{I}_{\max} - \dot{I}_3|\} = \max\{1, 1-\alpha, 1-\beta\}, \quad 0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \beta \leq 1 \quad (20)$$

由于 α 和 β 均为实数, 根据式(18)~(20)容易证明, 在 $\alpha=0$, $\beta=0$ 时 l_{r1m} 、 l_{r2m} 、 $l_{r\infty m}$ 取最大值, 在 $\alpha=1$, $\beta=1$ 时, l_{r1m} 、 l_{r2m} 、 $l_{r\infty m}$ 取最小值。

各种典型情况范数边界如表4所示, 表4中列出相应的差动电流情况。

表4 区内故障各相量差范数边界情况

Table 4 Norm boundary of signal I_s with internal fault

内容	l_{r1m}	l_{r2m}	$l_{r\infty m}$	I_{dm}
$\alpha=0, \beta=0$	2	$\sqrt{2}$	1	1
$\alpha=1, \beta=0$ 或 $\alpha=0, \beta=1$	1	1	1	2
$\alpha=1, \beta=1$	0	0	0	3
$0 \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \beta \leq 1$	(2~0)	$(\sqrt{2} \sim 0)$	(1~0)	(1~3)

此时 l_{r1m} 、 l_{r2m} 比相应的 l_{r1} 、 l_{r2} 在单侧电源情况下增大。但在两侧电源时制动量降低, 均降低2倍, 因此在单侧电源情形灵敏度降低, 其余情况灵敏度将增加, 原因在于此时只有一侧有电流, 无穿越性电流。

表4计算的结果未考虑相位影响, 但相量差范数是2个相量 \dot{I}_{\max} 和 \dot{I} 之间相量差构成的范数, 因此区内故障时, 各侧电流相位差对于制动电流有直接影响。由于多侧量变化关系较为复杂, 利用蒙特卡洛法仿真, 三侧支路电流考虑幅值变化范围为0~60倍额定电流, 相位变化范围从 $0^\circ \sim 180^\circ$ 情况下, 在各电源相位之间不超过 90° 时有足够灵敏度, 当超过 120° 时灵敏度可能不足。由于区内故障, 各电源间相位一般不超过 90° , 因此灵敏度能够得到满足。3种范数制动受各侧电流相位差影响程度不同, l_1 范数受影响最大, l_{∞} 范数受影响最小, l_2 范数介于二者之间。

2.3 基于电流相量差的 l_2 范数制动方式构成

根据以上分析, 采用电流相量差制动方式, 不仅有效提升了区外制动能力, 除单电源情况外, 还能够显著提升区内故障灵敏度。在单电源时, 灵敏度比模值和低, 但能够可靠动作。实际工程应用电流相量差构成的范数制动电流同样需要考虑除以相关系数, 其制动电流分别为

$$\begin{cases} I_{r1m,j} = l_{r1m} / 2 \\ I_{r2m,j} = l_{r2m} / 1.41 \\ I_{r\infty m,j} = l_{r\infty m} / 1 \end{cases} \quad (21)$$

根据表 3 得到相应的区外故障时候各种范数制动的范围, I_1 、 I_2 和 I_∞ 范数均为 1.5~3, 3 种范数区外故障制动能力基本相当。

此时区内故障, 单电源情形亦相当, 但在两侧电源以上情形, I_1 范数和 I_2 范数制动优于 I_∞ 范数。虽然总体上 3 种范数制动是等价的, 但结合区内外故障电流分布特点, 对于 $I_{sm}-I_s$ 范数制动方式, 采用 I_2 范数构成的 $I_{r2m,j}$, 综合性能最优(以下简称 I_2 范数制动)。 I_2 范数自身在优化问题上往往也是最优解, 但计算量较大, 对 3 侧差动而言, I_2 范数的计算量可接受。

对于双绕组变压器其相量差形式的 I_2 范数制动电流为 $I_{r2m,j} = (|I_1 - I_2|^2)^{\frac{1}{2}} / 1.41 = |I_1 - I_2| / 1.41$ 。可见, 两侧差动时本质同发电机、线路等两侧差动保护采用和差制动方式类似, 因此变压器电流相量差 I_2 范数制动方式也可认为是将变压器两侧电流相量差推广到三侧差动的一种方式, 相比模值和最大值制动在灵敏性和安全性上综合性能更优。同样, $I_{r1m,j}$ 和 $I_{r\infty m,j}$ 也可看做是两侧电流相量差的其它推广方式, 只是综合性能上 $I_{r2m,j}$ 更优。

2.4 基于范数边界约束的优化制动

利用范数边界的约束条件可进行优化求解^[13-14], 利用电流向量范数之间的边界约束条件则可进一步提升差动保护的制动性能。

据表 4 可看出, $I_{sm}-I_s$ 范数制动方式在区内故障两侧及以上均有电源时, 制动量降低多, 灵敏度高。而 $\beta = \|I_s\|_1 / \|I_s\|_\infty$, 根据式(7)可得到 $1 \leq \beta \leq 3$ 。结合 $I_{r2m} = \|I_{sm} - I_s\|_2$, 可采用电流相量差 I_2 范数的优化制动电流为

$$I_{rpm,j} = \frac{\|I_s\|_1}{2\|I_s\|_\infty} I_{r2m} \quad (22)$$

当单电源时 $\beta=1$, 此时制动量为 I_{r2m} 的 1/2, 相比 $I_{r2m,j} = I_{r2m} / 1.41$ 灵敏度提高 1.4 倍。而当区外故障时, $\beta=2$ 左右, 此时制动量为 I_{r2m} , 也比 $I_{r2m,j}$ 高 1.4 倍, 区外故障制动能力提升明显。

