

Анализ и исследование способов торможения цифровых дифференциальных защит блочных трансформаторов

- **Дмитренко А. М.**, доктор техн. наук, Чувашский государственный университет, Чебоксары
- **Журавлев Д. П.**¹, ООО НПП “ЭКРА”, Чебоксары

Рассматриваются современные методы торможения цифровых дифференциальных защит блочных трансформаторов при внешних коротких замыканиях. Описывается влияние на тормозные величины дифзащит таких факторов, как расхождение фаз токов сторон, а также насыщение трансформаторов тока.

Ключевые слова: блочный трансформатор, дифференциальная защита, торможение, насыщение сердечника трансформатора тока, предельная кратность по точности трансформатора тока.

При выборе способов торможения дифференциальных защит блочных трансформаторов электростанций необходимо учитывать следующие основные факторы:

сравнительно большие значения токов при коротком замыкании (КЗ) на отпайке к трансформатору собственных нужд (ТСН) из-за близости к генератору;

значительное число сторон дифференциальной защиты (может достигать пяти).

В связи с изложенным, рассматриваются только те методы торможения, которые инвариантны к току внешнего КЗ вне зависимости от числа контролируемых сторон. К таким способам относят:

торможение от полусуммы модулей вторичных токов всех сторон [1]

$$I_T = 0,5(I_{12} + I_{22} + \dots + I_{n2}); \quad (1)$$

торможение от максимального из модулей токов всех фаз и всех сторон²

$$I_T = \max\{I_{12}, I_{22}, \dots, I_{n2}\}, \quad (2)$$

где $I_{12}, I_{22}, \dots, I_{n2}$ – действующие значения первых (основных) гармоник вторичных токов сторон после соответствующего масштабирования и учёта группы соединения силового трансформатора.

Использование коэффициента 0,5 в формуле (1) по сравнению со способом, применяемым в [2], имеет следующие преимущества:

при совпадении по фазе токов КЗ питающих сторон тормозной ток оказывается равным приведённому току внешнего КЗ, что позволяет упростить методику расчёта уставок коэффициента торможения k_T и сделать её более прозрачной;

при использовании тормозной характеристики с горизонтальным участком в начальной части (рис. 1) ток начала торможения $I_{T,нач.1*}$ легко согла-

суется с номинальным током защищаемого трансформатора. Например, при $I_{T,нач.1*} = 1$ торможение начинается при номинальном токе нагрузки трансформатора.

При построении тормозных характеристик в качестве базисных токов принимаются номинальные токи устройства защиты (в общем случае они могут быть различными для разных сторон защиты).

Коэффициент торможения вычисляется по формуле: $k_T = \text{tg}\alpha$.

В условиях ЕЭС России важным является режим опробования трансформатора. Обычно опробование осуществляется путём подачи напряжения со стороны высшего напряжения. При этом желательно повышение чувствительности дифференциальной защиты при токах повреждений, не превышающих уставку дифференциальной отсечки. При использовании формулы (1) и тормозной характеристики, представленной на рис. 1, токи начала торможения $I_{T,нач.1*}$ и $I_{T,нач.2*}$ увеличиваются в 2 раза (тормозная характеристика для этого слу-

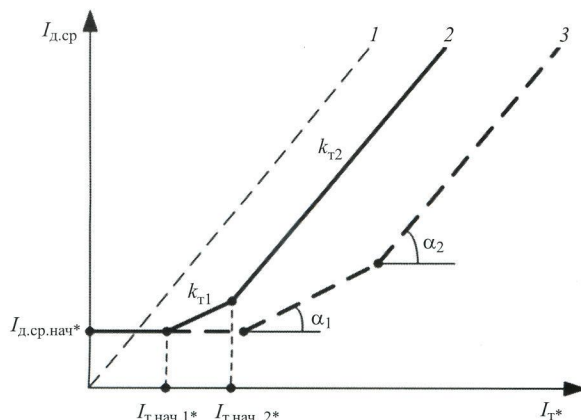


Рис. 1. Характеристики тока в реле при КЗ в зоне (1), тормозные в нормальном режиме (2) и режиме опробования трансформатора (3):

$I_{д.ср.}$ – ток срабатывания дифференциальной защиты; $I_{д.ср.нач*}$ – ток срабатывания дифференциальной защиты в начале тормозной характеристики (при $I_T = 0$)

¹ Журавлев Дмитрий Павлович: zhuravlev_dp@ekra.ru

² На основе разделов о защите трансформаторов Технического справочного руководства RET 521 фирмы ABB и Руководства по эксплуатации Т60 фирмы General Electric.

