

## О ПРИМЕНЕНИИ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА С МАЛЫМ ОБЪЕМОМ СТАЛИ ДЛЯ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЙ ЗАЩИТЫ ГЕНЕРАТОРОВ

Л. В. Багинский

(Представлено профессором, доктором техн. наук И. Д. Кутявиным)

В журнале „Электрические станции“ № 1 за 1956 г. опубликована статья Б. А. Нечаева, в которой автор предлагает использовать свойство сближения характеристик трансформаторов тока с сердечниками, изготовленными из стали одной марки, в области высоких индукций [1]. Для этого рекомендуется изготавливать сердечники трансформаторов тока малого сечения, с тем чтобы они при внешних коротких замыканиях работали в области весьма высоких индукций, а при нормальной работе генераторного присоединения индукция была бы не менее  $B_p = (5-6) \text{ кгс}$ . При такой рабочей индукции сердечники неспособны удерживать остаточные потоки, которые, как известно, являются основным препятствием в достижении высокой селективности дифференциальной защиты. Указанные несомненные преимущества достигаются при одновременном значительном сокращении расходов материалов на производство трансформаторов тока. Поэтому целесообразность использования упомянутых свойств трансформаторов тока с малым объемом стали очевидна.

Б. А. Нечаев рекомендует соединять такие трансформаторы по схеме с циркулирующими токами, включая в цепи реле индуктивные сопротивления  $(10-20) \text{ ом}$  [2]. При этом селективная работа защиты будет обеспечена при первичных токах срабатывания  $I_{1cp} = (0,3-0,4)I_{нз}$ .

Однако такой способ использования описанных выше свойств трансформаторов тока с малым сечением сердечников вызывает целый ряд сомнений. В самом деле, неравенство сопротивлений плеч вызовет неравенство индукции в сердечниках трансформаторов тока фазы схемы защиты даже при совпадающих характеристиках. Глубокое насыщение сердечников при внешних коротких замыканиях явится при этом причиной резкого повышения тока небаланса. Поэтому и надежность работы такой схемы, вероятно, будет ниже, чем схемы с трансформаторами тока класса Д, так как первая может срабатывать даже при частичном нарушении контактных соединений в ее плечах.

Вывод о присущей предлагаемой Б. А. Нечаевым схеме дифференциальной защиты самобалансировке также сомнителен. Автор считает, что ток небаланса может быть уничтожен посредством соответствующего подбора сопротивления цепи реле, с тем чтобы уравнивающий ток, посылаемый трансформатором тока с более высокой характеристикой в другой трансформатор, был такой, при котором бы

$$I_{21} = I_{211} + I_{y.p} = I'_{21} \quad (1)$$

\* В выражении (1) приняты обозначения, использованные Б. А. Нечаевым в уравнении (3) его статьи [1], и устранена описка, благодаря которой последнее не соответствовало первому закону Кирхгофа.

При этом токи в плечах совершенно одинаковы, а значит и ток в реле равен нулю. Однако условием существования уравнительного тока является наличие напряжения на дифференциальной цепи схемы, которое мыслимо без тока небаланса только при  $z_p = \infty$ . Безусловно, увеличение  $z_p$  будет приводить к балансировке схемы за счет возрастания падения напряжения на дифференциальной цепи. Но такая балансировка присуща любой дифференциальной схеме и описана еще Н. П. Поташевым [3].

Наличие большого сопротивления в цепи реле вызывает резкое повышение и без того высокой индукции в сердечниках при коротком замыкании в зоне защиты по сравнению со случаем внешнего короткого замыкания. Это пагубно отражается на коэффициенте чувствительности  $k_4$  и скорости действия защиты, делая сомнительной целесообразность применения ее на тихоходных гидрогенераторах без успокоительных контуров (ток двухполюсного короткого замыкания  $I_1''^{(2)} = 2,4I_{н2}$ , постоянная времени затухания апериодической слагающей тока статора  $I_1$  до 0,5 сек), хотя судя по рекомендуемым уставкам, такая защита предназначена именно для них. Для подтверждения этих предположений была испытана схема дифференциальной защиты с трансформаторами тока при сечении тороидального сердечника  $^1 q = 3,2 \text{ см}^2$ , длине средней магнитной линии  $l_{cp} = 48,8 \text{ см}$ , с числом витков первичной и вторичной обмоток  $w_1 = 112$  и  $w_2 = 100$ , при  $\omega L_p = 12 \text{ ом}$ . Схема настраивалась на индукцию  $B_p = 6 \text{ кгс}$ , причем за номинальный вторичный ток был принят ток  $I_1 = 5 \text{ а}$ . Оказалось, что при токе повреждения в зоне защиты  $I_{1н} = 0,4I_{н2}$  ток в реле  $I_{2н} = 0,45 \text{ а}$ , при  $I_{1н} = 0,6I_{н2}$   $I_{2н} = 0,51 \text{ а}$ , при  $I_{1н} = I_{н2}$   $I_{2н} = 0,58 \text{ а}$  и при  $I_{1н} = 2,4I_{н2}$   $I_{2н} = 0,64 \text{ а}$ . Если принять в первых трех случаях ток уставки защиты равным  $I_{2н}$ , то значения  $k_4$  будут соответственно равными 1,42; 1,25; 1,1. Такие значения  $k_4$  не обеспечивают достаточно надежной работы защиты и совершенно исключают возможность какого-либо повышения уставок реле. Более того, завод-изготовитель гарантирует время срабатывания реле типа ЭТ-520  $t_{cp} = 0,15 \text{ сек}$  при  $I_p = 1,2I_y$ , что в сочетании с задержкой в работе при протекании по первичной обмотке трансформатора тока асимметричного тока повреждения может обеспечить времена работы защиты, превышающие полное время отключения современных медленно действующих выключателей. Такое положение совершенно недопустимо для быстродействующей защиты, так как оно равносильно введению выдержки времени.

