

Защита генераторов.

Настоящая статья является результатом работы автора над вопросом повышения чувствительности защиты генераторов от замыкания на землю. Первая часть статьи посвящена вопросу повышения чувствительности нормальной защиты генераторов от замыкания на землю типа *AEG*, а вторая часть—исследованиям, проведенным автором в области устройства защиты от замыкания на землю и дифференциальной защиты типа *Ferranti*.

Защита от замыкания на землю.

Замыкания на корпус являются наиболее частым видом повреждения генераторов. Как показывает практика, повреждения обмотки статора почти всегда начинаются с замыкания на корпус и лишь впоследствии развиваются в короткое замыкание того или другого вида. Поэтому защита от замыкания на землю является наиболее ответственным элементом всей системы защиты генератора.

В настоящее время для защиты генераторов, работающих непосредственно на шины станции, существует большое количество типов защит от замыкания на землю. Из них наиболее совершенной является дифференциальная ваттметровая защита типа *AEG*, реагирующая на мощность нулевой последовательности, чувствительность которой также далеко недостаточна в соответствии с требованиями, предъявленными к защите от замыкания на землю.

Как известно, основным показателем качества защиты является хорошая чувствительность ее при малом максимальном токе замыкания на землю, нижний предел которого определяется величиной тока небаланса во вторичной цепи защиты, а верхней—допустимыми разрушениями генератора при замыкании на корпус.

С точки зрения допустимых разрушений железа статора можно допустить максимальный ток замыкания на землю (л. 8) до 40, а в течение 4 сек., 80 а—2 сек. и (120—150) а—0,4 сек.

Однако необходимо иметь в виду, что замыкание на корпус может вызвать междувитковое или междупазовое замыкание и привести к тяжелым повреждениям генератора. Поэтому для защиты генераторов от внутренних повреждений являются совершенно необходимым избегать всяких выдержек времени реле или сводить их до минимума и снижать максимальный ток замыкания на землю до минимальных размеров, при чем необходимо учитывать величину емкостного и ваттного токов заземления, подтекаемых со стороны шин.

I. Защита от замыкания на землю типа *AEG*.

1. Устройство защиты.

На рис. 1 приведена схема нормальной защиты *AEG* от замыкания на землю.

Токовая обмотка ваттметрового реле 1 косинусного типа присоединяется дифференциально к трем внешним трансформаторам тока 2, соединенным в

схему Holmgreen'a с коэффициентом трансформации $n_{ТВ}$, и к нулевому трансформатору тока 3 с коэффициентом трансформации $n_{ТО}$, при чем

$$n_{ТО} = (1,2 \div 1,5) n_{ТВ}.$$

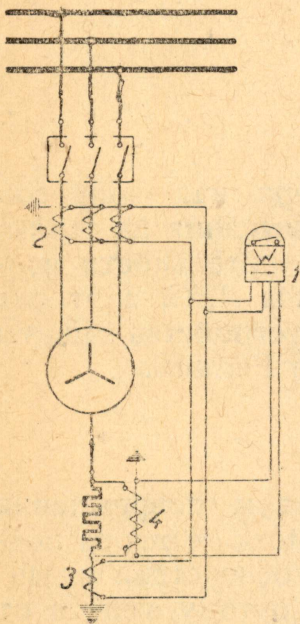


Рис. 1.

Напряжение к катушке напряжения реле подводится от нулевого трансформатора напряжения 4.

При нормальной работе и внешних междуфазовых коротких через токовую катушку ваттметрового реле течет только ток небаланса $J_{нб}$ внешних трансформаторов тока, при чем напряжение на клеммах реле $U_p = 0$, и защита не работает.

При замыканиях на землю вне зоны защиты мощность на реле, обусловленная составляющей J_B — тока внешних трансформаторов, действует на реле в сторону торможения, а при повреждениях внутри зоны защиты — в сторону выключения (при наличии тока, подтекающего от других генераторов).

Мощность на реле, обусловленная составляющей J_H — тока нулевого трансформатора, действует всегда в сторону отклонения.

При замыкании на землю вне зоны защиты разность тока в цепи защиты, обусловленная $n_{ТО} > n_{ТВ}$, идет на компенсацию тока небаланса внешних трансформаторов.

2. Величина и фаза тока небаланса схемы Holmgreen'a.

Ток небаланса схемы Holmgreen'a обуславливается неидентичностью магнитных характеристик трансформаторов, составляющих схему, и равен геометрической сумме вторичных токов:

$$J_{нб} = J_{a2} + J_{b2} + J_{c2} \dots \dots \dots (1)$$

На основании векторной диаграммы трансформатора тока (рис. 2) уравнение (1) можно выразить через первичные токи, приведенные к числу витков вторичной обмотки:

$$J_{нб} = (J_{a0} - J_{a1}) + (J_{b0} - J_{b1}) + (J_{c0} - J_{c1}) \dots \dots (2)$$

где $J_0 = J_r + J_a$ — сумма реактивной и активной составляющих намагничивающего тока, в дальнейшем называемая током холостого хода трансформатора.

Но сумма первичных токов при нормальном режиме работы генератора равна нулю. Тогда уравнение (2) примет вид:

$$J_{нб} = + (J_{a0} + J_{b0} + J_{c0}) \dots \dots \dots (3)$$

Если первичные точки симметричны, то на основании векторной диаграммы трансформатора тока (рис. 2) уравнение (3) можно представить в более наглядном виде, а именно:

$$J_{нб} = [J_{a0} e^{-j\psi_a} + a^2 J_{b0} e^{-j\psi_b} + a J_{c0} e^{-j\psi_c}]. (4)$$

причем:

$$\psi = \alpha + \varphi_2 + \delta.$$

где

$$a = e^{j\frac{2\pi}{3}}.$$

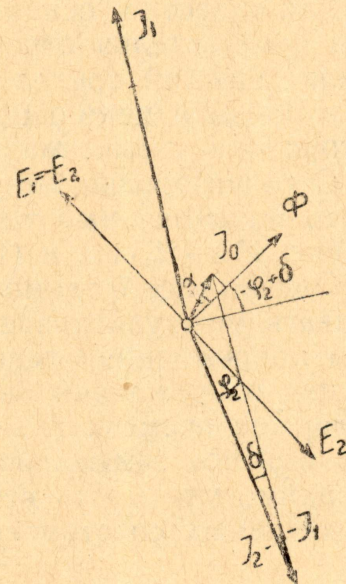


Рис. 2.

φ_2 — сдвиг фаз тока и электродвижущей силы во вторичной цепи трансформатора и δ — погрешность в угле. Следовательно, при одинаковом коэффициенте трансформации трансформаторов схемы, величина и фаза тока небаланса будет определяться величиной и фазой токов холостого хода трансформаторов.

3. Чувствительность защиты от замыкания на землю типа AEG.

При металлическом замыкании на землю в защищаемой зоне мощность на клеммах ваттметрового реле в случае работы одного генератора

$$P_p = (J_n - J_{нбн}) U_p \dots \dots \dots (5)$$

где $J_{нбн}$ — ток небаланса схемы Holmgreen'a при номинальной нагрузке трансформаторов. Для того, чтобы реле подействовало, необходимо выполнение условия чувствительности:

$$P_p \geq P_{рт} \dots \dots \dots (6)$$

где $P_{рт}$ — мощность трогания реле.