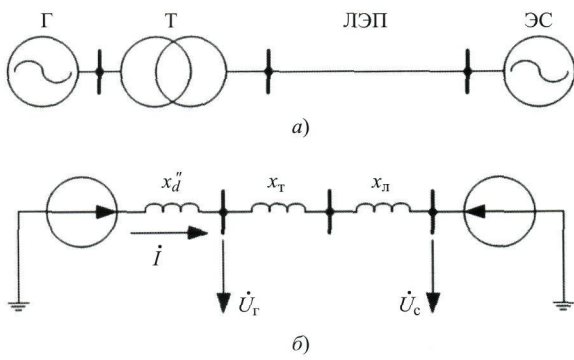


Рис. 2. Схема сети (а) и её расчётная схема замещения (б):

x_d'' – сверхпереходное реактивное сопротивление; x_T – реактивное сопротивление трансформатора; x_L – реактивное сопротивление линии; \dot{U}_G – напряжение генератора; \dot{U}_c – напряжение системы

чая показана пунктирными линиями). При этом увеличивается коэффициент чувствительности, поскольку возрастает отношение тока повреждения к току срабатывания по тормозной характеристике. При использовании формулы (2) чувствительность в режиме опробования остаётся неизменной, что накладывает определённые ограничения на максимально возможные значения коэффициентов торможения k_{T1} и k_{T2} .

При передаче больших мощностей на дальние расстояния используются линии сверхвысокого напряжения (СВН). Наибольшую суммарную протяжённость в России имеют линии электропередачи (ЛЭП) напряжением 500 кВ, которые и приняты в качестве типичного объекта исследования. Длинные ЛЭП обычно секционируются с целью обеспечения как устойчивости, так и требуемого режима по напряжению по всей длине линии. Для этого на промежуточных подстанциях устанавливаются шунтирующие реакторы и осуществляется отбор активной мощности.

Наибольшая допустимая длина секции ЛЭП составляет 500 км [3], однако на практике она обычно не превышает 400 км.

Шунтирующие реакторы устанавливаются также на электрических станциях, поэтому при расчёте мощности, передаваемой по ЛЭП, можно не учитывать поперечные ёмкости в П-образной схеме замещения ЛЭП (рис. 2).

При КЗ на отпайке к ТСН в токе КЗ со стороны блочного трансформатора будут появляться свободные токи с частотой, отличной от номинальной. Появление указанных токов обусловлено наличием значительной распределённой ёмкости линии. Поскольку при вычислении токов сторон используется частотная фильтрация с целью выделения основной гармоники, то наличие свободных (затухающих) токов не имеет существенного значения.

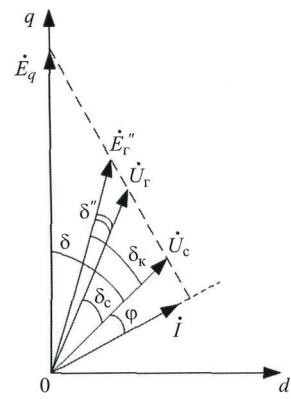


Рис. 3. Векторная диаграмма токов, напряжений и ЭДС неявнополюсной синхронной машины

Следует отметить, что значения реактивного сопротивления линии x_L , вычисленные по формуле $x_L = x_{уд}l$ (где $x_{уд}$ – справочное значение удельного реактивного сопротивления, l – длина линии), и значения x_L , полученные на базе волновых параметров линии, несколько различаются. Однако при длине ЛЭП не более 400 км этим различием можно пренебречь.