在区内有两侧以上时, 灵敏度则比 $I_{r2m,j}$ 低 1.4 倍, 但由于 $I_{r2m,j}$ 在区内故障两侧以上电源时灵敏度较高, 单电源时灵敏度较低, 因此通过范数边界的约束关系应用, 采用优化制动方式的制动能力得到进一步提升, 并改善提升了单电源区内故障时候的灵敏度, 整体综合性能得到了进一步的优化(以下简称 I_2 范数优化制动)。 I_s 的 I_1 范数和 I_∞ 范数计算简单,

因此计算量增加很小。

优化后的动作判据为

$$\frac{I_d}{I_{rpm,j}} \geq K_{res} \quad (23)$$

式中 K_{res} 同常规比率制动系数, 可整定为 0.6~0.7。

I_2 范数制动差动保护本质是比率制动差动保护, 因此在星形侧和 d 侧转角对其影响同传统比率制动差动元件相同。同传统比率制动保护相同, 也仍然需要配合励磁涌流识别闭锁元件、TA 严重饱和和检测元件、TA 断线元件等其它辅助元件协同进行工作。

实际工程应用中, 一般情况下选用 I_2 范数制动, 如果 TA 饱和问题较严重, 则选用 I_2 范数优化制动方式。实现流程图如图 1 所示。

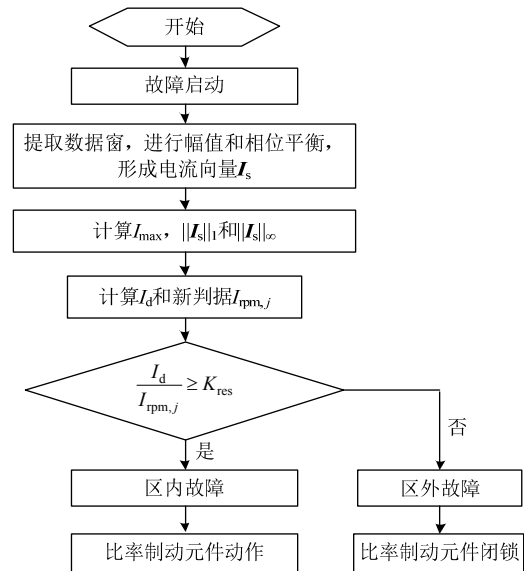


图 1 流程图

Fig. 1 Flow block diagram

变压器 I_2 范数制动及其优化制动方式区外故障允许的 TA 误差更大。比率制动差动保护允许的 TA 误差能力反应了差动保护的区外故障时候躲不平衡电流能力, 一定程度上也反映区外故障 TA 饱和时产生的不平衡电流。根据表 3 可以得到 $\alpha=0.5$, $\theta=\pi$ 时, I_2 范数制动量最低, 以此最不利的情况分析对比各种比率制动方式随 δ 变化情况, 如附图 A1 所示, 若 K_{res} 整定为 0.6, 模值和制动允许的 TA 误差 $\delta=0.45$, I_2 范数制动 $\delta=0.55$, 而 I_2 范数优化制动可达到 $\delta=0.76$, 因此变压器区外故障躲不平衡电流能力更强。

3 动模验证测试分析

动模验证采用 RTDS 的区外转区内故障及区外

TA 饱和故障进行验证测试,以验证新判据在区外故障制动能力,抗饱和能力及区内故障灵敏性的综合性能。试验模型及参数见附录 B。

保护算法采用通用的 y 侧转角,高压侧为基准侧方式,全波傅氏算法计算差流及制动电流。

3.1 算例 1: 区外故障转区内故障测试

故障为区外 C 相转区内 AB 故障,试验变压器参数见附表 B1,各侧电流波形及差流波形见附图 B1。图 2 为故障相的差动、制动量对比图,其中 k 值为差动电流和制动电流的比值。相应故障稳态时各阶段的电流标幺值见表 5。

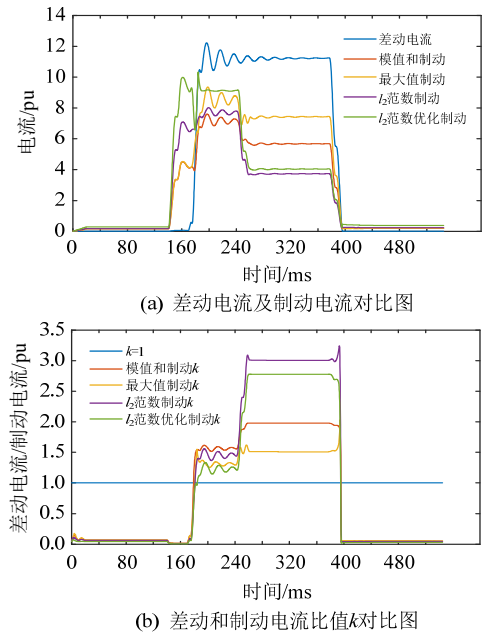


图 2 算例 1 差动和制动电流对比图

Fig. 2 Differential and restraint current contrast in case 1

表 5 算例 1 差动及制动电流情况表

内容	模值和	最大值	I_2 范数	I_2 范数优化	差流/pu
区外故障	4.5	4.6	7.2	10	0.5
区内故障	7.2	8.2	7.6	9	11.5
区外故障切除	5.8	7.5	3.8	4	11.3

$t=140\text{ms}$ 时发生区外故障, I_2 范数及优化制动方式制动能力显著强于模值和。转换为区内故障时,各种范数制动量基本相当,由于此时区内外故障同时存在,因此 I_2 范数制动优化的制动量略大。而在 $t=260\text{ms}$,区外故障被切除后,采用 I_2 范数及优化制动量下降幅度大大低于模值和制动。可见采用 I_2 范数及其优化制动方式能更准确识别区内外故障,综合性能更优。