При замыкании на землю вне защищаемой зоны ложная мощность на клеммах реле

$$P_{рл} = [J_{нбн} - (J_v - J_n)] U_p \dots \dots \dots (7)$$

При этом, чтобы реле не подействовало, необходимо, чтобы максимальная ложная мощность была меньше мощности трогания:

$$P_{рт} = K_n P_{рл \max}, \dots \dots \dots (8)$$

где $K_n = 1,25$ — коэффициент ненадежности.

Совместное решение уравнений (5) и (7) при выполнении условий (6) и (8) дает основные соотношения для параметров защиты (л. 4): мощность трогания реле

$$P_{рт} = 0,005 \sqrt{K_n} J_{нбн} U_{p \max} \alpha_0; \dots \dots \dots (9)$$

максимальный ток замыкания на землю

$$J_{зп} = (1 + \sqrt{K_n}) 100 \frac{J_{нбн} n_{тв}}{\alpha_0} \dots \dots \dots (10)$$

и соотношение коэффициентов трансформации

$$n_{та} = 1,36 n_{тв}, \text{ при } K_n = 1,25 \dots \dots \dots (11)$$

где α_0 — процент незащищенных витков и $U_{p \max}$ — напряжение на клеммах реле при замыкании на землю на зажимах генератора.

Для оценки качества нормальной защиты типа AEG на рис. 3 приведена зависимость максимального тока замыкания на землю от номинального тока генератора, выражаемая уравнением (10). При построении принято: вторичный номинальный ток внешних трансформаторов $5a$, процент защищенных витков 80% и $K_n = 1,25$.

Из рис. 3 видно, что максимальный ток замыкания на землю для крупных генераторов при 80% защищенных витков далеко выходит за пределы допустимого тока, что вызывает необходимость понижать процент защищенных витков.

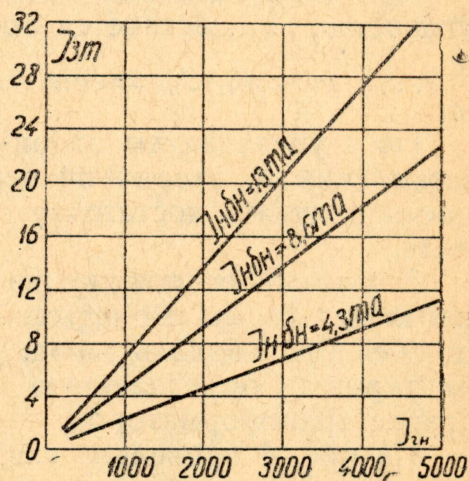


Рис. 3.

С целью понижения максимального тока замыкания на землю АЕГ, изготавливает для этой защиты трансформаторы с вторичным номинальным током до $20a$, то есть уменьшает коэффициент трансформации внешних трансформаторов $n_{тв}$. С уменьшением коэффициента трансформации ток небаланса схемы Polmgreen'a должен увеличиться. При этом интересно определить зависимость тока небаланса от кратности увеличения вторичного номинального тока трансформаторов.

Для максимальной магнитной индукции B_{max} , в пределах 0—7000 гаусс, зависимость $a\omega_{уд} = j(B_{max})$ (по данным завода „Электроаппарат [л. 7]) может быть с достаточной точностью для ориентировочных расчетов выражена уравнением

$$a\omega_{уд} = K B_{max}^{0,6} \dots \dots \dots (12)$$

где $K = 0,0023 - 0,0044$ в зависимости от сорта железа.

На основании уравнения (12) можно написать также зависимость тока холостого хода от вторичной электродвижущей силы трансформатора:

$$J_0 \cong \frac{K_1 E_2^{0,6}}{\omega_2^{1,6}} \dots \dots \dots (13)$$

Но из уравнения (3) ток небаланса пропорционален току холостого хода трансформаторов,

$$J_{нб} \cong K_1 J_0 \cong \frac{K_2 E_2^{0,6}}{W_2^{1,6}} \dots \dots \dots (14)$$

При увеличении вторичного номинального тока в m раз, число витков вторичной обмотки и длина провода ее уменьшаются в m раз, а сечение провода должно быть увеличено в m раз, тогда внутреннее сопротивление вторичной обмотки уменьшится в m^2 раз. При этом величина вторичной электродвижущей силы также уменьшится в m раз, следовательно, величина тока небаланса согласно уравнения (14)

$$J'_{нб} \cong \left(\frac{E_2}{m}\right)^{0,6} \frac{K_2}{\left(\frac{W_2}{m}\right)^{1,6}} = K_2 \frac{E_2^{0,6}}{W_2^{1,6}} m \dots \dots \dots (15)$$

увеличится в m раз.

При этом величина максимального тока замыкания на землю, согласно уравнения (10), останется постоянной (рис. 3); так как по уравнению (15)

$$\frac{n_{тв}}{m} \cdot J_{нб} \cdot m = n_{тв} J_{нб} = \text{const}$$

Но с увеличением вторичного номинального тока трансформаторов ток заземления во вторичной цепи защиты увеличивается, а это дает возможность получать достаточную чувствительность защиты при более грубых реле.

Значительное понижение J_{3m} можно получать путем уменьшения тока небаланса схемы Polmgreen'a подбором трансформаторов тока. Подбор должен производить завод, изготавливающий трансформаторы и должен гарантировать определенную величину тока небаланса при номинальной нагрузке трансформаторов.

На рис. 4 приведена схема, которая может быть рекомендована для производства подбора трансформаторов, а на рис. 5 дана векторная диаграмма для этой схемы.

При указанном на схеме (рис. 4) соединении, напряжения на зажимах первичных обмоток U'_1 и U''_1 и вторичные электродвижущие силы E'_2 и E''_2 трансформаторов могут различаться по величине и фазе из-за неодинаковых составляющих J_m и J_w токов холостого хода трансформаторов. Амперметр во вторичной цепи трансформаторов покажет ток небаланса схемы, вызванный разностью вторичных эдс ΔE_2 . Ваттметр в схеме необходим лишь для определения направления энергии во вторичной цепи, причем для увеличения чувствительности обмотку напряжения его можно приключить на зажимы сопротивления первичной цепи.

При подборе по схеме (рис. 4) путем сравнения нескольких трансформаторов с одним, принятым за контрольный, необходимо строить характеристики $J_{нб} = \pm f(J_0)$ (при этом знак определяется по ваттметру), а затем по характеристикам производить подбор комплектов трансформаторов. На рис. 6 приведены характеристики для четырех трансформаторов тока типа ТК-2 25/5а.

Приведенные автором испытания шести трансформаторов тока типа ТК-2 25/5а показали, что

- 1) ток небаланса в схеме (рис. 4) обратно пропорционален сопротивлению приборов, поэтому амперметр и ваттметр следует брать с пределами измерения 0—1а, не ниже и
- 2) токи небаланса, равные по вели-

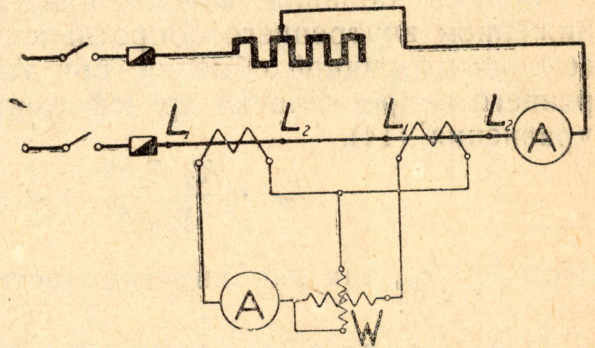


Рис. 4.