На рис. 3 представлена векторная диаграмма токов, напряжений и ЭДС неявнополюсной синхронной машины, связанной с системой бесконечной мощности.

Активную мощность P , передаваемую по ЛЭП, обычно выражают через ЭДС по поперечной оси E_q [4]:

$$P = \frac{E_q U_c \sin \delta}{x_d + x_T + x_L},$$

где x_d – реактивное сопротивление машины.

Использование данного выражения связано с тем, что угол δ характеризует положение ротора машины в пространстве и это удобно при исследовании электромеханических переходных процессов.

При расчёте токов КЗ в качестве базисной величины целесообразно принять комплекс (вектор) напряжения генератора \dot{U}_G , что позволяет рассчитывать сверхпереходную ЭДС генератора по формуле

$$\dot{E}_{Г.ф}'' = \dot{U}_{Г.ф} + j x_d'' \dot{I}_{нг},$$

где $\dot{E}_{Г.ф}''$ и $\dot{U}_{Г.ф}$ – фазные величины; x_d'' – сверхпереходное реактивное сопротивление; $\dot{I}_{нг}$ – ток предшествующего нагрузочного режима.

Как видно на рис. 3, комплекс $\dot{E}_{Г.ф}''$ опережает комплекс \dot{U}_G на угол δ'' . Наибольшее значение угла δ'' получается при выдаче генератором только активной мощности ($\varphi = 0^\circ$). При этом в номинальном режиме генератора ($I_{нг} = I_{Г.ном}$, $U_G = U_{Г.ном}$) получаем

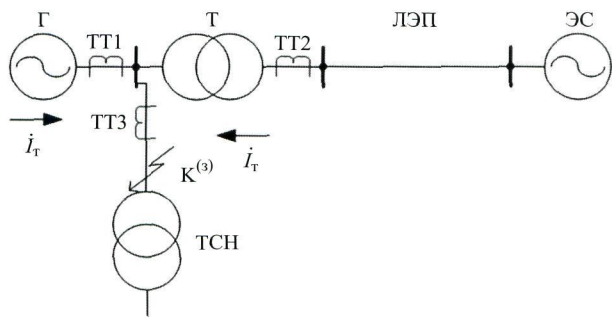


Рис. 4. Схема сети с трёхфазным КЗ в цепи ТСН

$$\operatorname{tg} \delta'' = x''_{d*}. \quad (3)$$

Например, для генератора ТВВ-1000-4 имеем $x''_{d*} = 0,32$. С учётом формулы (3) получаем, что $\delta'' = 18^\circ$.

Для нахождения угла δ_c используем следующее выражение для мощности, передаваемой по ЛЭП [4]:

$$P = \frac{U_r U_c}{x_r + x_l} \sin \delta_c.$$

Откуда находим

$$\delta_c = \arcsin \frac{P_r (x_r + x_l)}{U_r U_c}. \quad (4)$$

В формуле (4) реактивные сопротивления x_r и x_l , а также напряжение U_c целесообразно приводить к генераторному напряжению. Как видно из рис. 3, искомый угол

$$\delta_k = \delta'' + \delta_c.$$

Известно, что на ответвлениях к ТСН (рис. 4) токи КЗ могут достигать 200 кА и более.

При этом для ЛЭП напряжением 500 кВ и длиной до 450 км при мощности генератора $P_r = 1000$ МВт было установлено, что значение угла δ_k между комплексами токов КЗ генератора I_r и трансформатора I_T может достигать $46,4^\circ$ (рис. 5).

Необходимо отметить, что при максимально возможных токах внешнего КЗ полная погрешность трансформаторов тока (ТТ) не должна превышать 10%. Как указывалось ранее, ток КЗ на отпайке к ТСН может достигать 200 кА и более. При этом первичный номинальный ток ТТ3, установленного на отпайке, обычно не превышает 3 кА. Соответственно относительный ток КЗ

$$I_{k3*} = \frac{I_{k3}}{I_{\text{ном.ТТ}}} = \frac{200}{3} = 66,7,$$

где I_{k3} – ток КЗ; I_{k3*} – относительный ток КЗ; $I_{\text{ном.ТТ}}$ – первичный номинальный ток ТТ3.

