

О РАСЧЕТЕ ТОКОВ НЕБАЛАНСА ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ ЗАЩИТ ТРАНСФОРМАТОРОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОБОБЩЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА

А.М. Дмитренко^{1,2}, В.А. Наумов^{1,2}, А.В. Солдатов¹, Д.П. Журавлев¹

¹ООО НПФ «ЭКРА», Чебоксары, Россия

²ФГБОУ ВО «Чувашский государственный университет им. И.Н. Ульянова», Чебоксары, Россия

E-mail: zhuravlev_dp@ekra.ru

Аннотация

Состояние вопроса: Для повышения чувствительности и селективности дифференциальных защит трансформаторов используется тормозная характеристика с горизонтальным участком в начальной части и двумя наклонными. С целью выбора параметров такой характеристики необходимо выполнить исследование переходных токов небаланса при различных кратностях токов внешних КЗ.

Материалы и методы: Теоретическая часть исследований выполнена с использованием математического анализа. Для выполнения практической части исследований применялось математическое моделирование на базе программно-аппаратного комплекса RTDS.

Результаты: Предложены рекомендации по расчету токов небаланса с учетом переходных режимов. Данные рекомендации учитывают:

1. Приведенную предельную кратность по точности $K'_{пр}$ защитных трансформаторов тока (ТТ), которая выбирается по условию заданного времени до насыщения t_s при максимальном токе внешнего КЗ.

2. Влияние остаточной индукции магнитопровода ТТ на расчетные значения токов небаланса.

3. Удельную амплитуду первичного тока ТТ в номинальном режиме защищаемого трансформатора.

Выводы: Полученные результаты могут использоваться для расчета параметров тормозной характеристики дифференциальной защиты трансформатора и повысить её селективность и чувствительность.

Ключевые слова: дифференциальная защита; ток небаланса; характеристика торможения; трансформатор тока; предельная кратность по точности; время до насыщения.

ABOUT UNBALANCE CURRENT CALCULATION OF TRANSFORMER DIFFERENTIAL PROTECTION USING THE GENERALIZED PARAMETERS OF A CURRENT TRANSFORMER

A.M. Dmitrenko^{1,2}, V.A. Naumov^{1,2}, A.V. Soldatov¹, D.P. Zhuravlev¹

¹LLC SPE «EKRA», Cheboksary, Russia

²FSBEE HE «Chuvash state university named after I.N. Ulyanova», Cheboksary, Russia

E-mail: zhuravlev_dp@ekra.ru

Abstract

Background: Braking characteristic with a horizontal bend in the initial part and two inclined is used to ensure sufficient sensitivity and selectivity of transformer differential protection. In order to select the options of braking characteristic it is necessary to perform the research of transient unbalance current at different relative external fault current.

Materials and methods: The theoretical part of the research was carried out using mathematical analysis. Mathematic simulation on the RTDS hardware and software system was used to perform the practical part.

Results: Recommendations for calculation of unbalance currents with allowance for transient regimes are suggested. These recommendations take into account:

1. The reduced accuracy limit factor (K'_{lim}) of the protective current transformers, which is selected by condition of the predetermined ramp time (t_s) at the maximum current of the external short circuit;

2. The influence of the residual flux density of the current transformer magnetic core on the calculated values of unbalance currents.

3. The specific transformer primary current amplitude in the nominal condition of protected transformer.

Conclusions: The obtained results can be used to calculate the parameters of the transformer differential protection braking characteristic and to increase its selectivity and sensitivity.

Key words: differential protection; unbalance current; braking characteristic; current transformer; accuracy limit factor; ramp time.