На рис. 1 приведены осциллограммы, характеризующие задержки в работе защиты за счет наличия апериодической слагающей в первичном токе. Настройка схемы и параметры трансформаторов тока приняты те же, что и в предыдущем опыте. Характеристики реле, примененного в опыте, свойственны следующие точки: при  $I_p = 1,2I_y$   $t_{cp} = 0,025 \text{ сек}$ , при  $I_p = 2I_y$   $t_{cp} = 0,01 \text{ сек}$ . Как видно из осциллограммы на рис. 1,а, при  $I_{1н} = 2,4I_{н2}$ ,  $t_{cp} = 0,15 \text{ сек}$ ,  $\omega L_p = 12 \text{ ом}$  и  $I_{1cp} = 0,6I_{н2}$  задержка в срабатывании защиты составляет приблизительно 0,12 сек. Осциллограмма рис. 1,б показывает, что при увеличении уставки до  $I_{1cp} = 1,2I_{н2} = 5,7 \text{ а}$  даже при отсутствии добавочного сопротивления в цепи реле задержка в срабатывании остается большой (0,12 сек), хотя коэффициент чувствительности возрастает при этом до  $k_4 = 1,61$ .

Таким образом, резкое повышение нагрузки на трансформаторы тока в режиме повреждения в зоне защиты, усугубляемое малой их мощ-

<sup>1</sup> Материалом для изготовления сердечников послужила листовая сталь из трансформаторов тока типа ТПУ.

ностью, приводит к тому, что положительные свойства схемы дифференциальной защиты генераторов, предложенной Б. А. Нечаевым, достигаются за счет резкого ухудшения других необходимых качеств защиты — быстроты действия, коэффициента чувствительности и надежности работы схемы.

Тем не менее, было бы ошибочно думать, что использование положительных свойств трансформаторов тока с малым объемом стали всегда связано с ухудшением других качеств защиты. Схема дифференци-

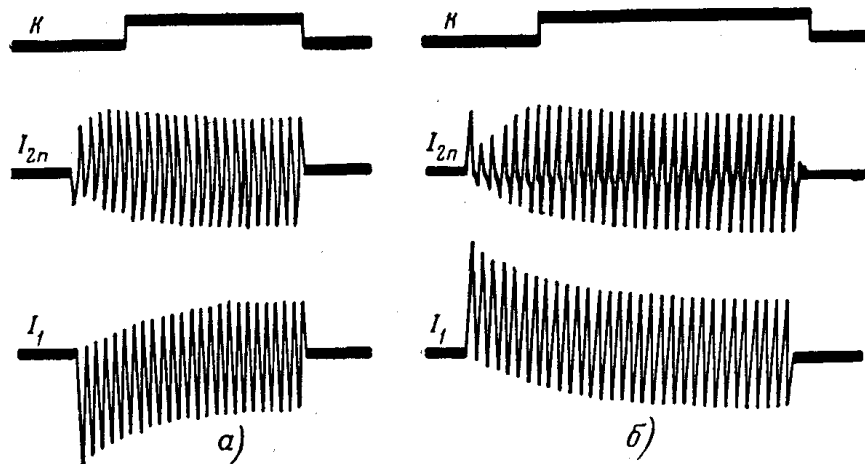


Рис. 1.

альной защиты с равновесием э. д. с. холостого хода трансформаторов тока (без цепи циркуляции токов) не обладает отмеченными выше недостатками, сохраняя все положительные свойства схемы, предложенной Б. А. Нечаевым. Последнее обусловлено свойством схемы с равновесием э. д. с. холостого хода снижением индукции в сердечниках трансформаторов тока при внутренних коротких замыканиях по сравнению с индукциями при внешних коротких.

На рис. 2 приведена принципиальная схема дифференциальной защиты генератора с равновесием э. д. с. холостого хода трансформаторов тока. Она была предложена одновременно со схемой с циркулирующими токами, но не получила распространения в технике релейной защиты. Принципиаль-

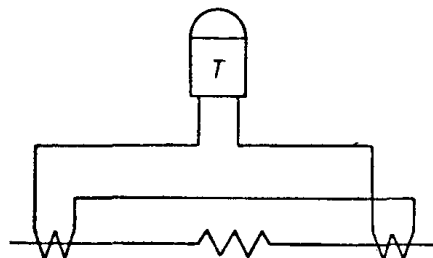


Рис. 2.

ным отличием ее от схемы с циркулирующими токами является соединение вторичных обмоток трансформаторов тока встречно-последовательно. Благодаря этому при нормальной работе вторичные обмотки обтекаются только током небаланса, который не способен оказать заметного влияния на магнитное состояние сердечника. Поэтому режим работы трансформаторов тока в рассматриваемой схеме весьма близок к режиму холостого хода, который неприемлем для трансформаторов класса Д, применяющихся обычно в дифференциальной защите. Кроме того, из-за незначительных насыщений сердечника возникают опасения в отношении невозможности достижения высоких коэффициентов чувствительности и достаточной быстроты действия защиты. Известны также мнения, высказанные по отношению работы схемы АСЕА при оборванной цепи циркуляции токов, утверждающие неизбежность появления в таком режиме значительного тока небаланса, который может еще более возрасти в результате температурных влияний окружающей среды.