3.2 算例 2: 区外故障 TA 饱和故障测试

故障为区外高压侧 A 相转 AB 故障,伴随 TA

饱和,测试各侧电流波形及差流波形见附图 B2。图 3 为故障相差动及制动量对比图。相应故障饱和最严重时候的电流标幺值见表 6。

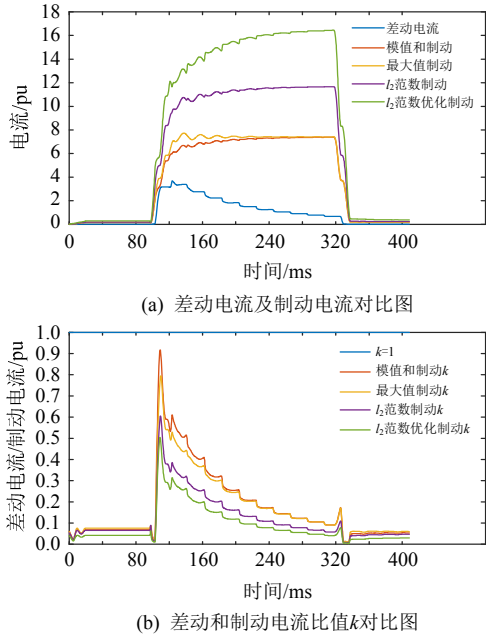


图 3 算例 2 差动及制动电流对比图

Fig. 3 Differential and restraint current contrast in case 2

表 6 算例 2 差动及制动电流情况

内容	模值和	最大值	I_2 范数	I_2 范数优化	差流/pu
区外故障饱和	3.44	3.87	5.16	6.45	3.1
相应 k 值	0.9	0.8	0.6	0.48	1

$t=100\text{ms}$ 时发生为区外故障,TA 暂态饱和和严重,尤其第一个周波。根据图 3 和表 6 此时模值和、最大值的 k 值均大于 0.8, I_2 范数及优化制动方式分别为 0.6 及 0.48,尤其 I_2 范数优化制动方式区外故障抗饱和能力比模值和制动强一倍。

4 现场实际案例测试分析

4.1 算例 3: 三相短路区内外故障测试

故障为某 220kV 变电站 3 号主变区内发生三相短路故障,由于 2 号和 3 号主变并列运行,因此对于 2 号主变为区外故障,两台主变压器参数均相同,参数见附表 B2,主接线图见附图 B3。

1) 算例 3-1: 3 号主变三相故障下,2 号主变区外测试。

2 号主变录波及差流波形见附图 B4。图 4 为 2 号主变区外故障时候的差流及制动量对比图。相应区外故障稳态时的电流标幺值见表 7。

$t=20\text{ms}$: 2 号主变发生区外故障,差流为不平衡电流,标幺值为 1.26,进入到制动区。根据图 4

和表 7， I_2 范数及优化制动方式区外制动能力显著高于模值和、最大值制动方式。

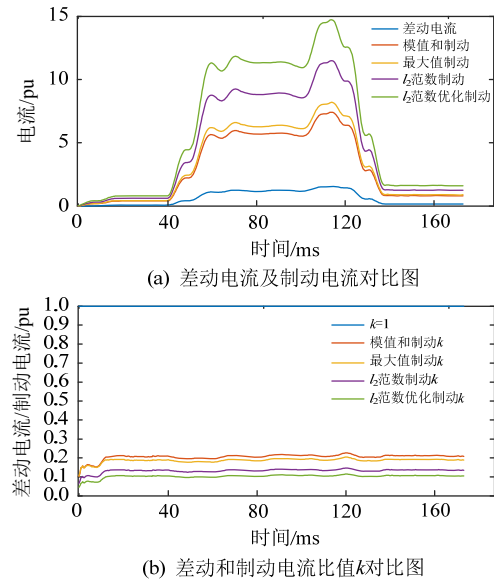


图 4 算例 3-1 差动及制动电流对比图

Fig. 4 Differential and restraint current contrast in case 3-1

表 7 算例 3-1 差动及制动电流情况

Table 7 Differential and restraint current in case 3-1

内容	模值和	最大值	I_2 范数	I_2 范数优化	差流/pu
区外故障	5.7	6.3	9	11.45	1.26
相应 k 值	0.22	0.2	0.14	0.11	1

2) 算例 3-2: 3 号主变三相故障下, 3 号主变区内测试。

3 号主变区内故障的录波及差流波形见附图 B5。图 5 为 3 号主变三相故障下, 3 号主变区内的差流及制动量对比图。相应区内故障时候的稳态电流标么值见表 8。

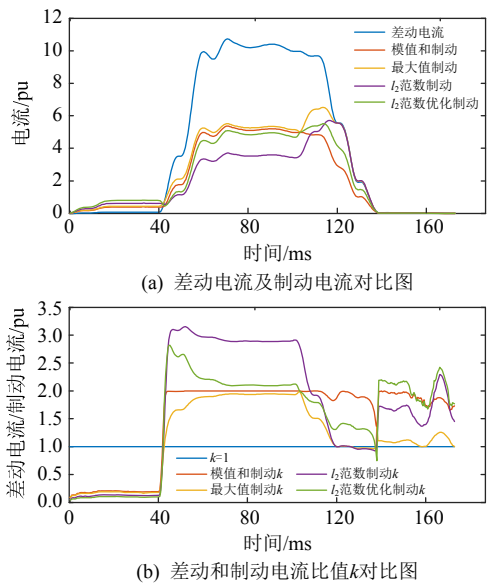


图 5 算例 3-2 差动及制动电流对比图

Fig. 5 Differential and restraint current contrast in case 3-2

表 8 算例 3-2 差动及制动电流情况

Table 8 Differential and restraint current in case 3-2

内容	模值和	最大值	I_2 范数	I_2 范数优化	差流/pu
区内故障	5.13	5.26	3.53	4.84	10.21
相应 k 值	1.99	1.94	2.89	2.11	1