I. ВВЕДЕНИЕ

В общем виде ток небаланса дифференциальных защит трансформаторов зависит от погрешностей трансформаторов тока (ТТ), регулирования напряжения трансформатора под нагрузкой (РПН) и погрешностей выравнивания токов сторон. Наибольшие сложности вызывает расчет составляющей тока небаланса, обусловленной погрешностями ТТ. Обычно расчеты тока небаланса выполняются в относительных единицах (за базу принимается амплитуда гармонической составляющей первичного тока какой-либо из сторон, приведенная ко вторичной обмотке ТТ). При практических расчетах [1] выражение для указанной составляющей тока небаланса записывают в следующем виде:

$$I_{\text{нб.погр}} = k_{\text{пер}} \varepsilon_* \quad (1)$$

где $k_{\text{пер}}$ – коэффициент, учитывающий переходный режим;

$\varepsilon_* = 0,1$ – базовое значение полной погрешности ТТ.

Коэффициент $k_{\text{пер}}$ зависит от требований, предъявляемых к ТТ дифференциальной защиты трансформатора. До настоящего времени требования к ТТ задавались по условию установившегося режима следующим образом [2, 3]

$$K'_{\text{пр}} \geq I_{\text{кз}} \quad (2)$$

$$K'_{\text{пр}} = \frac{I_{\text{ном.т.т}}}{I_{\text{ном.т}}} K_{\text{пр}} \quad (3)$$

где $I_{\text{ном.т.т}}$ – первичный номинальный ток ТТ;

$I_{\text{ном.т}}$ – номинальный ток защищаемого трансформатора;

$K_{\text{пр}}$ – предельная кратность по точности ТТ.

При задании требований к ТТ в соответствии с (2) в переходных режимах могут возникать значительные токи небаланса [4], что в ряде случаев приводило к излишним срабатываниям дифференциальной защиты трансформатора при внешних КЗ. С целью снижения реальных токов небаланса разработана методика [3] расчета минимальной приведенной предельной кратности $K'_{\text{пр}}$ ТТ в зависимости от времени t_s до насыщения магнитопровода ТТ, остаточной индукции B_r и относительного значения тока внешнего КЗ $I_{\text{кз}}^*$. При этом

$K'_{\text{пр}}$ рассматривается в качестве одного из обобщенных параметров ТТ с реальной нагрузкой в конкретной схеме дифференциальной защиты трансформатора. Другим обобщенным параметром является амплитуда удельного тока ТТ в номинальном режиме [3]

$$I_{\text{уд.ном.т}} = \frac{\sqrt{2} I_{\text{ном.т.т}} w_1}{l_{\text{ср}}} \quad (4)$$

где w_1 – число витков первичной обмотки ТТ;

$l_{\text{ср}}$ – средняя длина магнитной линии.

Использование обобщенных параметров согласно (3) и (4) позволяет выполнять расчет токов небаланса с учетом современных требований, предъявляемых к функционированию ТТ в переходных режимах.

II. ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДА РАСЧЕТА ПЕРЕХОДНЫХ ТОКОВ НЕБАЛАНСА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОБОБЩЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ.

В общем виде токи небаланса дифференциальных защит трансформаторов зависят от погрешностей ТТ на каждой из сторон. Однако довольно частыми являются случаи, при которых насыщаются ТТ только с одной стороны и в одной или двух фазах. При этом в одной или двух фазах появляются наибольшие токи небаланса, практически равные намагничивающему току ТТ. Расчет намагничивающего тока производится с использованием спрямленной характеристики намагничивания (СХН) магнитопровода ТТ [4]. С учетом изложенного, относительную амплитуду намагничивающего тока на интервале времени насыщенного состояния магнитопровода можно вычислять по формуле [3]

$$I_{\mu, m}^* = \frac{1}{\sqrt{1 + (\omega T_{2s})^2}} \quad (5)$$

где ω – угловая частота;

T_{2s} – постоянная времени вторичного контура в Т-образной схеме замещения ТТ.