Вместе с тем, имеется целый ряд соображений, позволяющих предполагать наличие весьма ценных свойств у рассматриваемой схемы.

Работа трансформаторов тока с высокими индукциями исключает возможность влияния остаточных потоков на переходный ток небаланса и позволяет ожидать, что схема будет обладать свойствами быстро насыщающегося трансформатора по отношению к токам внешних коротких замыканий.

Кроме того, надежность работы такой схемы должна быть более высокой, чем с циркулирующими токами вследствие ее простоты и нечувствительности к обрывам вторичных цепей. В связи с этим исследование свойств такой схемы представляет определенный интерес.

Известно, что в режиме холостого хода сердечники трансформаторов тока сильно разогреваются, а во вторичной обмотке появляются значительные э. д. с. пикового характера. Высказываются опасения, что эти напряжения могут пробить изоляцию в схеме вторичных соединений и являются опасными для обслуживающего персонала, а нагрев сердечника может явиться причиной нарушения тепловой устойчивости изоляции вторичной обмотки.

Однако эти опасения вполне справедливы лишь в отношении трансформаторов тока с большим объемом стали. Экспериментальные исследования, проведенные на кафедре электрических станций Томского политехнического института с целью выяснения допустимости длительного режима работы трансформаторов тока с малым объемом стали при разомкнутой вторичной обмотке, показали следующее:

1. Если изготавливать вторичную обмотку проводом марки ПСД, стоимость которого при диаметрах порядка 2 мм и более превышает стоимость провода марки ПБД приблизительно на 15%, то длительно допустимой удельной намагничивающей силы для трансформаторов тока с  $q = 17 \text{ см}^2$  и спиральным сердечником является  $a\omega_n = 60$  ампер-витков/см. При этом температура поверхности сердечника не превзойдет  $125^\circ \text{C}$  при кратковременно допустимой температуре для провода марки ПСД  $180^\circ \text{C}$ . Нагрев листовых сердечников значительно меньше, чем спиральных.

2. Процесс установления температуры сердечника весьма длителен (4—5 ч). Поэтому протекание сверхтоков практически не отражается на температурном состоянии сердечника.

3. Зависимость амплитуды вторичной э. д. с.  $E_{2м}$  от первичного синусоидального тока значительно отличается от линейной благодаря влиянию вихревых токов на форму результирующей намагничивающей силы сердечника трансформатора. Это дает возможность достичь любой желаемой величины  $E_{2м}$  уменьшением  $q$  и  $\omega_2$ . При этом более выгодным является уменьшение  $q$ , так как оно приводит не только к снижению  $E_{2м}$ , но и межвитковых напряжений и улучшает тепловой режим сердечника.

4. Существующие методы расчета величины  $E_{2м}$  при синусоидальном намагничивающем токе, основанные на аппроксимации кривой намагничивания, дают неприемлемые результаты либо по причине неточности аппроксимации, либо из-за неучета влияния вихревых токов.

5. Для практических расчетов удобно пользоваться зависимостями  $e_{2м} = f(a\omega_1)$  снятыми опытным путем при синусоидальной намагничивающей силе (здесь  $e_{2м}$  — удельная амплитуда вторичной э. д. с. на 1 виток вторичной обмотки и  $1 \text{ см}^2$  сечения сердечника,  $a\omega_1$  — удельная намагничивающая сила на 1 см длины средней магнитной линии по сердечнику). Эти зависимости будут различными не только для разных марок стали, но и для различных конструкций сердечника (толщина листов или полос, тип сердечника).

6. В качестве кратковременно допустимой величины  $E_{2м}$  при протекании сверхтоков может быть принято 1 000 в амплитудных.

Таким образом, трансформаторы тока, предназначенные для дифференциальной защиты с равновесием вторичных э. д. с. холостого хода, могут иметь такую же конструкцию, как и выпускаемые в настоящее время трансформаторы класса Д.

Рассмотрим основные свойства дифференциальной защиты генераторов с равновесием вторичных э. д. с. холостого хода трансформаторов тока. Для этого воспользуемся выражением для мгновенных значений переходных токов в реле при внешних и внутренних коротких замыканиях ( $i_2$  и  $i_{2n}$  соответственно), найденных для расчетной схемы, представленной на рис. 3, в предположении линейности характеристик трансформаторов, отсутствия рассеяния, потерь в стали и затухания периодической составляющей тока  $I_1$ :

$$i_2 = I_{1M} \left[ \frac{z_{MA} - z_{MB}}{z_{2M}} \sin(\omega t - \varphi_1 - \varphi_2) - \frac{(M_A - M_B)e^{-\frac{t}{T_1}}}{r_2(T_1 - T_2)} + \frac{(M_A - M_B)\omega^2 T_1 T_2 e^{-\frac{t}{T_2}}}{r_2(T_1 - T_2)(1 + \omega^2 T_2^2)} \right]; \quad (2)$$

$$i_{2n} = I_{1M} \left[ \frac{z_{MA}}{z_{2M}} \sin(\omega t - \varphi_1 - \varphi_2) - \frac{M_A e^{-\frac{t}{T_1}}}{r_2(T_1 - T_2)} + \frac{M_A \omega^2 T_1 T_2 e^{-\frac{t}{T_2}}}{r_2(T_1 - T_2)(1 + \omega^2 T_2^2)} \right], \quad (3)$$