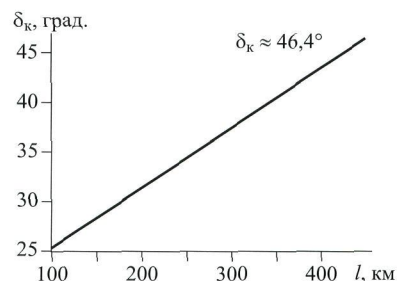


Рис. 5. График зависимости разности фаз токов сторон при КЗ от длины ЛЭП

Можно считать, что насыщение ТТ в установленном режиме отсутствует, если выполняется условие

$$K_{\text{пр}} \geq I_{k3*}, \quad (5)$$

где $K_{\text{пр}}$ – предельная кратность по точности ТТ (K_5 и K_{10}).

Выполнение условия (5) не всегда возможно, поскольку применяемые ТТ обычно имеют номинальную предельную кратность $K_{\text{пр}} = 20 \div 30$, а длина соединительных проводов между ТТ и шкафом защиты довольно велика (что не позволяет существенно снизить нагрузку ТТ по сравнению с номинальной). Использование ТТ с вторичным номинальным током 1 А также не всегда представляется возможным.

Насыщение магнитопровода ТТ учитывалось путём использования простейшей кусочно-линейной аппроксимации зависимости $B = f(H)$, где B – магнитная индукция; H – напряжённость магнитного поля. Была принята так называемая спрямлённая характеристика намагничивания (СХН), состоящая в первом квадранте из двух отрезков прямых: вертикального при $H = 0$ и наклонного при $H > 0$.

Форма кривой вторичного тока i_2 после насыщения сердечника ТТ в общем виде была исследована в [5]. При практически активной нагрузке ТТ и $T_{2s} \leq 1$ мс выражение для тока i_2 в установившемся режиме можно записать в следующем виде:

$$i_2 = A_2 e^{-(t-t_s)/T_{2s}} + \omega T_{2s} I'_{1m} \sin \left[\omega t + \operatorname{arctg} \frac{1}{\omega T_{2s}} \right], \quad (6)$$

где A_2 – начальное значение экспоненциальной составляющей; T_{2s} – постоянная времени затухания экспоненциальной составляющей при насыщении сердечника ТТ; $t_s \leq t \leq t_b$; t_s – время до насыщения сердечника ТТ; t_b – момент выхода сердечника ТТ из насыщения; I'_{1m} – приведённая амплитуда первичного тока ТТ.

Постоянную времени вторичного контура ТТ в общем виде можно вычислить по формуле

$$T_2 = \frac{L_0}{r_{\text{обм.2}} + r_{\text{нт}}}, \quad (7)$$

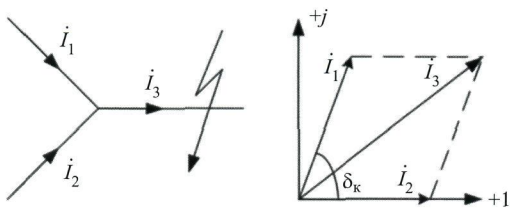


Рис. 6. Соотношение токов сторон при внешнем КЗ в схеме с необходимостью торможения от трёх сторон

где L_0 – индуктивность ветви намагничивания ТТ; $r_{обм.2}$ – сопротивление постоянному току вторичной обмотки ТТ; $r_{нг}$ – сопротивление нагрузки ТТ.

В рассматриваемом случае в формулу (7) следует подставлять L_{0s} – индуктивность в режиме насыщения.

Полагая, что $t = t_s$, на основании формулы (6) получаем следующее уравнение:

$$i_2 = i'_1 = A_2 + \omega T_{2s} I'_{1m} \sin \left[\omega t_s + \arctg \frac{1}{\omega T_{2s}} \right],$$

из которого можно найти начальное значение экспоненциальной составляющей A_2 .