На базе методики, приведенной в [3], выражение для постоянной T_{2s} можно записать в следующем виде

$$T_{2s} \approx \frac{\mu_{\text{диф}} I'_{\text{уд.ном.т}} K'_{\text{пр}}}{\omega B_{\text{пр}}} \quad (6)$$

где $\mu_{\text{диф}}$ – дифференциальная магнитная проницаемость;

$$I'_{\text{уд.ном.т}} = \frac{\sqrt{2} I_{\text{ном.т}} w_1}{l_{\text{ср}}} \quad (7)$$

Согласно формуле (7), параметр $I'_{\text{уд.ном.т}}$ численно равен амплитуде напряженности магнитного поля в сердечнике при номинальном токе защищаемого трансформатора и разомкнутой вторичной обмотке ТТ.

С целью повышения чувствительности дифференциальной защиты применяется тормозная характеристика, состоящая из горизонтального и двух наклонных участков [5]. При этом типичное значение относительного тока начала торможения $I_{\text{т.нач.1}}^*$ равно 1.

Относительный ток начала торможения на втором наклонном участке обычно задается в пределах $1,5 \div 2,5$. Согласно стандарту ПАО «ФСК ЕЭС» [6] чувствительная ступень дифференциальной защиты с токовым торможением должна иметь диапазон уставок по начальному току срабатывания в пределах $(0,2 \div 0,6) I_{\text{ном.т}}$. При таких сравнительно малых начальных токах срабатывания необходимо считаться с возможностью насыщения ТТ при удаленных КЗ (при относительных токах внешних КЗ в пределах $1 \div 2,5$).

Для расчета времени до насыщения t_s можно использовать следующее уравнение [7]

$$\frac{K'_{\text{пр}} (1 - B_r^*)}{I_{\text{кз}}^*} = \omega T_1 \left(e^{-\frac{t_s}{T_2}} - e^{-\frac{t_s}{T_1}} \right) - \sin \omega t_s \quad (8)$$

где $B_r^* = B_r / B_{\text{пр}}$;

B_r – остаточная индукция; $B_{\text{пр}} = 1,8 \div 1,85$ Тл – предельное значение индукции (соответствует моменту начала насыщенного состояния магнитопровода ТТ); T_2 –

постоянная времени вторичного контура ТТ при ненасыщенном магнитопроводе.

Небольшие значения $I_{кз}^*$ получаются, например, при внешнем КЗ на линии, подключенной к шинам электрической станции. С учетом этого, расчетное значение постоянной времени T_1 принимается в пределах $0,1 \div 0,15$ с (для мощных электрических станций).

Рассматривается применение ТТ, магнитопроводы которых выполнены из холоднокатаной стали марок 3411-3414. В этом случае можно принимать: максимальное значение относительной остаточной индукции $B_r^* = 0,65$ [3]; постоянную времени $T_2 \geq 1$ с [7]. На Рис.1

приведены зависимости $t_s = f(I_{кз}^*)$ для случая, когда на одной из сторон $B_r^* = 0,65$, а на другой $B_r^* = 0,25$. Параметр $K'_{пр}$ принят равным 45. Из этих зависимостей видно, что при $I_{кз}^* = 1$ на одной из сторон $t_{s1} = 0,0701$ с, а на другой $t_{s2} = 0,2925$ с. Разность $t_{s2} - t_{s1} = 0,2224$ с значительно превышает время срабатывания функции дифференциальной защиты. После момента t_s насыщения ТТ апериодическая составляющая намагничивающего тока i_μ ТТ достигает максимума через время, равное [8]

$$\Delta t_m \approx \frac{T_{2s} T_1}{T_1 - T_{2s}} \ln \frac{T_1}{T_{2s}}, \quad (9)$$

где T_{2s} – постоянная времени вторичного контура ТТ на интервале насыщенного состояния магнитопровода.

Формула (9) получена в [8] для случая, когда $T_{2s} = const$. В действительности, при увеличении тока i_μ (при $B \geq B_{пр}$) постоянная времени вторичного контура ТТ уменьшается от значения T_2 до T_{2s} , что приводит к некоторому увеличению времени Δt_m , по сравнению с вычисляемым по формуле (9). При этом будет создаваться некоторый запас по отношению к реальным условиям.