где  $T_2 = \frac{M_A + M_B + L_2}{r_2}$  — постоянная времени вторичной цепи;

$z_{2M} = \sqrt{1 + \omega^2 T_2^2}$  — полное сопротивление вторичной цепи;

$\varphi_2 = \text{arctg } \omega T_2 - \frac{\pi}{2}$  — фазовый угол схемы;

$z_{MA} = \omega M_A$ ;  $z_{MB} = \omega M_B$  — сопротивление взаимоиндукции трансформаторов тока  $A$  и  $B$ .

Кроме того, здесь принято  $\omega^2 T_1^2 \gg 1$ ,  $\varphi_1 \approx \frac{\pi}{2}$ , угол включения э. д. с. генератора  $\alpha = 0$ .

Нетрудно видеть, что математический максимум двух последних компонент уравнения (2) может превысить амплитудное значение первой компоненты только при  $2T_2 \geq T_1$ . Более того, если добиться затухания последней компоненты в продолжение одного полупериода за счет уменьшения величины  $T_2$  до  $T_2 = (0,003 - 0,005)$  сек, то с аperiodическим током небаланса можно вообще не считаться, так как в этом случае

$$\frac{z_{MA} - z_{MB}}{z_{2M}} \gg \frac{M_A - M_B}{r_2(T_1 - T_2)}.$$

Последнее объясняется ухудшением условий трансформации аperiodической слагающей первичного тока с уменьшением коэффициента взаимоиндукции трансформаторов тока. При таких параметрах схемы заметный максимум аperiodического тока небаланса может иметь место лишь при весьма малых  $T_1$ , т. е. при электрически удаленных коротких замыканиях.

Таким образом, при правильном расчете параметров схемы защиты селективность ее будет определяться величиной периодического (установившегося) тока небаланса. Более того, при наличии стальных сердечников одностороннее намагничивание их аperiodической слагающей первичного тока вызовет снижение периодического тока небаланса в начале переходного процесса.

Однако уравнение (3) показывает, что характер тока в реле при повреждениях в зоне защиты такой же, как и тока небаланса. Следовательно, если бы в таком режиме значения  $T_2$  оставались неизменными

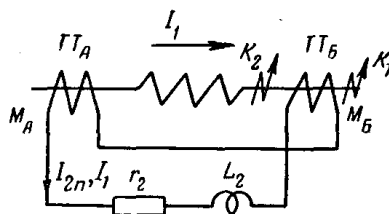


Рис. 3.

по сравнению с соответствующими значениями в режиме внешнего короткого замыкания, задержка в срабатывании защиты была бы неизбежной. Но значение  $T_2$  не может остаться неизменным. Оно приблизительно удваивается благодаря размагничивающему действию тока  $I_{2n}$ . В этом заключается возможность такой настройки защиты, когда ток небаланса не содержит апериодической слагающей и в то же время ток  $I_{2n}$  не будет снижаться в начале переходного процесса за счет содержания в первичном токе апериодической слагающей при больших значениях  $T_1$ .

На рис. 4 приведены осциллограммы токов  $I_2$  и  $I_{2n}$ . Осциллограмма *a* (рис. 4) снята в схеме с трансформаторами тока, имеющими

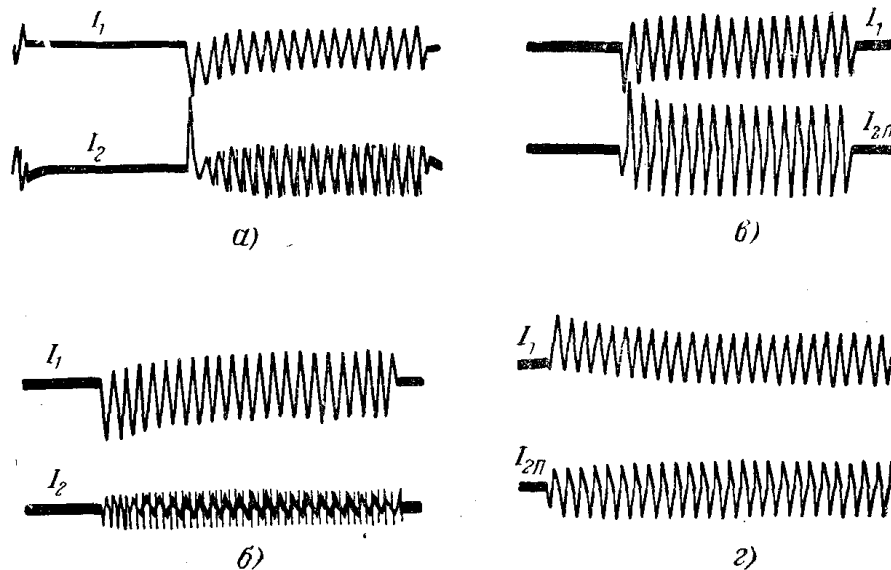


Рис. 4.