$t=20\text{ms}$ 时, 3 号主变发生区内三相短路严重故障时, 根据图 5 和表 8, I_2 范数优化制动量略低于模值和制动基本相同, 而 I_2 范数制动量更低。区内故障时, I_2 范数及优化制动方式均优于模值和制动、最大值制动。

4.2 算例 4: 区外故障 TA 严重饱和

故障为某 110kV 变电站主变区外发生 A、C 相短路故障, TA 严重饱和。主变参数见附表 B3, 主变录波及差流波形见附图 B6。图 6 为饱和和最严重的故障相的差流及制动量对比图。相应故障时电流标么值见表 9。

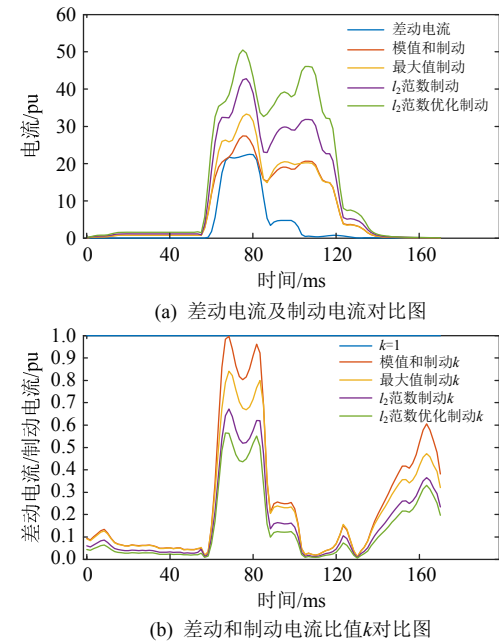


图 6 算例 4 差动及制动电流对比图

Fig. 6 Differential and restraint current contrast in case 4

表 9 算例 4 差动及制动电流情况

Table 9 Differential and restraint current in case 4

内容	模值和	最大值	I_2 范数	I_2 范数优化	差流/pu
区内故障	5.7	6.3	9	11.45	22.48
相应 k 值	0.96	0.8	0.63	0.55	1

$t=60\text{ms}$ 时发生区外故障, 故障后第一和第二个周波 TA 暂态饱和严重。根据图 6 和表 9, 此时模值和、最大值的 k 值均大于 0.8, 模值和制动接近于 1, 需要采取其他抗饱和措施才能避免误动。 I_2 范数优化制动方式为 0.55, 不采用其他的抗饱和措施也不会导致误动。

综上所述,根据动模及现场实际故障波形验证结果可知,基于电流相量差 I_2 范数制动判据具有较强的抗饱和能力,区内故障在多侧电源时有很高的灵敏度;而采用 I_2 范数优化制动判据,在保证区内故障有足够灵敏度的情况下,进一步提升了区外故障制动能力和抗饱和能力,显著优于模值和制动方式。

5 结论

通过分析区内外故障时电流向量范数边界变化特点,构建了一种基于电流相量差的电流向量 I_2 范数的制动电流,利用不同范数的边界约束关系进行了优化,进一步提升了抗饱和能力。相对于电流模值和、最大值制动方式,本文提出的新判据除单电源情况外,相比于其它变压器典型制动方式,区内故障时灵敏度更高,抗 TA 饱和能力更强,综合性能更优。经动模仿真和工程实际案例证明了新判据的有效性。新判据原理构成简单,经过范数理论严格证明,可靠性高,工程实用性强。