На Рис. 2 приведены графики зависимости $\Delta t_m = f(T_{2s})$ для двух значений постоянной времени: $T_1 = 0,1$ с и $T_1 = 0,15$ с. Диапазон изменения T_{2s} задан в пределах от 0,005 с до 0,03 с. Как показано в [8], при активном сопротивлении ветви вторичного тока ТТ (что имеет место быть при использовании микропроцессорных защит) максимальное значение апериодической составляющей тока i_μ равно апериодической

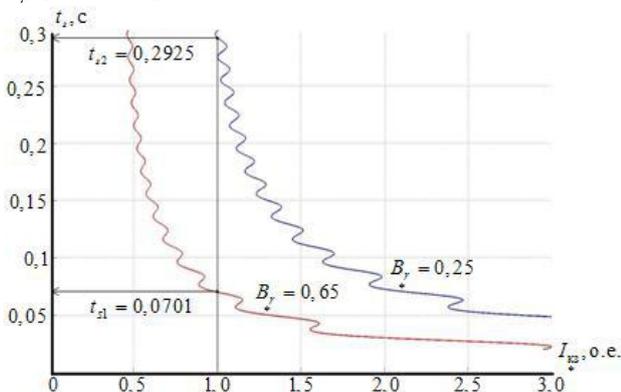


Рис. 1 – Зависимости $t_s = f(I_{кз}^*)$.

составляющей приведенного первичного тока.

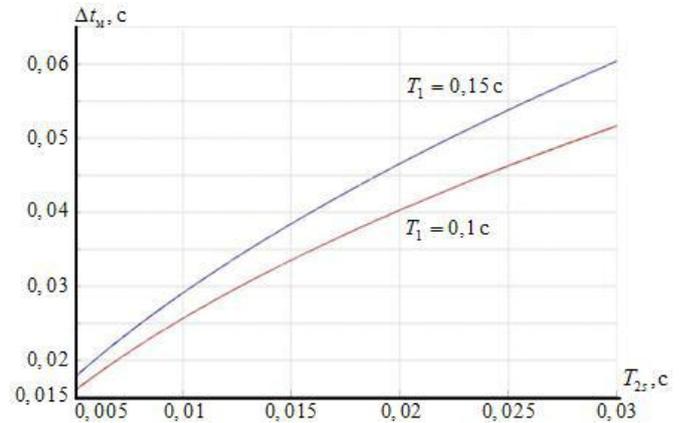


Рис. 2 – Зависимости $\Delta t_m = f(T_{2s})$.

Исходя из этого, расчетное значение апериодической составляющей первичного тока можно вычислять по формуле

$$I_{1a, \text{расч}} = I_{1a, \text{нач}} e^{-\frac{(t_s + \Delta t_m)}{T_1}}. \quad (10)$$

По аналогии с формулой (7) можно записать

$$H_{\text{расч}} = \frac{I_{1a, \text{расч}} W_1}{l_{\text{ср}}}. \quad (11)$$

Поскольку ток i_μ содержит как апериодическую (изменяющуюся постоянную), так и переменную составляющие, то $H_{\text{расч}}$ представляет собой среднее значение напряженности магнитного поля в магнитопроводе ТТ, при котором переменная составляющая тока i_μ максимальна. Таким образом, дифференциальную магнитную проницаемость $\mu_{\text{диф}}$ для подстановки в формулу (6) следует находить при $H = H_{\text{расч}}$ согласно формуле (11).

При практических расчетах значение $I_{1a, \text{нач}}$ можно вычислять по формуле

$$I_{1a, \text{нач}} = \sqrt{2} I_{кз}^* I_{\text{ном.т}} \cos \psi, \quad (12)$$

где ψ – начальная фаза сверхпереходной ЭДС генератора или системы.