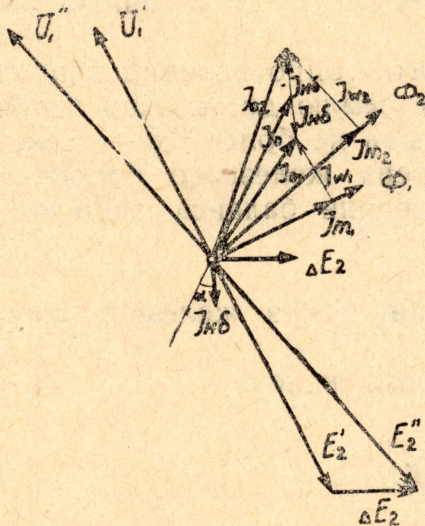


Рис. 5.

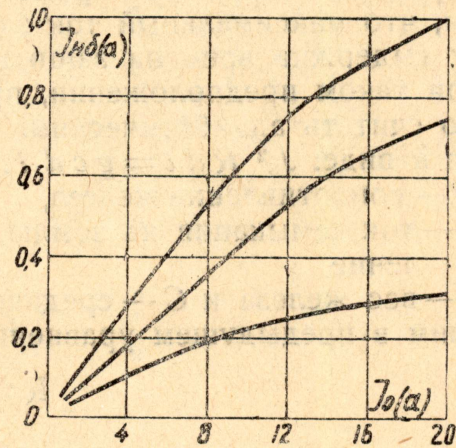


Рис. 6.

чине и одинаковые по знаку, при одинаковом первичном токе, совпадают по фазе, поэтому совпадение характеристик $J_{нб} = f(J_0)$ указывает на идентичность сравниваемых трансформаторов.

Из упомянутых шести трансформаторов тока были подобраны две комбинации, которые, при включении по схеме, дали следующие токи небаланса: лучшая комбинация 4 ма и худшая—15 ма. При этом не совпадение характеристик для лучшей комбинации выражалась соотношением 1:1, 4:1,7 и для худшей 1:1,4:5,2. Измерение тока небаланса производилось ваттметром при питании тонкой обмотки асинхронным напряжением.

В периодической литературе (Л6) имеются предложения уменьшать ток небаланса схемы Holmgreen'a регулированием сопротивлений, вклю-

ченных последовательно с вторичными обмотками трансформаторов. При изменении сопротивления вторичной обмотки трансформатора будет изменяться вторичная электродвижущая сила, а вследствие этого, изменится и ток холостого хода. Но на основании уравнения (4), ток небаланса зависит не только от величины, но и от фазы тока холостого трансформатора, поэтому предлагаемый способ навряд-ли окажется особенно эффективным.

Гораздо больший интерес представляет уменьшение тока небаланса понижением внутреннего сопротивления трансформаторов путем увеличения сечения вторичной обмотки; при этом зависимость тока небаланса от внутреннего сопротивления трансформатора может быть определена согласно уравнения (14).

$$J_{\text{нб}} \cong \frac{K_2 E_2^{0,6}}{W_2^{1,5}} \cong K_2 \frac{(J_2 Z_2)^{0,6}}{W_2^{1,6}} \cong K_3 Z_2^{0,6} \dots \dots \dots (16)$$

где $Z_2 \cong R_2$, так как индуктивность вторичной обмотки мала.

4. Повышение чувствительности защиты типа АЕГ заземлением нуля генератора через железные сопротивления.

В ряде курсов по реле и релейной защите упоминается чрезвычайно большая выгодность заземления нуля генератора через железные сопротивления, изготовленные в виде ламп. Как известно, железо обладает большим температурным коэффициентом сопротивления; следовательно, сопротивление железа реостата, по мере удаления точки замыкания на землю от нейтрали генератора, будет расти, что дает возможность, при допустимом максимальном токе замыкания на землю, обеспечить достаточную чувствительность защите.

Определим основные параметры железного сопротивления в предположении, что максимальный ток замыкания на землю достаточно велик; поэтому выдержка времени защиты должна быть не более 0,5—1 сек.

При таком предположении, процесс нагрева железного сопротивления можно считать адиабатическим. Тогда уравнение баланса энергии напишется в виде: $J_3^2 R dt = g c d T$,

где R — сопротивление железа,

J_3 — ток замыкания на землю, протекающий через железное сопротивление,

g — вес железа и C — средняя теплоемкость железа.

Заменим в предыдущем уравнении

$$R = R_n (1 + \beta \tau);$$

$$J_3 = \frac{x U_\phi}{R_n (1 + \beta \tau)} \dots \dots \dots (17)$$

и разделим переменные; тогда получим: $\frac{X^2 U_\phi^2}{g c R_n} dt = (1 + \beta \tau) d \tau$,

где R_n — начальное сопротивление железа,

X — число замкнутых на землю витков фазы генератора в долях единицы,

U_ϕ — фазовое напряжение генератора и

β — температурный коэффициент сопротивления железа.

Проинтегрируем теперь предыдущее уравнение в пределах $0-t$ и $0-\tau$, тогда получим:

$$\frac{X^2 U_\phi^2}{g c R_n} t = \frac{1}{2 \beta} \left[(1 + \beta \tau)^2 - 1 \right] \dots \dots \dots (18)$$

Из уравнения (18) можно определить вес и размеры железного сопротивления, если положить $t = t_m$ — расчетной выдержке времени реле, $\tau = \tau_m$ — расчетной температуре нагрева железа и $X = 1$:

$$\text{вес желез } g = \frac{2 \beta U_{\phi}^2 t_m}{c R_n [(1 + \beta \tau_m)^2 - 1]} \text{ кг} \dots \dots \dots (19)$$

$$\text{сечение } S = \frac{U_{\phi}}{R_n} \sqrt{\frac{2 \beta \rho t_m 10^3}{c \gamma [(1 + \beta \tau_m)^2 - 1]}} \text{ мм}^2 \dots \dots \dots (20)$$

$$\text{и длина } l = U_{\phi} \sqrt{\frac{2 \beta t_m 10^3}{c \gamma \rho [(1 + \beta \tau_m)^2 - 1]}} \text{ м}$$

где $\rho \frac{\Omega \text{ мм}^2}{\text{м}}$ — удельное сопротивление железа при нормальной температуре и γ — удельный вес железа.

Величина начального сопротивления железа может быть определена из уравнения

$$R_n = \frac{U_{\phi}}{J_{3m} (1 + \beta \tau_m)} \dots \dots \dots (21)$$

Для выяснения характера изменения тока замыкания на землю в зависимости от времени и числа замкнутых витков определим значение $(1 + \beta \tau)^2$ из уравнения (18) при подстановке g из (19)

$$(1 + \beta \tau)^2 = 1 + X^2 \frac{t}{t_m} [(1 + \beta \tau_m)^2 - 1] \dots \dots \dots (22)$$

Подставим теперь полученное значение для $(1 + \beta \tau)^2$ и значение R_n из (21) в уравнение (17); тогда получим:

$$J_3 = \frac{X J_{3m} (1 + \beta \tau_m)}{\sqrt{1 + X^2 \frac{t}{t_m} [(1 + \beta \tau_m)^2 - 1]}} \dots \dots \dots (23)$$

На рис. 7 приведены кривые затухания тока замыкания на землю по времени функции $J_3 = f\left(\frac{t}{t_m}\right)$

по уравнению (23) для значений $X = 0,1; 0,2; 0,5$ и 1 при $\tau_m = 600^\circ \text{С}$ и $\beta = 0,0091/^\circ \text{С}$ (в среднем для технически чистого железа в пределах температуры $0 = 600^\circ \text{С}$).