В настоящей статье рассматриваются процессы в ТТ при максимальном значении напряжённости магнитного поля $H = 100\,000$ А/м. При этом L_{0s} можно вычислять по приближённой формуле [5]

$$L_{0s} \approx \frac{\mu_0 w_2^2 s_m}{l_{cp}}, \quad (8)$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; w_2 – число витков вторичной обмотки; s_m и l_{cp} – площадь поперечного сечения и средняя длина магнитопровода.

В качестве примера рассмотрим встроенный в ТСН ТТ типа ТВТ-35М с коэффициентом трансформации 3000/5, имеющий следующие параметры: $w_2 = 600$; $r_{обм.2} = 1,58$ Ом; $s_m = 46,8 \cdot 10^{-4}$ м²; $l_{cp} = 0,88$ м [6]. Сопротивление нагрузки $r_{нг}$ принято 1,2 Ом. Расчёты по формулам (8) и (7) дали следующие результаты: $L_{0s} = 2,41 \cdot 10^{-3}$ Гн; $T_{2s} = 0,86$ мс. Встроенный ТТ типа ТВТ-35М имеет сравнительно большое значение s_m . Для других типов ТТ оно может быть меньше. Вследствие этого значение T_{2s} также уменьшается. С некоторым запасом расчётное значение T_{2s} принято равным 0,5 мс.

Моделирование работы ТТ при насыщении рассмотрим на примере схемы с необходимостью торможения от трёх сторон (рис. 6).

Рассматривается процесс насыщения ТТ, первичный ток которого при КЗ вне зоны действия защиты – наибольший. Номинальная предельная кратность по точности ТТ типа ТВТ-35М при номинальной нагрузке 1,2 Ом равна 24. С целью получения $t_s = 5$ мс было задано действующее значение

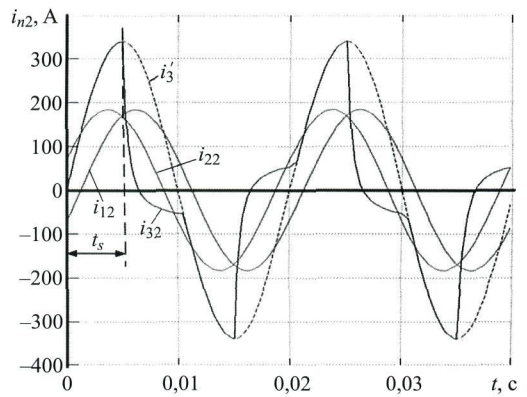


Рис. 7. Токи сторон при насыщении ТТ3 и $t_s = 5$ мс, $T_{2s} = 0,5$ мс, $\delta_k = 45^\circ$:

i_{12}, i_{22}, i_{32} – вторичный ток сторон дифференциальной защиты соответственно для ТТ1, ТТ2 и ТТ3; i'_3 – приведённый первичный ток ТТ3

ние первичного тока ТТ равным 144 кА. При этом максимальное значение вторичного тока ТТ при $t_s = 5$ мс

$$i_{32 \max} = \frac{\sqrt{2} \cdot 144 \cdot 10^3}{3000/5} = 339 \text{ А.}$$

Изменения токов сторон во времени показаны на рис. 7.

Форма кривой вторичного тока i_{32} близка к форме кривой, полученной на физической модели ТТ, что обеспечивает приемлемую точность вычисления первой гармоники на базе фильтра Фурье.

Исследования показали, что тормозные величины цифровых дифференциальных защит зависят от таких факторов, как:

- разность фаз токов контролируемых сторон δ_k ;
- время до насыщения t_s ;
- постоянная времени затухания экспоненциальной составляющей T_{2s} .

Чтобы оценить степень снижения тормозного тока, было проведено моделирование алгоритмов вычисления тормозных величин по формулам (1) и (2).