$q = 4 \text{ см}^2$ ,  $\omega_2 = 76$  витков,  $\omega L_2 = 1,06 \text{ ом}$ ,  $r_2 = 1,12 \text{ ом}$  при условиях внешнего короткого замыкания с  $T_1 = 0,09 \text{ сек}$  и намагничивающей силы первичной обмотки  $AW_1 = 1000$  ампер-витков. Ток небаланса имеет только один выброс продолжительностью менее одного полупериода, обусловленный перемагничиванием сердечников в противоположном направлении, поскольку последний полупериод предшествующего процесса был противоположен по знаку рассматриваемому. Затем наблюдается резкое уменьшение амплитуды тока небаланса вследствие одностороннего намагничивания сердечников трансформаторов тока. Аналогичное явление отражено на осциллограмме *б* (рис. 4), снятой при  $q = 0,875 \text{ см}^2$ ,  $\omega_2 = 91$  витков,  $l_{cp} = 45,6 \text{ см}$ ,  $r_2 = 1,12 \text{ ом}$ ,  $\omega L_p = 1,06 \text{ ом}$ ,  $AW_1 = 783$  ампер-витка и  $T_1 = 0,12 \text{ сек}$ . Осциллограммы *в* и *г* сняты при тех же параметрах трансформаторов тока и схемы, что и осциллограммы *а* и *б* соответственно, но при  $AW = 5000$  ампер-витков,  $T_1 = 0,03 \text{ сек}$  (осциллограмма *в*), и  $AW = 819$  ампер-витков,  $T_1 = 0,12 \text{ сек}$  (осциллограмма *г*) в условиях повреждения защищаемой зоне и одностороннего питания места повреждения. Осциллограмма *в* (рис. 4) показывает, что ток  $I_{2n}$  в начале переходного процесса не только не уменьшается, но даже несколько возрастает. К сожалению, в данных условиях не удалось получить достаточно большой  $T_1$ , чтобы можно было утверждать невозможность снижения  $I_{2n}$  при  $AW_1 = 5000$  ампер-витков. Из осциллограммы *г* видно, что с увеличением  $T_1$  и уменьшением  $q$  снижение  $I_{2n}$  в начале переходного процесса возможно даже при сравнительно небольших  $AW_1$ .

Таким образом, существуют такие значения  $T_2$ , при которых характер переходных процессов в цепях описываемой схемы будет оптималь-

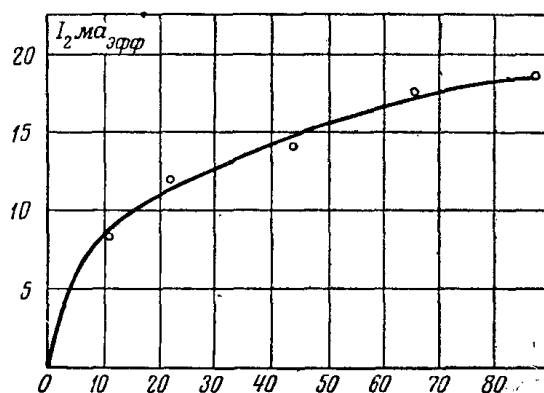
ным, когда отсутствует снижение тока  $I_{3n}$  в начале переходного процесса, способное вызвать задержку в срабатывании при повреждении в зоне защиты, и в то же время аperiodическая слагающая тока небаланса такова, что с ней можно не считаться. Названные выше значения  $T_2 = (0,003—0,005)$  сек, как показывают опыты, является минимально допустимым. Поскольку в начале переходного процесса периодическая слагающая тока  $I_2$  снижается, допустимо некоторое превышение этого значения  $T_2$ . При этом нужно следить за тем, чтобы значения  $T_1$  и  $T_2$  при максимально возможном токе внешнего короткого замыкания не оказались бы одного порядка друг с другом.

В последующих рассуждениях предполагается, что условия оптимального характера переходных процессов в цепях защиты соблюдены.

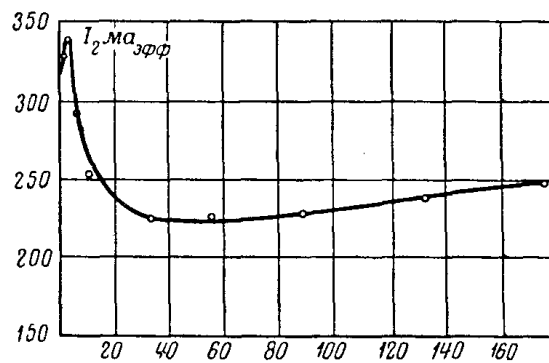
Отметим также в качестве положительных свойств описываемой схемы независимость периодического тока небаланса от  $q$  (вследствие независимости тока намагничивания от  $q$ ), невозможность увеличения тока небаланса за счет неодинаковой нагрузки на трансформаторы тока схемы, а также невозможность отключения защищаемого генератора при обрыве вторичных цепей защиты.

Весьма большое значение в работе описываемой схемы имеет характер зависимости тока небаланса от первичного тока. Именно эта зависимость может доказать или опровергнуть утверждение Б. А. Нечаева о сближении характеристик трансформаторов тока, поскольку заключение о сближении характеристик, сделанное на основании сопоставления графиков зависимостей  $B=f(H)$ , может явиться недостоверным. Последнее объясняется тем, что в области весьма высоких индукций даже небольшое расхождение характеристик может быть причиной большого тока небаланса. Между тем очевидным является тот факт, что при расхождении характеристик ток небаланса должен нарастать быстрее, чем увеличивающийся первичный ток. Следовательно, обратный результат возможен лишь при сближении характеристик.