对故障期间的多个电流向量 I_2 范数构成的矩阵范数进行分析,能够对制动量变化特征进行计算,可能进一步识别 TA 饱和特征,值得进一步研究。

参考文献

- [1] 翁汉琰,贾永波,李振兴,等. 二维空间重构电流特征轨迹的变压器差动保护判据[J]. 电力系统自动化,2020,44(9): 144-150.
WENG Hanli, JIA Yongbo, LI Zhenxing, et al. Transformer differential protection criterion based on reconstructed trajectory of current characteristics in two-dimensional space[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(9): 144-150(in Chinese).
- [2] 孙广慧,郑楚韬,孔祥轩,等. 基于小波分析的变压器转换性故障快速识别方法[J]. 电网与清洁能源,2021,37(2): 23-29, 41.
SUN Guanghui, ZHENG Chutao, KONG Xiangxuan, et al. Research on fast identification methods for transformer faults based on wavelet transform[J]. Advances of Power System & Hydroelectric Engineering, 2021, 37(2): 23-29, 41(in Chinese).
- [3] 曾杰,张禄亮,吴青华. 基于形态学骨架的变压器差动保护[J]. 电力系统自动化,2017,41(23): 68-76.
ZENG Jie, ZHANG Luliang, WU Qinghua. Morphological skeleton based differential protection for power transformers[J]. Automation of Electric Power Systems, 2017, 41(23): 68-76(in Chinese).
- [4] 罗美玲,国兴超,于晓军,等. 基于波形相关性分析的换流变压器零序差动保护方案[J]. 电力系统保护与控制,2020,48(12): 80-89.
LUO Meiling, GUO Xingchao, YU Xiaojun, et al. Zero-sequence differential protection scheme for a converter transformer based on waveform correlation analysis[J]. Power System Protection and Control, 2020, 48(12): 80-89(in Chinese).
- [5] 王业,陆于平,徐以超,等. 基于动态时间弯曲的差动保护算法[J]. 中国电机工程学报,2012,32(28): 133-141.
WANG Ye, LU Yuping, XU Yichao, et al. A differential protection algorithm based on dynamic time warping[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(28): 133-141(in Chinese).
- [6] 翁汉琰,刘华,林湘宁,等. 基于 Hausdorff 距离算法的变压器差动保护新判据[J]. 中国电机工程学报,2018,38(2): 475-483.
WENG Hanli, LIU Hua, LIN Xiangning, et al. A novel criterion of the transformer differential protection based on the Hausdorff distance algorithm[J]. Proceedings of the CSEE, 2018, 38(2): 475-483(in Chinese).
- [7] 郑玉平,何大瑞,潘书燕. 变压器铁芯饱和统一模型建立及其判别方法[J]. 电力系统自动化,2016,40(24): 118-124.
ZHENG Yuping, HE Darui, PAN Shuyan. Unified model development and identification method of transformer core saturation[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(24): 118-124(in Chinese).
- [8] 尹项根,邵能灵,杨书富. 标积制动量的应用与分析[J]. 中国电机工程学报,2000,20(1): 85-88.
YIN Xianggen, TAI Nengling, YANG Shufu. The application and analysis of the differential protection with the product-restraint quantity[J]. Proceedings of the CSEE, 2000, 20(1): 85-88(in Chinese).
- [9] 朱声石. 高压电网继电保护原理与技术[M]. 3 版. 北京: 中国电力出版社,2005.
ZHU Shengshi. Principle and technology of high voltage network relay protection[M]. 3rd ed. Beijing: China Electric Power Press, 2005(in Chinese).
- [10] 谷君,郑涛,黄少锋,等. 变压器外部故障切除后差动保护误动原因及防止对策[J]. 中国电机工程学报,2009,29(16): 49-55.
GU Jun, ZHENG Tao, HUANG Shaofeng, et al. Mal-operation of transformer differential protection after removal of external fault and countermeasure[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(16): 49-55(in Chinese).

[11] 戚宣威, 尹项根, 张哲, 等. 变压器空投导致相邻元件差动保护误动分析及防范措施[J]. 电力系统自动化, 2016, 40(3): 129-134.
QI Xuanwei, YIN Xianggen, ZHANG Zhe, et al. Analysis on mal-operation for current differential protection due to adjacent transformer switching-on and its countermeasures[J]. Automation of Electric Power Systems, 2016, 40(3): 129-134(in Chinese).

[12] 戚宣威, 李露, 黄晓明, 等. 区外故障导致变压器电流互感器饱和及差动保护误动问题研究[J]. 电力系统保护与控制, 2017, 45(20): 44-51.
QI Xuanwei, LI Lu, HUANG Xiaoming, et al. Study on the CT saturation and mal-operation of the transformer current differential protection during external faults[J]. Power System Protection and Control, 2017, 45(20): 44-51(in Chinese).

[13] 葛晓琳, 刘亚, 符杨, 等. 考虑惯量支撑及频率调节全过程的分布鲁棒机组组合[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(12): 4043-4057.
GE Xiaolin, LIU Ya, FU Yang, et al. Distributed robust unit commitment considering the whole process of inertia support and frequency regulations[J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(12): 4043-4057(in Chinese).

[14] 高海淑, 张玉敏, 吉兴全, 等. 基于场景聚类的主动配电网分布鲁棒综合优化[J]. 电力系统自动化, 2020, 44(21): 32-41.
GAO Haishu, ZHANG Yumin, JI Xingquan, et al. Scenario clustering based distributionally robust comprehensive optimization of active distribution network[J]. Automation of Electric Power Systems, 2020, 44(21): 32-41(in Chinese).

[15] 康军, 马凡, 胡健, 等. 一种多时间尺度线性系统模型降阶的误差预测方法[J]. 电工技术学报, 2017, 32(3): 56-64.
KANG Jun, MA Fan, HU Jian, et al. An error prediction method of model order reduction for multi-time scale linear system[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(3): 56-64(in Chinese).

[16] 戴志辉, 崇志强, 李川, 等. 基于电压偏差向量 2-范数的主动配电网故障定位新方法[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(15): 96-102.
DAI Zhihui, CHONG Zhiqiang, LI Chuan, et al. Fault location method of active distribution networks based on 2-norm of voltage deviation vectors[J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(15): 96-102(in Chinese).

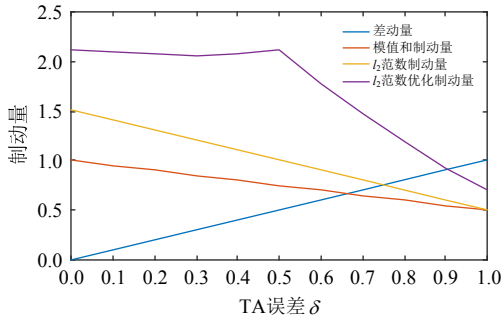
[17] 于群, 刘启林. 基于 L_2 范数的电力系统运行安全态势三维可视化评估[J]. 科学技术与工程, 2020, 20(19):

7704-7710.
YU Qun, LIU Qilin. Three dimensional visualization evaluation of power system operation security situation based on L_2 norm[J]. Science Technology and Engineering, 2020, 20(19): 7704-7710(in Chinese).