Из рис. 7 видно, что при выборе величины допустимого тока замыкания на землю и выдержки времени реле, необходимо считаться с величиной переходного тока, так как начальный ток замыкания на землю может несколько раз превосходить установившийся ток.

На рис. 8 показан характер изменения тока замыкания на землю от числа замкнутых витков в процентах для следующих условий кривая 1 — по уравнению (23) в функции

$$J_3 = f(X\%) \text{ при } t = t_m; \tau_m = 600^\circ \text{С} \\ \text{и } \beta = 0,0091/^\circ \text{С},$$

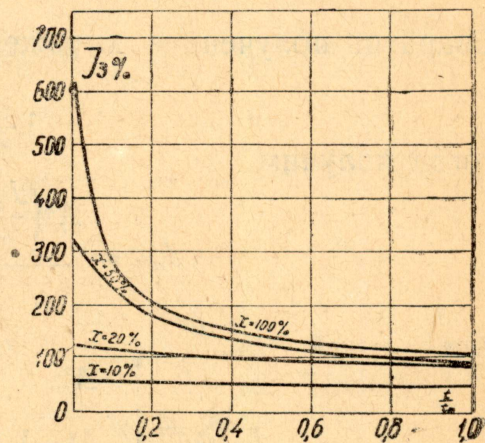


Рис. 7.

кривая 2—для железородного реостата Нернста ($U=15$ в и $J=0,5$ а) при установившемся режиме температуры нагрева, кривая 3—для железной проволоки диаметром 0,9 мм, при открытом нагревании до бурого каления, и кривая 4—для постоянного сопротивления.

На основании рис. 8 можно сказать, что характер изменения тока замыкания на землю от числа замкнутых витков для железных сопротивлений, устроенных в виде реостата Нернста, вследствие незначительного влияния охлаждения на режим температуры, почти полностью совпадает с теоретической кривой 1 и подчиняется уравнению вида:

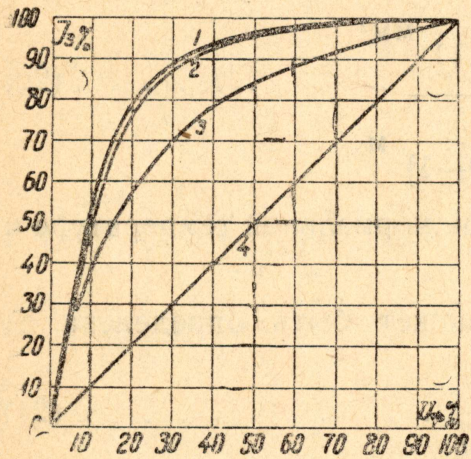


Рис. 8.

$$J_3 = \frac{A J_{3m} X}{\sqrt{1 + X^2 (A^2 - 1)}} \dots \dots \dots (24)$$

где A — кратность увеличения сопротивления железа при замыкании на землю клеммы генератора. Для железородного реостата Нернста уравнение (24) оказалось полностью справедливым при $A=6$.

5. Расчет чувствительности и селективности защиты типа АЕГ при заземлении нуля генератора через железное сопротивление.

При замыкании на землю вне защищаемой зоны ложная мощность на клеммах реле на основании уравнения (7)

$$P_{рл} = \frac{X U_{\phi}}{n_n} J_{нбн} - \frac{X U_{\phi}}{n_n} \left(\frac{J_3}{n_{тв}} - \frac{J_3}{n_{то}} \right) \dots \dots \dots (25)$$

где n_n — коэффициент трансформации нулевого трансформатора напряжения и J_3 — ток замыкания на землю согласно уравнения (24).

Определим X , при котором результирующая ложная мощность на клеммах реле достигает максимума:

$$\frac{d P_{рл}}{d X} = \frac{U_{\phi}}{n_n} J_{нбн} - \frac{A U_{\phi}}{n_n} \frac{\left(\frac{J_{3m}}{n_{тв}} - \frac{J_{3m}}{n_{то}} \right) \left[2 + X^2 (A^2 - 1) \right]}{\left[(1 + X^2 (A^2 - 1)) \right]^{3/2}} = 0.$$

Сократив полученное выражение по $\frac{U_{\phi}}{n_n}$, произведем замену

$$1 + X^2 (A^2 - 1) = y; \dots \dots \dots (26)$$

тогда получим

$$J_{нбн} = \frac{A \left(\frac{J_{3m}}{n_{тв}} - \frac{J_{3m}}{n_{то}} \right) (1 + y) \sqrt{y - 1}}{\sqrt{A^2 - 1} y^{3/2}}$$

или

$$y^{3/2} = \sqrt{A^2 - 1} \cdot \left(\frac{J_{3m}}{n_{тв}} - \frac{J_{3m}}{n_{то}} \right) (1 + y) \sqrt{y - 1} \dots \dots \dots (27)$$

Примем в качестве дополнительного условия, что

$$\sqrt{\frac{A}{A^2-1}} \cdot \left(\frac{J_3 m}{n_{ТВ}} - \frac{J_3 m}{n_{ТО}} \right) = 1 \dots \dots \dots (28)$$

Так как первый множитель условия (28) очень близок к единице, то это условие соответствует основной идее устройства данной защиты—компенсировать ток небаланса во вторичной цепи защиты при внешнем замыкании на землю. Тогда уравнение (27) после возведения во вторую степень напишется в виде: $Y^3 = Y^3 + Y^2 - Y - 1$,

откуда $Y = \frac{1 + \sqrt{5}}{2}$, а значение X при подстановке Y в уравнении (26)

$$\text{будет: } X = \frac{\sqrt{Y-1}}{\sqrt{A^2-1}} = \frac{0,786}{\sqrt{A^2-1}}$$

Подставим полученное значение X и значение J_3 из (24) в уравнение (25); тогда получим

$$P_{рл \max} = \frac{0,786 U_{\phi} J_{нбн}}{n_n \sqrt{A^2-1}} - \frac{0,62 A U_{\phi} \left(\frac{J_3}{n_{ТВ}} - \frac{J_3 m}{n_{ТО}} \right)}{n_n (A^2-1) \sqrt{1+0,62}}$$

Приняв во внимание условие (28), полученное выражение можно упростить

$$P_{рл \max} = \frac{0,3 U_{\phi} J_{нбн}}{n_n \sqrt{A^2-1}} \dots \dots \dots (29)$$

Мощность трогания должна быть больше максимальной ложной мощности на клеммах реле

$$P_{рт} = K_n P_{рл \max} = K_n \frac{0,3 U_{\phi} J_{нбн}}{n_n \sqrt{A^2-1}} \dots \dots \dots (30)$$

где K_n — коэффициент надежности.