Многочисленные опыты по определению зависимостей  $I_2=f(a\omega_1)$  для трансформаторов тока, изготовленных из стали одной марки, показали, что эти зависимости имеют характер, иллюстрируемый рис. 5, а и б, на которых представлены кривые  $I_2=f(a\omega_1)$ , определенные при следующих параметрах трансформаторов тока и схемы:  $q=4$  см<sup>2</sup>;  $\omega_2=76$  витков;  $l_{cp}=45,6$  см;  $r_2=1,05$  ом;  $\omega L_2=0$  и  $q=10$  см<sup>2</sup>;  $\omega_2=25$  витков;  $l_{cp}=45,6$  см;  $r_2=1,46$  ом;  $\omega L_2=0,9$  ом. В первом случае различие характеристик от 1 до 9 кгс составляло 1—2%, а во втором — 16,5%. Ввиду весьма большого содержания высших гармонических в токе небаланса измерения  $I_2$  производились чувствительным гальванометром, включенным во вторичную цепь через термопреобразователь типа Т102,



Ампер-витки/см  
а)



Ампер-витки/см  
б)

Рис. 5.

что позволило замерять действующие значения тока небаланса. Оба графика свидетельствуют о сближении характеристик испытуемых образцов. Кроме того, график на рис. 5,б подтверждает мысль Б. А. Нечаева о наибольших расхождениях характеристик трансформаторов тока при незначительных насыщениях сердечников (3—5 эрс).

Из рассмотрения зависимостей, представленных на рис. 5, следует вывод, имеющий большое практическое значение. Поскольку наибольшей составляющей тока небаланса является периодическая составляющая, а она в свою очередь незначительно зависит от первичного тока, можно получить достаточно достоверное представление о максимально возможном токе небаланса на основании замера его при  $I_1 = I_{нз}$ .

Зависимость индукции от температуры сердечника может обусловить значительное увеличение тока небаланса, если трансформаторы

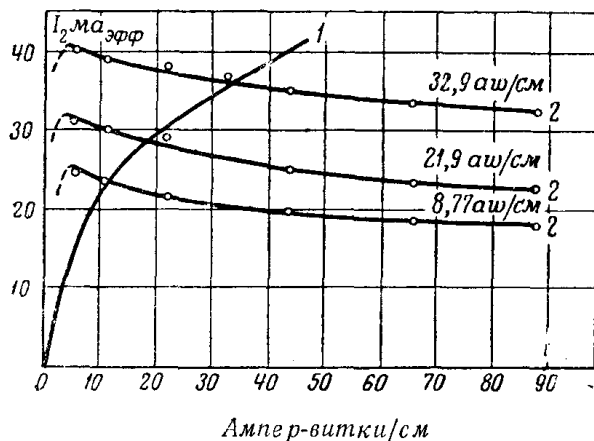


Рис. 6.

в различных температурных условиях, так что разность температур окружающей среды составляла  $\Delta t = 10^\circ \text{C}$ . Для имитации нормального рабочего режима по первичной обмотке длительно пропускался неизменный ток. Затем ток резко повышался и производился замер, соответствующий внешнему короткому замыканию. Результаты опыта приведены на рис. 6. Кривая 1 показывает характер изменения тока небаланса при прогреве трансформаторов различными рабочими токами. Кривые 2 представляют зависимость  $I_2$  от первичных токов внешних коротких замыканий. Сопоставление кривой 1 с кривой рис. 5,а показывает, что ток небаланса при разности температур  $\Delta t = 25^\circ \text{C}$  может возрасти в 5—6 раз против случая  $\Delta t = 0$ . Однако такой эффект наблюдается только при весьма близком совпадении характеристик трансформаторов тока. При попытке получить такой же эффект на трансформаторах тока, использованных для определения характеристики, представленной на рис. 5,б, было обнаружено, что при  $\Delta t = 15^\circ \text{C}$  значения  $I_2$  отклоняются от соответствующих значений при  $\Delta t = 0$  на  $\pm 5\%$  в зависимости от того, какой из трансформаторов тока располагается при более низкой температуре. Характер кривых 2 объясняется, вероятно, тем, что повышение температуры сердечника по-разному снижает индукцию в нем: при малых намагничивающих силах в большей мере, чем при больших. За счет этого наибольший ток небаланса наблюдается при  $a\omega_1 = (3-5)$  ампер-витков/см. Описанный опыт показывает, что едва ли есть смысл тщательно подбирать трансформаторы тока в комплект, так как температурные влияния способны свести на-нет результаты такого подбора. В то же время при отсутствии тщательного подбора трансформаторов с температурными влияниями можно не считаться.

Заметим, что подобные явления должны быть также свойственны схеме, предложенной Б. А. Нечаевым. При этом они должны проявляться по крайней мере не в меньшей степени, чем в описываемой

тока будут находиться при различных температурах окружающей среды [4]. Такой случай часто встречается в практике, когда трансформаторы тока на линейных выводах генератора располагаются в неотопляемых РУ.