При удаленных КЗ в качестве расчетной величины следует принимать $\psi = 0$. Именно при этом условии и получена формула (8). Следует отметить, что при $I_{кз}^* \leq 2,5$ форма кривой переменной составляющей тока i_μ близка к синусоидальной. При этом согласно формулам (1) и (5) коэффициент $k_{\text{пер}}$ можно вычислять так:

$$k_{\text{пер}} = \frac{I_{\mu, m}^*}{\varepsilon_*} = \frac{10}{\sqrt{1 + (\omega T_{2s})^2}}. \quad (13)$$

III. ПРИМЕР РАСЧЕТА.

Выполним расчет для блочного трансформатора ТДЦ-125000/110, имеющего со стороны высшего напряжения (ВН) номинальный ток $I_{\text{ном.т}} = 596$ А. Со стороны ВН используются ТТ типа ТФНД-110М со следующими техническими данными [2]:

- коэффициент трансформации $k_{TA} = 1200 / 5$;
- номинальная мощность вторичной обмотки $S_{2ном} = 30$ ВА;
- номинальная предельная кратность $K_{ном} = 20$;
- косинус угла нагрузки $\cos \varphi_{нг} = 0,8$;
- сопротивление обмотки w_2 постоянному току $r_{обм2} = 0,35$ Ом;
- число витков первичной обмотки $w_1 = 1$;
- средняя длина магнитной линии $l_{cp} = 1,24$ м.

Согласно формуле (7) вычисляем

$$I'_{1уд.ном.м} = \frac{\sqrt{2} \cdot 596}{1,24} = 679,7 \text{ А/м.}$$

Находим номинальное сопротивление нагрузки ТТ

$$z_{нг.ном} = \frac{S_{2ном}}{I_{2ном}^2} = \frac{30}{5^2} = 1,2 \text{ Ом.}$$

По формуле [3] находим модуль номинального сопротивления вторичной цепи ТТ

$$z_{2ном} = \sqrt{r_{обм2}^2 + 1,6r_{обм2}z_{нг.ном} + z_{нг.ном}^2} = 1,49 \text{ Ом.}$$

Сопротивление жилы контрольного кабеля длиной 100 м и сечением $s_{ж} = 4$ мм²

$$r_{ж} = \frac{\rho l}{s_{ж}} = \frac{1,75 \cdot 10^{-8} \cdot 100}{4 \cdot 10^{-6}} = 0,44 \text{ Ом.}$$

В качестве расчетного принимаем режим внешнего однофазного КЗ. При этом имеем

$$r_{нг.расч} = 2r_{ж} + r_{пер} = 2 \cdot 0,44 + 0,1 = 0,98 \text{ Ом.}$$

По формуле [3] вычисляем реальное значение $K_{пр}$

$$K_{пр} = \frac{K_{ном} z_{2ном}}{r_{обм2} + r_{нг.расч}} = \frac{20 \cdot 1,49}{0,35 + 0,98} = 22,4.$$

Приведенная предельная кратность согласно формуле (3) равна

$$K'_{пр} = \frac{1200}{596} 22,4 = 45,1.$$

Принимаем $T_1 = 0,1$ с. Задаемся значением $T_{2s} = 0,02$ с и по соответствующей кривой на Рис.2 находим $\Delta t_m = 0,04$ с. По формуле (12) при $\psi = 0$ и $I_{кз}^* = 1$ находим

$$I_{1а.нач} = \sqrt{2} \cdot 596 = 842,9 \text{ А.}$$

По формуле (10) вычисляем

$$I_{1а.расч} = 842,9 e^{\frac{(0,0701+0,04)}{0,1}} = 280,3 \text{ А.}$$

По формуле (11) находим расчетное значение напряженности магнитного поля

$$H_{расч} = \frac{280,3}{1,24} = 226 \text{ А/м.}$$

Для холоднокатаных сталей марок 3411-3414 усредненное значение $\mu_{диф}$ при полученном значении

$$H_{расч} \text{ равно } 3,16 \cdot 10^{-4} \text{ Гн/м.}$$

Согласно формуле (6) получаем

$$T_{2s} = \frac{3,16 \cdot 10^{-4} \cdot 679,7 \cdot 45,1}{314 \cdot 1,8} = 17,1 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Для уточнения значения T_{2s} используем метод последовательных приближений. При $T_{2s} = 17,1 \cdot 10^{-3}$ с по Рис.2 находим уточненное значение Δt_m :

$$\Delta t_{m,y} = 0,035 \text{ с.}$$

Далее вычисляем:

$$I_{1а.расч,y} = 842,9 \cdot e^{\frac{(0,0701+0,035)}{0,1}} = 294,7 \text{ А/м.}$$