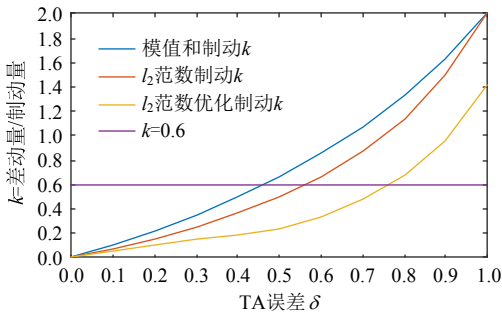
[18] 赵永扬, 徐方维, 舒勤, 等. 基于背景谐波最小波动能量的系统侧谐波阻抗估计[J]. 电力系统自动化, 2019, 43(24): 142-148, 200.
ZHAO Yongyang, XU Fangwei, SHU Qin, et al. Harmonic impedance estimation on system side based on minimum fluctuation energy of background harmonic[J]. Automation of Electric Power Systems, 2019, 43(24): 142-148, 200(in Chinese).

[19] HORN R A, JOHNSON C R. Matrix analysis[M]. 2nd ed. New York: Cambridge University Press, 2013.

附录 A 差动保护允许的 TA 误差对比分析
最不利情况 $I_s=[1-\delta, -0.5, -0.5]^T$, $0\leq\delta\leq1$, 其中 δ 为 TA 误差比例分析对比各种制动方式制动量随 δ 变化情况, 如图 A1 所示。



(a) 差动保护TA误差时制动量变化对比图



(b) 差动保护允许TA误差对比图(k=0.6时)

图 A1 TA 允许的 TA 误差能力对比图

Fig. A1 TA error capability allowed by TA

附录 B 实验验证

1) 动模验证。

表 B1 变压器参数

Table B1 Transformer parameters

支路名称	容量/MVA	额定电压/kV	变比	连接组别	接地
高压侧	100	110	600	12	1
中压侧	100	38.5	2000	12	0
低压侧	100	10.5	3000	11	0

算例 1: 区外故障 TA 正常转区内。

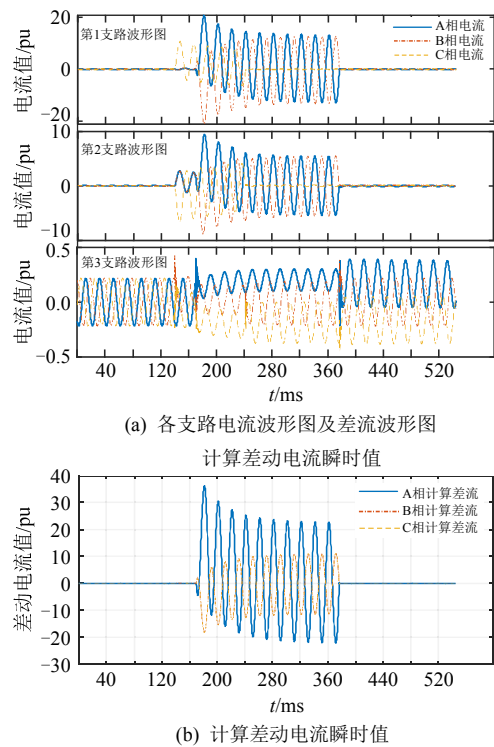


图 B1 各支路电流波形图及差流波形图

Fig. B1 Current waveform diagram and differential current waveform diagram of each branch

算例 2: 区外故障 TA 饱和。

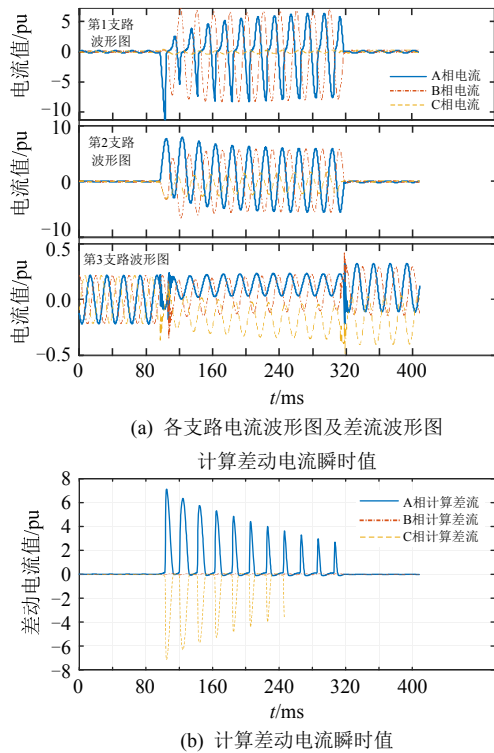


图 B2 各支路电流波形图及差流波形图

Fig. B2 Current waveform diagram and differential current waveform diagram of each branch

2) 现场实际案例。

算例 3: 三相短路区内外故障测试。

故障为某 220kV 变电站 3 号主变区内发生三相短路故障。

障, 由于 2 号和 3 号主变并列运行, 因此对于 2 号主变为区外故障。故障发生时候主接线示意图如图 B3 所示。

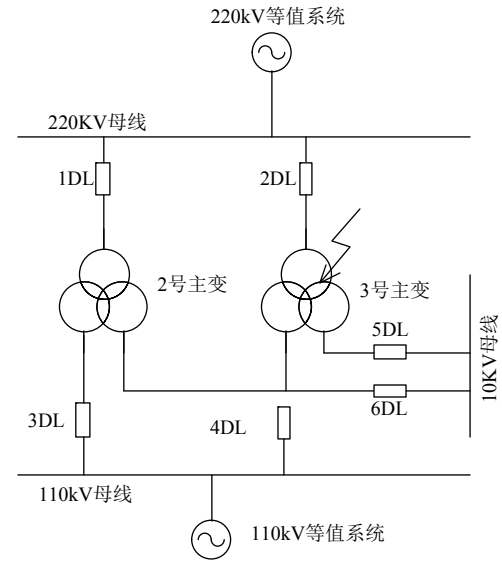


图 B3 算例 3 主接线示意图

Fig. B3 Main wiring schematic diagram of case 3

表 B2 变压器参数

Table B2 Transformer parameters

支路名称	容量/MVA	额定电压/kV	变比	连接组别	接地
高压侧	180	220	120	12	1
中压侧	180	121	240	12	0
低压侧	180	10.5	600	11	0