С целью количественной оценки влияния указанного эффекта на ток небаланса был проделан следующий опыт. Трансформаторы тока схемы, результаты испытания которой представлены на рис. 5,а, располагались



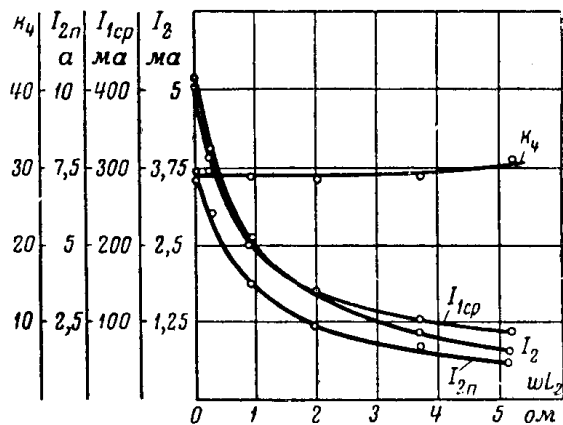
схеме, так как в схеме Б. А. Нечаева этот эффект будет усугубляться повышением нагрузки на трансформатор тока с пониженной индукцией (вследствие температурного приращения сопротивления соединительных проводов и вторичных обмоток).

Основные характеристики дифференциальной защиты с равновесием вторичных э. д. с. холостого хода трансформаторов тока, а также их зависимость от индуктивного сопротивления цепи реле отражены на рис. 7, а и б, которые построены по результатам испытания тех же пар трансформаторов, что и для рис. 5, а и б соответственно.

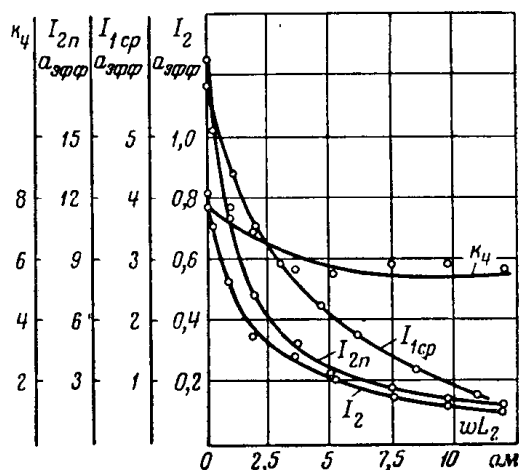
Зависимости, представленные на рис. 7, а найдены при следующих условиях:  $\Delta t = 15^\circ \text{C}$ ;  $\omega_1 = 100$  витков;  $\omega_2 = 76$  витков;  $r_2 = 1,6$  ом. Прогрев трансформаторов тока производился при  $I_1 = 15$  а, причем  $I_2$  замерялся при этом же токе. Ток  $I_{1cp}$  определялся по достижении током в реле значения  $I_{2cp} = 5I_2$ . Ток  $I_{2n}$  найден при  $I_1 = 80$  а, а  $k_4 = I_{2n} \cdot 5I_2$ . Аналогично определены зависимости, представленные на рис. 7, б при следующих условиях:  $\Delta t = 0$ ;  $\omega_1 = \omega_2 = 100$  витков;  $r_2 = 1$  ом. Токи  $I_2$  и  $I_{2n}$  определены при  $I_1 = 74$  а;  $I_{2cp} = 3I_2$ .

Результаты этих опытов показывают, что даже при значительном расхождении характеристик трансформаторов тока (рис. 7, б) и больших коэффициентах надежности ( $k_n = 3$ ) достижимы весьма малые первичные токи срабатывания при отсутствии добавочных сопротивлений в цепи реле ( $I_{1cp} = 5,9$  а) с высоким коэффициентом чувствительности ( $k_4 = 7,8$ ). Например, ток  $I_1$ , по которому были определены  $I_{2n}$  и  $k_4$  в этом опыте, соответствует номинальному току гидрогенератора без успокоительных обмоток величиной  $I_{нз} = 7400 : 2,4 = 3080$  а, и, следовательно, полученный в опыте  $I_{1cp}$  соответствует приблизительно  $0,15I_{нз}$ . Более того, характер зависимости  $I_2 = f(I_1)$  позволяет надеяться (рис. 5, б), что с увеличением  $I_1$  при неизменных параметрах трансформаторов тока и схемы ток  $I_2$  почти не изменится. Поэтому почти неизменным останется и ток  $I_{1cp}$ , в то время как ток  $I_{2n}$ , а следовательно, и  $k_4$  должны возрасти. Отсюда следует, что с увеличением  $I_{нз}$  характеристики защиты должны улучшаться.

Из рассмотрения рис. 7 следует, что в случаях, когда к дифференциальной защите генератора не предъявляется требование повышенной чувствительности, нет необходимости применения добавочных сопротивлений в цепи реле. Однако в отдельных случаях чувствительность защиты может оказаться недостаточной (например, в случае защиты генераторов малой мощности). В случае необходимости повы-



а)



б)

Рис. 7.

шения чувствительности защиты следует пользоваться добавочными индуктивными сопротивлениями в цепи реле порядка (5—10) *ом*, которые обеспечивают резкое снижение значений  $I_{1cp}$  при почти неизменной величине  $k_4$ . При этом следует иметь в виду, что увеличение сопротивлений цепи реле уменьшает различие между индукциями в сердечниках в режимах внешнего и внутреннего повреждений, что отрицательно сказывается на характере переходных процессов в цепях защиты.