Уточненное значение $T_{2s,y}$ находим по формуле

$$T_{2s,y} \approx \frac{T_{2s} I_{1а.расч}}{I_{1а.расч,y}} \approx \frac{17,1 \cdot 10^{-3} \cdot 280,3}{294,7} = 16,3 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Расчет заканчивается, если следующее значение T_{2s} отличается от предыдущего не более чем на 5%. В данном случае отличие составляет 4,7%.

Далее по формуле (13) вычисляем

$$k_{пер} = \frac{10}{\sqrt{1 + (314 \cdot 16,3 \cdot 10^{-3})^2}} = 1,92.$$

Округляем полученное значение до 1,9.

IV. Выводы.

1. Использование такого обобщенного параметра как приведенная предельная кратность по точности $K'_{пр}$ позволяет увязать расчет токов небаланса с методикой задания требований к ТТ по условию учета переходных процессов [3]. Дополнительно используется такой обобщенный параметр как удельная амплитуда первичного тока ТТ в номинальном режиме защищаемого трансформатора.

2. Результаты по значениям коэффициентов $k_{пер}$, учитывающих переходный режим, могут использоваться для расчета параметров тормозной характеристики на горизонтальном и первом наклонном участках. Показано, что применение повышенных значений $K'_{пр}$ позволяет в конечном итоге повысить селективность и чувствительность дифференциальной защиты трансформатора.

Список литературы.

- [1]. Руководящие указания по релейной защите. Вып. 13Б. Релейная защита понижающих трансформаторов 110-500 кВ. Расчеты. М.: Энергоатомиздат, 1985. – 96 с.
- [2]. Королев Е.П. Расчеты допустимых нагрузок в токовых цепях релейной защиты [Текст] / Е.П. Королев, Э.М. Либерзон. – М.: Энергия, 1980. – 208 с.
- [3]. Дмитренко А.М. О требованиях к трансформаторам тока в схемах дифференциальных защит трансформаторов электрических станций [Текст] / А.М. Дмитренко, Д.П. Журавлев // Электрические станции. – 2016. – № 10. – с. 13-19.
- [4]. Дроздов А.Д. Электрические цепи с ферромагнитными сердечниками в релейной защите [Текст] / А.Д. Дроздов, А.С. Засыпкин, С.Л. Кужеков [и др.]; под ред. В.В. Платонова. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 256 с.
- [5]. Дмитренко А.М. Анализ и исследование способов торможения цифровых дифференциальных защит блочных трансформаторов [Текст] / А.М. Дмитренко, Д.П. Журавлев // Электрические станции. – 2014. – № 11. – с. 36-41.
- [6]. СТО ПАО «ФСК ЕЭС» «Технические требования к микропроцессорным устройствам РЗА» (СТО 56947007-29.120.70.241-2017, дата введения: 28.02.2017).
- [7]. Дмитренко А.М. Анализ насыщения трансформаторов тока дифференциальных защит трансформаторов при удаленных коротких замыканиях [Текст] / А.М. Дмитренко, Д.П. Журавлев // Труды Академии электротехнических наук Чувашской Республики. – 2017. – № 1. – с. 10-13.
- [8]. Афанасьев В.В. Трансформаторы тока [Текст] / В.В. Афанасьев, Н.М. Адоньев, В.М. Кибель [и др.]. – Л.: Энергоатомиздат, 1989. – 416 с.