На рис. 8 построен график зависимости коэффициентов снижения тормозного тока от времени до насыщения сердечника ТТ для первой (K_1) и для второй (K_2) формул вычисления тормозной величины. Как видно, вычисление тормозной величины по формуле (1) более целесообразно ввиду большего значения тормозного тока.

Оценка погрешностей функционирования ТТ в установившемся режиме обычно осуществляется путём вычисления полной погрешности ϵ . В связи с этим были проведены расчёты относительной полной погрешности ТТ по формуле, полученной при условии, что $T_{2s} \rightarrow 0$ [7],

$$\epsilon_* = \sqrt{1 + (\sin 2\omega t_s - 2\omega t_s) / 2\pi}. \quad (9)$$

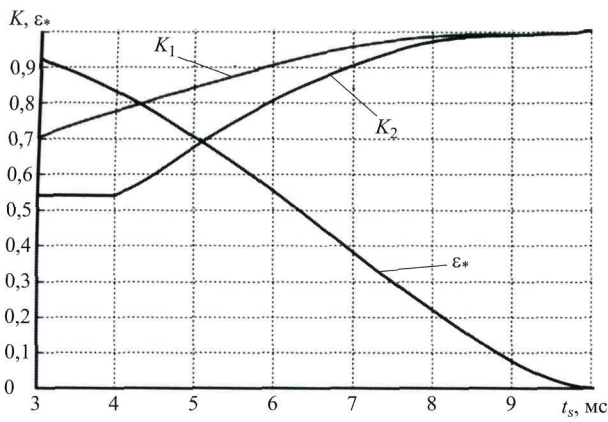


Рис. 8. График зависимости коэффициентов снижения тормозного тока K и относительной полной погрешности ЭТ от времени t_s

Результаты расчётов ε_* по формуле (9) показаны на рис. 8. Если принять минимальное (расчётное) время $t_s = 4$ мс, то получается:

полная относительная погрешность ε_* достигает 0,83;

коэффициент снижения тормозного тока, вычисляемого по формуле (1), равен 0,78;

коэффициент снижения тормозного тока, вычисляемого по формуле (2), равен 0,53.

Представляет интерес получить зависимость $t_s = f(I_{K3*})$. С этой целью выражение для тока КЗ запишем в общем виде:

$$i_1 = I_{1m} [e^{-t/T_1} \cos \psi - \cos(\omega t + \psi)], \quad (10)$$

где T_1 – постоянная времени первичной сети; ψ – начальная фаза ЭДС электрической системы.

Формула (10) обеспечивает достаточную точность при $T_1 \geq 2T$, где T – период частоты электрической системы.

При практически активной нагрузке ТТ и токе КЗ в соответствии с выражением (10) получено следующее уравнение, содержащее искомую величину t_s :

$$\frac{B_{s,усл} - B_r}{B_m} = \omega T_1 (e^{-t_s/T_2} - e^{-t_s/T_2}) \cos \psi + \sin \psi e^{-t_s/T_2} - \sin(\omega t_s + \psi), \quad (11)$$

где $B_{s,усл}$ – индукция условного насыщения магнитопровода ТТ; B_r – остаточная индукция; B_m – расчётная амплитуда гармонической составляющей индукции.

Уравнение (11) может быть использовано для нахождения t_s и в стационарном режиме. В этом случае следует полагать $\psi = 0,5\pi$. Кроме того, необходимо учитывать следующее:

у современных ТТ постоянная времени T_2 до момента насыщения довольно велика (как правило, не менее 5 с), поэтому экспоненциальный множитель во втором слагаемом в правой части уравнения (11) при малых t_s можно принять равным 1;

в стационарном режиме происходит перемагничивание магнитопровода ТТ от $-B_{s,усл}$ до $B_{s,усл}$ (и наоборот), поэтому следует полагать, что $B_r = -B_{s,усл}$. С учётом изложенного, получаем уравнение

$$\frac{2B_{s,усл}}{B_m} = 1 - \cos \omega t_s,$$

решение которого имеет вид

$$t_s = \frac{T}{2\pi} \arccos \left(1 - \frac{2B_{s,усл}}{B_m} \right). \quad (12)$$

Формула (12) неудобна для практических расчётов, поэтому воспользуемся равенством, обоснованным в [8],

$$\frac{B_{s,усл}}{B_m} = \frac{K_{пр}}{I_{K3*}}. \quad (13)$$

Для электротехнической стали марок 3411 – 3413 $B_{s,усл} \approx 1,8$ Тл.