Названные выше условия, которым должны отвечать трансформаторы тока для дифференциальной защиты генераторов с равновесием э. д. с. холостого хода (допустимые значения  $E_{2m}$  и  $T_2$ ), достаточны для ориентировочного расчета величин  $q$  и  $\omega_2$ . Если принять  $\omega L_2 = 0$  и  $M_A + M_B = 2M$ , то

$$M = \frac{T_2 r_2}{2}. \quad (4)$$

Кроме того,

$$M = \frac{kq\omega_2 \mu_{эфф}}{l_{cp}}, \quad (5)$$

где  $\mu_{эфф} = \frac{B}{H}$ ,  $k = 0,4\pi 10^{-8}$ .

Величина  $\mu_{эфф}$  определяется по кривой намагничивания при значениях  $H$ , соответствующих сверхпереходному току трехполюсного короткого замыкания защищаемого генератора  $I''_{1T}$ .

Связь амплитуды э. д. с. с искомыми параметрами будет:

$$E_{2m} = q\omega_2 e_{2m}, \quad (6)$$

Решая совместно уравнения (5) и (6) относительно  $q$  и  $\omega_2$ , получим:

$$q = \frac{E_{2m}^2 k \mu_{эфф}}{e_{2m}^2 l_{cp} M}. \quad (7)$$

$$\omega_2 = \frac{M l_{cp} e_{2m}}{k \mu_{эфф} E_{2m}}. \quad (8)$$

Выражения (4), (7) и (8) являются расчетными. Для расчета необходимо знать  $l_{cp}$ , которое не должно превышать значений  $l_{cp}$  существующих трансформаторов тока, зависимость  $e_{2m} = f(a\omega_1)$ , снятую при синусоидальном токе для данной марки стали и конструкции сердечника, а также значения  $E_{2m}$ ,  $T_2$  и  $r_2$ .

Значение  $e_{2m}$  следует определять при максимально возможном для генераторов различных типов, на которых может быть установлен рассчитываемый трансформатор, сверхпереходном токе трехполюсного короткого замыкания  $I''_{1E}$ . Величину  $E_{2m}$  желательно принимать при  $I''_{1E} < 20$  *ка* меньше максимально допустимой, чтобы избежать неоправданных завышений сечений сердечников.

При выборе расчетных значений  $T_2$  и  $r_2$  необходимо учесть возможность различных длин проводов схемы дифференциальной защиты на генераторах с примерно одинаковыми номинальными токами, но разных типов, а также различных величин  $I''_{1T}$ . Поэтому за расчетные желательно принять значения  $T_2 = 0,005$  *сек* и  $r_2$ , соответствующее наименьшим сечению и длине проводов при данном  $I''_{1T}$ , с тем чтобы увеличение длины соединительных проводов или тока  $I''_{1T}$  против расчетных могло быть скомпенсировано за счет повышения их сечения. Для

наладки защиты желательно иметь заданной зависимость максимально допустимого сопротивления соединительных проводов  $r_{нр.дон} = f(I_{1T}'')$ , подсчитанную по выражениям (4) и (5) и кривой намагничивания, а также зависимость  $I_{2н} = f(0,87I_{1T}'')$ , определенную экспериментально при значениях  $r_{нр.дон}$ , соответствующих данным  $I_{1T}''$ . Наладка защиты сведется к подбору сечения соединительных проводов, определению уставки реле и проверке значений коэффициентов  $k_4$  и  $k_n$ . Для этого, поставив коротку в зоне защиты, следует задать такой ток в первичной цепи, который соответствует желаемому значению  $I_{1ср}$ , и определить при этом уставку реле. Отношение заданного для данного  $I_{1T}''$  значения  $I_{2н}$  к току уставки должно быть  $k_n \geq 2$ . Перенеся коротку за пределы защищаемой зоны, задаем первичный ток  $I_1 = I_{н2}$  и измеряем действующее значение тока небаланса при помощи прибора, потребляющего малую мощность (типа термомиллиамперметра). Необходимо иметь  $k_n = I_y : I_2 \geq 3$ .

С использованием этой методики были рассчитаны трансформаторы тока при  $\omega_1 = 100$  витков,  $I_{1T}'' = I_{1E}'' = 50$  а;  $r_2 = 1,2$  ом;  $E_{2м} = 300$  в;  $\omega L_2 = 1,05$  ом;  $l_{ср} = 45,6$  см;  $T_2 = 0,003$  сек. Расчетные параметры оказались  $q = 4$  см<sup>2</sup> и  $\omega_2 = 76$  витков. Осциллограммы *a* и *в* на рис. 4 показывают, что характер переходного процесса во вторичных цепях схемы, содержащей рассчитанные трансформаторы тока, соответствует оптимальному.

Таким образом, дифференциальная защита генераторов с равновесием э. д. с. холостого хода трансформаторов тока имеет улучшенные характеристики по сравнению с применяющейся в настоящее время, сохраняя в то же время все преимущества схемы, предложенной Б. А. Нечаевым. Описанная схема может применяться на генераторах любой конструкции и мощности.

#### Литература

1. Нечаев Б. А., Трансформаторы тока с малым сечением стали сердечников в схемах дифференциальных защит генераторов, «Электрические станции», 1956, № 1.
2. Нечаев Б. А., К вопросу о применении трансформаторов тока с малым объемом стали для дифференциальной защиты генераторов, диссертация, 1952.
3. Поташев Н. П., Работа трансформаторов тока при переходных процессах, «Электрические станции», 1935, № 3.
4. Казарновский Л. Ш., Влияние нагрева на электромагнитные свойства листовых электротехнических сталей, «Вестник электропромышленности», 1955, № 3.