Соотношение коэффициентов трансформации нулевого и внешних трансформаторов тока можно определить на основании условия (28)

$$n_{ТО} = \frac{A J_3 m n_{ТВ}}{A_{3m} - n_{ТВ} J_{нбн} \sqrt{A^2-1}} \dots \dots \dots (31)$$

Определим еще процент незащищенных витков. Уравнение чувствительности для защиты типа AEG, в случае работы одного генератора и при замыкании на землю внутри зоны защиты, имеет вид:

$$\frac{X U_{\phi} \left(\frac{J_3}{n_{ТО}} - J_{нбн} \right)}{n_n} = P_{рт} \dots \dots \dots (32)$$

Подставим в уравнение (32) значение J_3 из (24) и $P_{рт}$ из (30) тогда получим:

$$\frac{X^2 U_{\phi} A J_3 m}{n_n n_{ТО} \sqrt{1+X^2} (A^2-1)} = \frac{X_{\phi} U_{\phi} J_{нбн}}{n_n} = \frac{0,3 K_n U_{\phi} J_{нбн}}{n_n \sqrt{A^2-1}}$$

Сократим полученное выражение по $\frac{U_{\phi}}{n_n}$ и произведем замену $X = \frac{\alpha_0}{100}$,

тогда получим:

$$\frac{J_3 m}{n_{то} J_{нбн}} = \frac{1}{A} \left(1 + \frac{30 K_n}{\alpha_0 \sqrt{A^2 - 1}} \right) \sqrt{\frac{10^4}{\alpha_0^2} + (A^2 - 1)} \dots (33)$$

В уравнение (33) произведем еще замену $n_{то}$ из (31), тогда

$$\frac{J_3 m}{n_{тв} J_{нбн}} = \frac{1}{A} \left[\sqrt{A^2 - 1} \left(1 + \frac{30 \cdot K_n}{\alpha_0^2 \sqrt{A^2 - 1}} \right) \sqrt{\frac{10^4}{\alpha_0^2} + (A^2 - 1)} \right] = m \dots (34)$$

Решение этого уравнения относительно α_0 не представляется возможным, поэтому на рис. 9 приведена зависимость вида $m = f(\alpha_0 \%)$ для различных значений A .

Определив m из $m = \frac{J_3 m}{n_{тв} J_{нбн}} \dots \dots \dots (35)$

по рис. 9 для определенного значения A , можно определить процент незащищенных витков или наоборот.

Для сравнения выгоды заземления нулевой точки генераторов через железные сопротивления на рис. 10 приведена зависимость максимального тока замыкания на землю от номинального тока генератора по уравнению (34) для $A=6$, и вторичного номинального тока трансформаторов $J_{2н} = 5a$.

Как видно из рис. 10, при заземлении нуля генератора через железное сопротивление, максимальный ток замыкания на землю может быть пони-

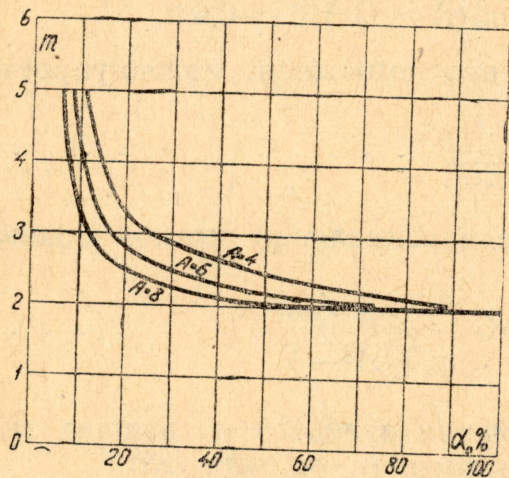


Рис. 9.

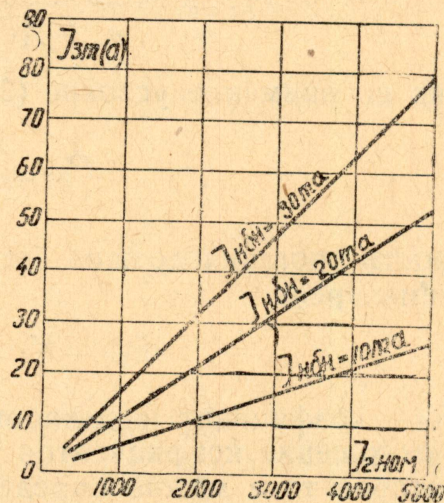


Рис. 10.

жен в 4 раза и получается в пределах допустимых величин. Но применение железных сопротивлений для этой цели практически будет возможно только при снижении тока небаланса до нескольких миллиампер, так как для больших $J_3 m$ устройство заземления нуля генератора получится громоздким и дорогим. Железные сопротивления должны изготавливаться в пустотных или газонаполненных баллонах для непосредственного включения в нуль или через понизительный трансформатор.

6. Повышение чувствительности защиты типа АЕГ заменой внешних трансформаторов трансформатором тока типа Бушинг.

Автором произведено исследование трансформатора тока типа Бушинг в условиях работы его в схеме защиты от замыкания на землю. Испытание было произведено с целью выяснения величины возможных токов небаланса во вторичной цепи трансформатора при сумме первичных ампер-

витков, равной нулю. Измерение величины тока небаланса производилось при помощи шлейфа осциллографа, который использовался как вибрационный гальванометр. Чувствительность измерения равнялась 11,6 мм уширения зайчика на 1 ма при расстоянии от шлейфа до экрана 4 м.

Результаты испытания приведены на рис. 11, а схема, по которой производились испытания, на рис. 12.

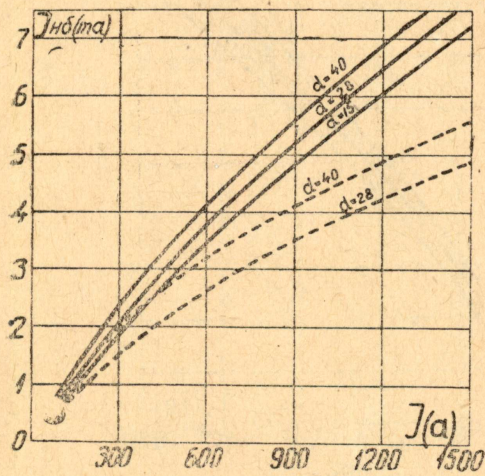


Рис. 11.

На рис. 11 показана зависимость тока небаланса во вторичной цепи трансформатора от величины первичного тока для различной ширины петли d при числе вторичных вит-

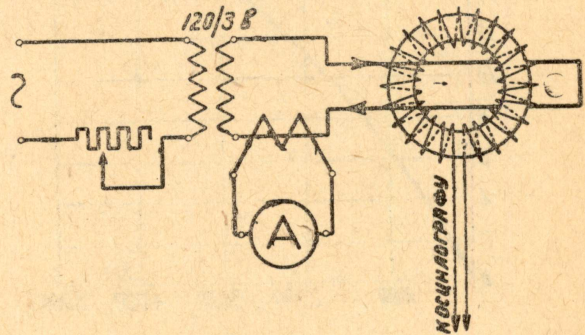


Рис. 12.

ков $W_2 = 120$ и сопротивлении вторичной цепи $Z_2 = 2,9$ ом — сплошные кривые и для $W_2 = 240$ и $Z_2 = 3,4$ ом — пунктирные кривые.

Далее на рис. 13 приведена зависимость тока небаланса от ширины петли d в мм при первичном токе $J_1 = 1200$ а, при $W_2 = 120$ и $Z_2 = 2,9$ ома. При этом один провод был закреплен в центре сердечника, а второй перемещался в радиальном направлении. Последний отсчет ($d = 80$ мм) был взят при прижатом подвижном проводе к сердечнику.