С учётом равенства (13) получаем окончательно

$$t_s = \frac{T}{2\pi} \arccos \left(1 - \frac{2K_{пр}}{I_{K3*}} \right). \quad (14)$$

Формула (14) справедлива при $(K_{пр}/I_{K3*}) \leq 1$. Результаты расчётов при $T = 20$ мс приведены далее.

$I_{K3*}/K_{пр}$	t_s , мс
1,0	10,0
1,1	8,0
1,2	7,3
1,5	6,1
2,0	5,0
2,5	4,36
3,0	3,9

Формула (9) получена на базе идеализированной схемы функционирования ТТ, согласно которой при $t_s = 10$ мс имеем $\varepsilon_* = 0$. Из равенства (13) при $(I_{K3*}/K_{пр}) = 1$ получаем $\varepsilon_* = 0,1$. Из этого следует, что формула (9) – приближённая. Ею можно пользоваться при $t_s \leq 8$ мс и, соответственно, при $(I_{K3*}/K_{пр}) \geq 1,1$.

Как следует из формул (11) и (13), в переходных режимах внешних КЗ насыщение ТТ под влиянием аperiodической составляющей тока может происходить и при $(I_{K3*}/K_{пр}) < 1$. При этом в дифференциальном токе небаланса появляется вторая гармоника. Цифровые дифференциальные защиты блочных трансформаторов обычно имеют уставку блокировки по второй гармонике в пределах 10 – 14%, что существенно облегчает отстройку от переходных токов небаланса. В связи с этим

переходный режим при внешнем КЗ не является определяющим при выборе способа торможения.

Выводы

1. При КЗ на отпайке к ТСН угол сдвига фаз между токами со стороны генератора и со стороны блочного трансформатора возрастает при увеличении длины линии между станцией и системой и, как правило, не превышает 46° .

2. Насыщение сердечников ТТ повреждённого присоединения в установившемся режиме внешнего КЗ приводит к снижению тормозных величин, вычисляемых как по формуле (1), так и по формуле (2). Предпочтительным является вычисление тормозного тока по формуле (1), поскольку тормозной ток получается больше, чем определённый по формуле (2). При минимальном (расчётном) значении $t_s = 4$ мс полная погрешность ТТ ε составляет примерно 80%.

Список литературы

1. *Дмитренко А. М.* Дифференциальная защита трансформаторов и автотрансформаторов. – Электричество, 1975, № 2.
2. *Циглер Г.* Цифровые устройства дифференциальной защиты. Принципы и область применения: Пер. с англ. / Под ред. Дьякова А. Ф. М.: Знак, 2008.
3. *Стандарт* ОАО “РусГидро”. Определение предварительных технических решений по выдаче мощности электростанций. Приказ ОАО “РусГидро” об утверждении 752 / 1п-213 от 24.11.2008 г.
4. *Веников В. А.* Переходные электромеханические процессы в электрических системах: Учеб. для электроэнергет. спец. вузов. М.: Высшая школа, 1985.
5. *Дроздов А. Д., Кужеков С. Л.* Исследование формы вторичного тока защитных трансформаторов тока в переходных и установившихся режимах. – Электричество, 1971, № 1.
6. *Королев Е. П., Либерзон Э. М.* Расчёты допустимых нагрузок в токовых цепях релейной защиты. М.: Энергия, 1980.
7. *Электрические цепи с ферромагнитными элементами в релейной защите* / Под ред. Платонова В. В. М.: Энергоатомиздат, 1986.
8. *Дмитренко А. М., Синичкин А. Ю.* Быстродействующая дифференциальная защита шин на базе устройства РЕВ670. – Электротехника, 2011, № 1.