算例 3-1: 3 号主变三相故障下, 2 号主变区外测试。

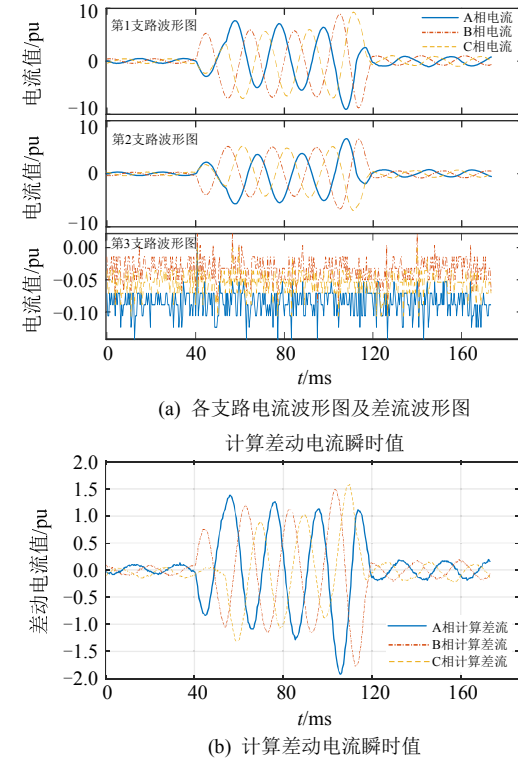


图 B4 各支路电流波形图及差流波形图

Fig. B4 Current waveform diagram and differential current waveform diagram of each branch

算例 3-2：3 号主变三相故障下，3 号主变区内测试。

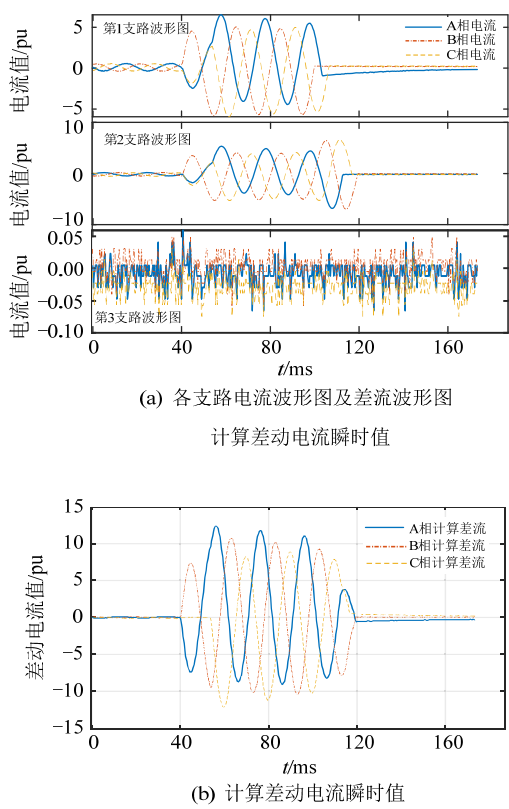


图 B5 各支路电流波形图及差流波形图
Fig. B5 Current waveform diagram and differential current waveform diagram of each branch

算例 4：区外故障 TA 严重饱和。

表 B3 变压器参数

Table B3 Transformer parameters

支路名称	容量/MVA	额定电压/kV	变比	连接组别	接地
高压侧	40	110	120	12	1
中压侧	40	110	120	12	1
低压侧	40	10.5	800	11	0

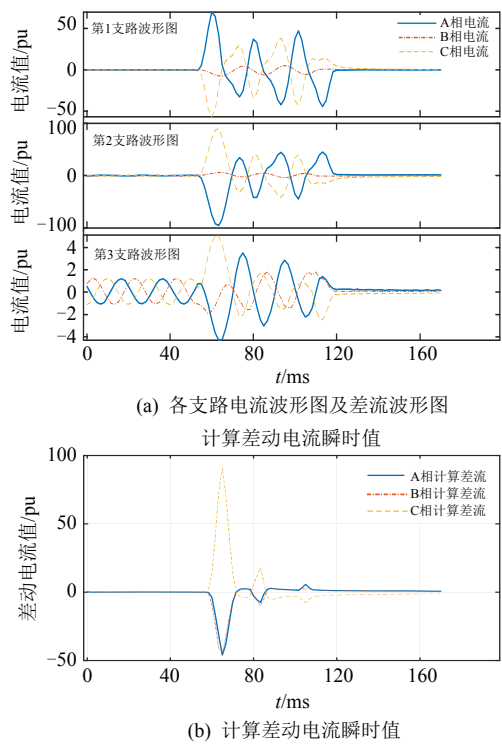


图 B6 各支路电流波形图及差流波形图
Fig. B6 Current waveform diagram and differential current waveform diagram of each branch



廖小君

在线出版日期：2021-12-27。
收稿日期：2021-07-26。
作者简介：
廖小君(1974)，男，博士研究生，副教授，研究方向为电力系统继电保护与控制，liaoxj_px@qq.com；
李龙源(1993)，男，博士研究生，研究方向为含新能源的电力系统稳定性分析、风电建模，lilongyuan2012@163.com；
童晓阳(1970)，男，博士，副教授，博士生导师，研究方向为广域后备保护、智能变电站、能源互联网，xytong@swjtu.cn；
*通信作者：王晓茹(1962)，女，博士，教授，博士生导师，研究方向为电力系统稳定性分析与控制，xrwang@home.swjtu.edu.cn。