Из анализа результатов видно, что для трансформаторов тока типа Бушинг величина тока небаланса

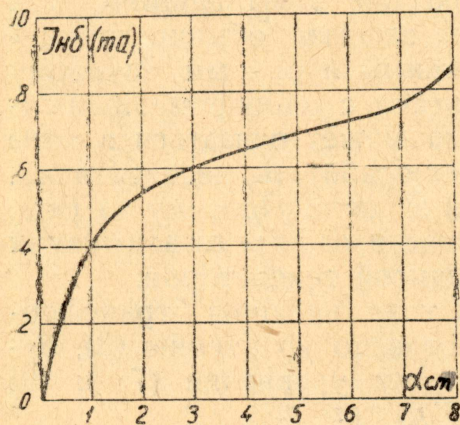


Рис. 13.

соответствует такому для лучших по качеству трансформаторов, включенных по схеме Holmgreen'a. Поэтому представляет большой интерес замена трансформатором тока типа Бушинг внешних трансформаторов защиты типа AEG, согласно схемы рис. 14.

Такая замена даст возможность повы-

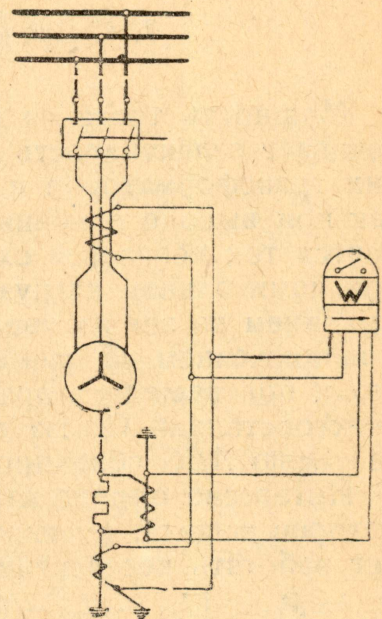


Рис. 14.

сить чувствительность защиты и понизить стоимость ее.

Для сравнения с предыдущими примерами на рис. 15 приведена зависимость максимального тока замыкания на землю от номинального тока генераторов по уравнению (10) при числе незащищенных витков $\alpha_0 = 20\%$, коэффициенте трансформации Бушинга $n_{тв} = 120$ и токе небаланса, согласно рис. 16, (кривая для $d = 15$ мм), на котором кривые рис. 11 продолжены до первичного тока 5000 а. Кривая для $d = 15$ мм взята вследствие того, что толщина изоляции между жилами кабеля обычно незначительна.

Мощность трогания реле и коэффициент трансформации нулевого трансформатора тока могут быть определены по соответствующим уравнениям для нормальной защиты типа АЕГ.

При выполнении такой защиты, необходимо производить заземление

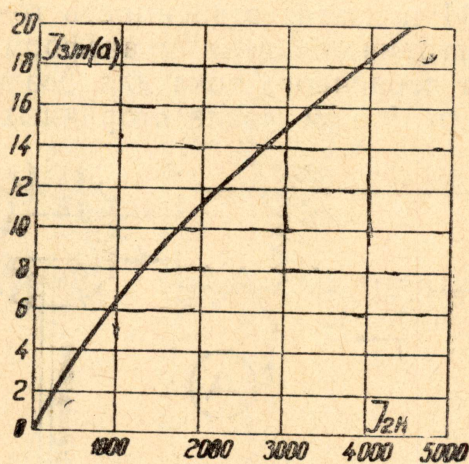


Рис. 15.

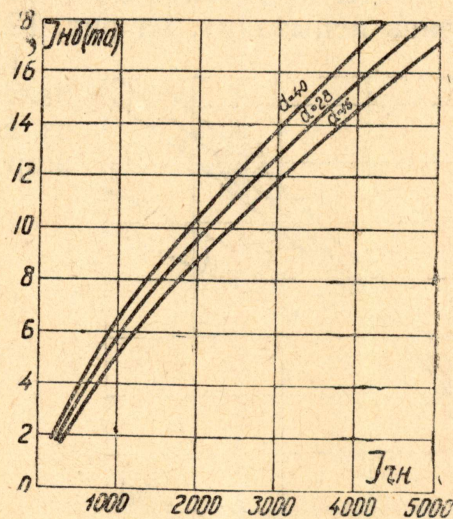


Рис. 16.

свинцовой оболочки и брони кабеля генератора только на генераторном конце, чтобы избежать возможности протекания токов в них и, следовательно, неправильного действия защиты.

7. Селективность защиты типа АЕГ.

Мощность трогания реле, определенная согласно уравнению (9), обеспечивает селективность защиты только при номинальной нагрузке внешних трансформаторов и при замыкании на землю вне зоны защиты, так как при выводе основных уравнений для расчета защиты обычно принимается ток небаланса схемы Holtgreen'a постоянным и равным таковому при номинальной нагрузке. А при внешних коротких с одновременным замыканием на землю увеличившийся ток небаланса может оказаться в фазе с напряжением на клеммах реле, и защита может сработать неселективно, что и подтверждает практика эксплуатации этой защиты. Поэтому на ряде электростанций Союза для увеличения селективности, защита от замыкания на землю АЕГ заблокирована с максимальной защитой генераторов.

Интересно определить, при каком вторичном токе внешних трансформаторов защита, имеющая мощность трогания согласно уравнению (9), будет работать неселективно. Для этого приравняем уравнения (7) и (9).

$$P_{рл} = P_{рт} = [J_{нб} - (J_{нб} - (J_{в} - J_{н}))] U_p = 0,005 \sqrt{K_n} J_{нбн} U_{рп} \alpha_0.$$

На основании (16) можно написать следующее соотношение:

$$\left(\frac{J_{нб}}{J_{нбн}} \right) = \left(\frac{J_2}{J_{2н}} \right)^{3/5},$$

где $J_{нбн}$ — ток небаланса при номинальном вторичном токе трансформаторов $J_{2н}$.

Кроме того можно произвести замену $J_{в} = \frac{J_{3м}}{n_{тв}} \frac{U_p}{U_{рп}}$, $J_{н} = \frac{J_{3м}}{n_{то}} \frac{U_p}{U_{рп}}$

и $n_{то} = q n_{тв}$. Тогда уравнение (36) примет вид:

$$\left(\frac{J_2}{J_{2н}}\right)^{3/5} = \frac{J_{3м} (q-1) U_p}{q n_{тв} J_{нбн} U_{рм}} + 0,005 \sqrt{K_n} \alpha_0 \frac{U_{рм}}{U_p} \dots \dots \dots (37)$$

Если подставить еще значение $J_{3м}$ из (10), то

$$\left(\frac{J_2}{J_{2н}}\right)^{3/5} = (1 + \sqrt{K_n}) \frac{q-1}{q} \frac{U_p}{U_{рм}} \frac{100}{\alpha_0} + 0,005 \sqrt{K_n} \alpha_0 \frac{U_{рм}}{U_p} \dots \dots (38)$$

При двухфазном коротком вне зоны защиты с одновременным замыканием на землю начальное напряжение на клеммах реле

$$U_{р нач} = 0,5 U_{рм}, \dots \dots \dots (39)$$

и для установившегося режима при коротком

$$U_{ру} \cong 0,2 U_{рм} \dots \dots \dots (40)$$

Подставив в уравнение (38) значение U_p из (39) или (40), можно определить вторичный ток внешних трансформаторов, при котором защита будет работать не селективно.