(责任编辑 邱丽萍)

New Criterion of Transformer Ratio Differential Protection Based on l_2 Norm of current Vectors

LIAO Xiaojun, LI Longyuan, TONG Xiaoyang, WANG Xiaoru

(School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University)

KEY WORDS: transformer differential protection; ratio restrained properties; norm theory; current transformer saturation

In practical applications, transformer differential protection is still based on differential protection of ratio restrained characteristics. The differential protection of three-winding transformer often uses the absolute value sum restrained and maximum value restrained methods. However, the difference between the restrain current in these two modes is not obvious between the inner fault and external fault, so it can not reflect the characteristics of the traversing fault current of the external fault, and it is difficult to deal with the conflict of the sensitivity and TA anti-saturation capacity. To improve the sensitivity of conventional ratio restrained differential protection and TA anti-saturation capacity, this paper presents a transformer ratio restrained criterion based on the l_2 norm of current vectors.

The phase subtract of the maximum value of each branch current and other branch current with the external fault is significantly greater than the inner fault. This characteristic can better reflect the characteristics of traversing current of the external fault. So assume the current which have been compensated of phase and amplitude on each side of the transformer is $\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dot{I}_3$. consider the current vector signal $\mathbf{I}_s = [\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dot{I}_3]^T$ and maximum value vector $\mathbf{I}_{sm} = [\dot{I}_{max}, \dot{I}_{max}, \dot{I}_{max}]^T$ (where \dot{I}_{max} is the current phasor with the largest absolute current on each side). Then the l_2 norm of $\mathbf{I}_{sm} - \mathbf{I}_s$ is

$$\|\mathbf{I}_{sm} - \mathbf{I}_s\|_2 = \sqrt{|\dot{I}_{max} - \dot{I}_1|^2 + |\dot{I}_{max} - \dot{I}_2|^2 + |\dot{I}_{max} - \dot{I}_3|^2} \quad (1)$$

And the l_2 norm restrained current $I_{r2m,j}$ is

$$I_{r2m,j} = \|\mathbf{I}_{sm} - \mathbf{I}_s\|_2 / \sqrt{2} \quad (2)$$

Next using the l_1 norm of the \mathbf{I}_s and l_∞ norm, which have the constraint relationship $\|\mathbf{I}_s\|_\infty \leq \|\mathbf{I}_s\|_1 \leq 3\|\mathbf{I}_s\|_\infty$, constructed the l_2 norm of the current phasor difference of the optimized restrain current $I_{rpm,j}$

$$\|\mathbf{I}_s\|_1 = |\dot{I}_1| + |\dot{I}_2| + |\dot{I}_3| \quad (3)$$

$$\|\mathbf{I}_s\|_\infty = \max\{|\dot{I}_1|, |\dot{I}_2|, |\dot{I}_3|\} \quad (4)$$

$$I_{rpm,j} = \frac{\|\mathbf{I}_s\|_1}{2\|\mathbf{I}_s\|_\infty} \|\mathbf{I}_{sm} - \mathbf{I}_s\|_2 \quad (5)$$

Finally, the action judgment of differential protection is

$$\frac{I_d}{I_{rpm,j}} \geq K_{res} \quad (6)$$

where $I_d = |\dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_3|$, K_{res} is the conventional ratio restrain coefficient, usually set with 0.6~0.7.

The initial restrain capacity of l_2 norm restrained mode is strong, so it has stronger TA anti-saturation capacity. As shown in Fig. 1 (Fig. A1 in the paper), at the least unfavorable case, when the external fault $\delta=0$, l_2 norms Optimized restrain amount is twice the amount of the absolute value sum restrained method. When TA is saturated, the allowed TA error δ of l_2 norm optimized restrain current is greater, which can reach to $\delta=0.76$; while the absolute value sum restrained method only reach to $\delta=0.45$, the TA anti-saturation capacity of the l_2 norm is significantly better than traditional methods.

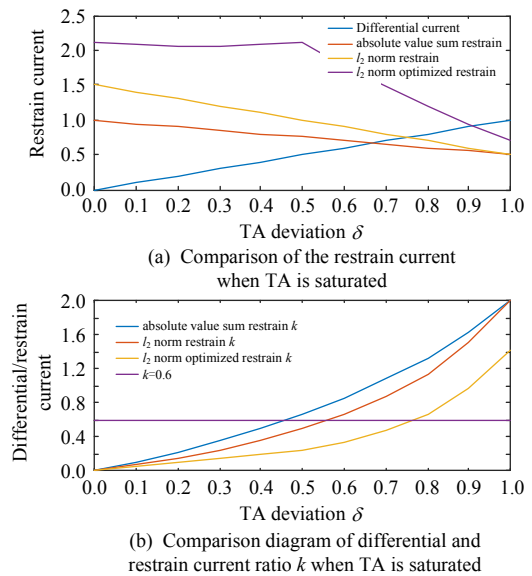


Fig. 1 Comparison diagram of TA anti-saturation capacity

Compared to the typical restrained mode of other transformers, the new criterion has higher sensitivity at the inner fault, except for the single power supply, and it has better TA anti-saturation capacity and comprehensive performance. RTDS testing and engineering practical cases verify that the proposed criterion has higher sensitivity and stronger TA anti-saturation capability. The comprehensive performance of new criterion is significantly better than the traditional methods.