На рис. 17 построена зависимость $\frac{J_2}{J_{2п}} = f(\alpha_0 \%)$ по уравнению (38) для $U_{р нач}$ и $U_{ру}$, которая дает предел селективной работы защиты для разбираемого случая. При построении принято: $K_n = 1,25$ и $q = 1,36$. Из рис. 17 видно, что для рассматриваемого случая защита AEG с чувствительностью до 95% будет работать не селективно и лишь при чувствительности от 95 до 100% селективность будет иметься. При-

чем кратность вторичного тока, ограничивающая зону селективной работы при встречающихся в практике чувствительностях 50—80%, колеблется в пределах (1,2—2) $J_{2н}$.

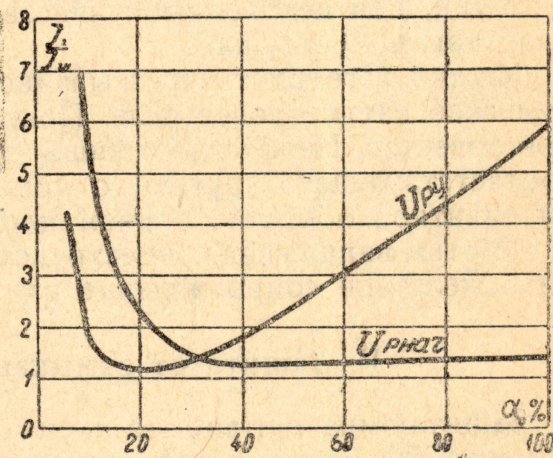


Рис. 17.

8. Заключение.

В заключении необходимо сказать, что наиболее простыми и эффективными мероприятиями по увеличению чувствительности защиты типа AEG необходимо считать:

1. Уменьшение коэффициента трансформации внешних трансформаторов тока при одновременном увеличении сечения вторичной обмотки до максимально возможных пределов.
2. Заземление нуля генераторов через железные сопротивления.
3. Обязательный подбор внешних трансформаторов тока в заводских условиях.

Проведение этих мероприятий даст возможность, при чувствительности защиты 80—90%, снизить максимальный ток замыкания на землю до нескольких ампер.

Необходимо иметь в виду, что чрезмерное понижение коэффициента трансформации внешних трансформаторов при больших импедансах токовых катушек реле (реле AEG 8 ом, и реле ХЭМЗ 50, 13 и 3,5 ома, соответственно мощностям трогания 0,11, 0,22 и 0,44 ватта) может настолько уве-

личить отсос вторичного тока заземления внешними трансформаторами, что чувствительность схемы может оказаться ничтожной (количественный учет отсоса в литературе достаточно освещен (Л 7)).

За последнее время появились в литературе предложения (Л 7), для уменьшения отсоса вторичного тока заземления внешними трансформаторами, употреблять для схемы Holmgreen'a трансформаторы с дополнительным намагничиванием посторонним током. Дополнительное намагничивание рекомендуется доводить до 5000—6000 гаусс, так как при этом значении магнитной индукции, употребляемое железо для трансформаторов обладает максимальной магнитной проницаемостью.

Необходимо иметь в виду, что внешние трансформаторы тока с дополнительным намагничиванием переменным током могут создать большие токи небаланса, чем обычные трансформаторы, так как подмагничивающий ток будет создавать во вторичной цепи защиты свой ток небаланса, который будет суммироваться от всех трех трансформаторов. При этом нормальная работа защиты будет зависеть еще от исправности одной дополнительной цепи, что вообще нежелательно.

Наиболее простым способом уменьшения отсоса необходимо считать понижение импеданса таховых катушек ватметровых реле заземления. Необходимо может быть даже отказаться от типа индукционных реле, если этот тип, при необходимой чувствительности, не позволяет снизить импеданс токовой катушки.

Можно изготовить чрезвычайно большой чувствительности ферродинамическое ватметровое реле. Принцип устройства подобных других приборов известен. Необходимо лишь заметить, что такое реле для создания соответствующего крутящего момента не потребует большого количества ампервитков обмоток, причем для увеличения чувствительности этого реле в обмотки напряжения, вместо добавочного сопротивления, можно включить железное сопротивление или обычную вольфрамовую лампу.

II. Защита от замыкания на землю типа Ferranti.

Защита типа Ferranti по схеме рис. 18, теоретически являющаяся весьма совершенной, до сих пор не нашла широкого распространения в практике из-за отсутствия достаточных исследований, в условиях работы в схеме защиты, трансформатора тока типа Бушинг, необходимого для ее осуществления. Проведенные автором исследования не являются исчерпывающими, однако, на основании полученных результатов можно судить о характере нарастания тока небаланса во вторичной цепи трансформатора тока в зависимости от величины первичного тока, следовательно, можно определить основные параметры защиты. Ток трогания реле можно определить из условия

$$J_{рт} = K_n J_{нб \max}, \dots \dots \dots (41)$$

где $K_n = 1,25$ — коэффициент надежности защиты и $J_{нб \max} = f(J_{к.з.})$ — ток небаланса во вторичной цепи трансформатора тока при двухфазном коротком замыкании вне зоны защиты, который может быть определен согласно уравнения

$$J_{нб} = \left(\sqrt{73 + 0,1173 J_{2н} - 8,55} \right) 10^{-3} \text{ амп} \dots \dots \dots (42)$$

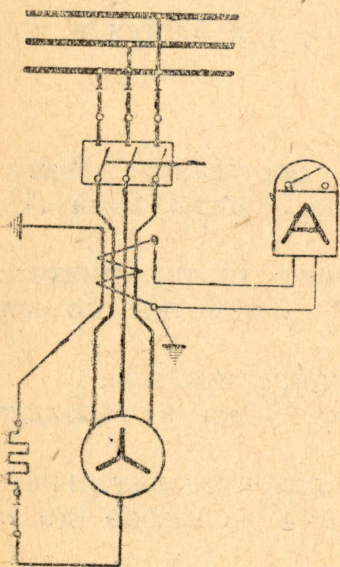


Рис. 18.

при подстановке, вместо номинального тока генератора, величины начального тока короткого замыкания на клеммах генератора. Уравнение (42) в точности соответствует кривой для $d = 15$ мм, рис. 15.

Величина максимального тока замыкания на землю может быть определена из уравнения

$$J_{3m} = J_{рт} n_{тб} \frac{100}{\alpha_0} \dots \dots \dots (43)$$

На рис. 19 дана зависимость максимального тока замыкания на землю от номинального тока генератора при $\alpha_0 = 20\%$, $n_{тб} = 120$ и при десятикратном начальном токе короткого замыкания генератора.

В этом случае заземление свинцовой оболочки и брони кабелей необходимо производить так же, только на генераторном конце.

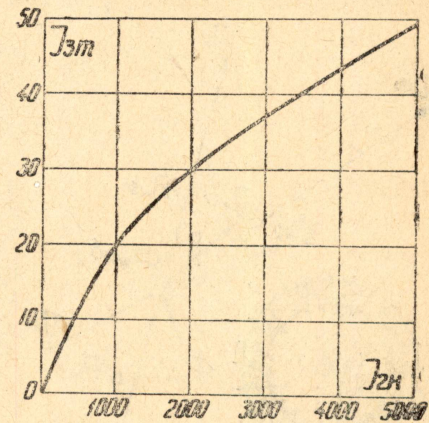


Рис. 19.

III. Дифференциальная защита типа Ferranti для генераторов.

Дифференциальная защита типа Ferranti также не нашла широкого распространения в практике из-за отсутствия соответствующих исследований в области устройства этой защиты. „Руководящие указания по релейной защите“ (Энергоиздат, 1933 г.) совсем не упоминают о возможности ее применения, а между тем эта защита, являющаяся теоретически идеальной может полностью разрешить вопрос защиты генераторов. Для осуществления такой защиты требуются специальные трансформаторы тока с двумя первичными обмотками. До сих пор такие трансформаторы тока изготовлялись многovitковыми или одновитковыми с расположенными рядом электродами. Поэтому такая защита употреблялась только для генераторов небольшой мощности, так как для крупных генераторов дифференциальные трансформаторы тока получались неконструктивных размеров.

Автором исследована специальная конструкция проходного одновиткового дифференциального трансформатора тока с

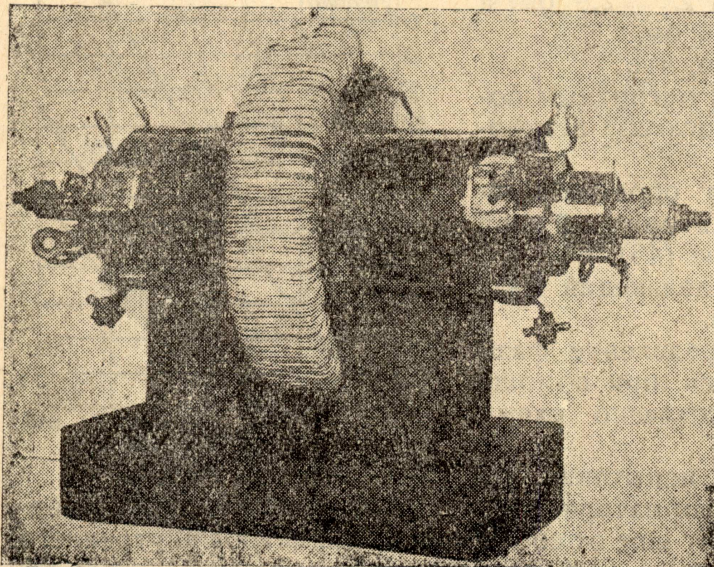


рис. 20.

концентрическими первичными электродами, представленного на рис. 20. Такой трансформатор, при равномерном распределении тока по сечению электродов и при сумме первичных ампервитков равной нулю, не должен иметь во вторичной цепи тока небаланса, но практически всегда будет иметься некоторая асимметрия действительной плотности тока, так как отдельные пути тока в электродах и зажимах будут иметь разные сопротивления. Центры распределения токов

Юб. сб. ТИИ. 14.

матки и сечение провода на величину тока небаланса особого влияния не имеют.

Для достижения достаточной чувствительности защиты, коэффициент трансформации трансформатора может быть принят в пределах 100—150.

в электродах будут смещены, причем это смещение для наружного электрода будет больше, так как он имеет большие геометрические размеры. Поэтому теория такого трансформатора может быть сведена к теории трансформатора с неконцентрическими параллельными электродами (рис. 21-а).

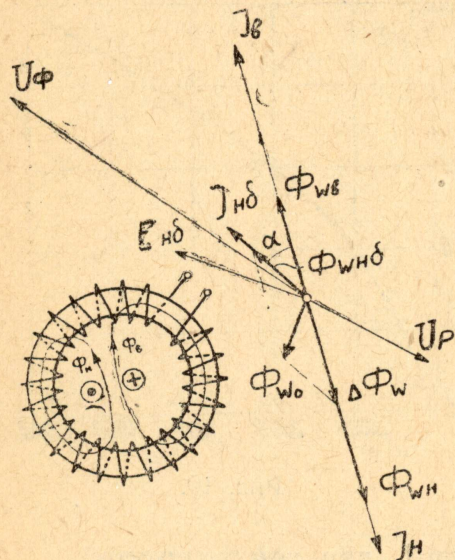


Рис. 21.

Первичные токи J_n (наружного электрода) и J_b (внутреннего), равные по величине, но обратные по фазе, создают потоки Φ_n и Φ_b , индуктирующие в соответствующих частях вторичной обмотки встречные электродвижущие силы, разность которых и будет определять величину и фазу тока небаланса во вторичной цепи трансформатора. При этом величина разности вторичных электродвижущих сил будет пропорциональна арифметической разности потокоцеплений, образованных магнитными полями электродов (рис. 21-в).

$$E_{нд} \equiv \Phi_{wn} - \Phi_{wb}, \dots \dots \dots (44)$$

где Φ_{wn} — число потокоцеплений, образованных полем наружного электрода, а Φ_{wb} — внутреннего).

Величина тока небаланса

$$J_{нд} = \frac{E_{нд}}{Z_2} \dots \dots \dots (45)$$

где Z_2 — полное сопротивление вторичной цепи трансформатора, а фаза его будет зависеть от относительной величины потокоцеплений Φ_{wn} и Φ_{wb} (рис. 21-в) и может изменяться лишь в незначительных пределах, в зависимости от величины и характера нагрузки генератора.

Результаты проведенных автором испытаний представлены на рис. 22 и 23.

Рис. 22 дает зависимость величины тока небаланса от первичного тока для различных диаметров $d_{мм}$ наружного электрода, при числе вторичных витков $W_2 = 120$ и при сопротивлении вторичной цепи трансформатора $Z_2 = 2,9$ ом, а рис. 25 — при $W_2 = 240$ и $Z_2 = 3,4$ ом.

Кроме того, было выяснено, что

1) ток небаланса создается магнитным потоком наружного электрода согласно векторной диаграмме (рис. 21-в),

2) величина тока небаланса обратно пропорциональна сопротивлению вторичной цепи трансформатора, согласно ур-ю (45), и

3) угол α (рис. 21-в), определяющий фазу тока небаланса, близок к нулю.

Измерение величины и определение фазы тока небаланса производились при помощи шлейфового осциллографа, согласно схеме рис. 12.

Как видно из результатов испытания, величина тока небаланса трансформатора предлагаемой конструкции совершенно незначительна и зависит еще от соотношения диаметров внутреннего и наружного электродов. Согласно рис. 22 и 23, для наружного электрода диаметром 75 мм ток небаланса получился наименьшим.

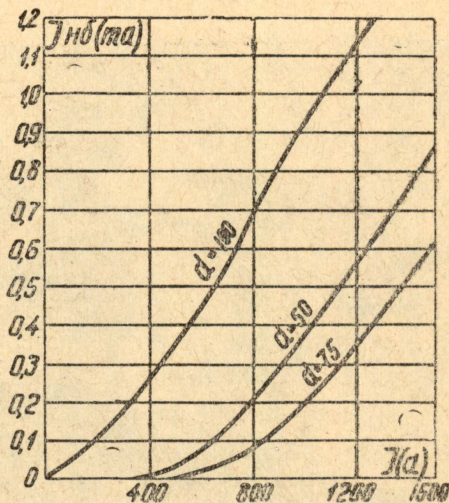


Рис. 22.

ный заземляющий трансформатор (Gestelldrossel), подключаемый к шинам станции. Обмотка напряжения реле подключается к заземляющему трансформатору.

Такое устройство защиты даст возможность возложить на заземляющий трансформатор компенсацию емкостного тока заземления и получить по-

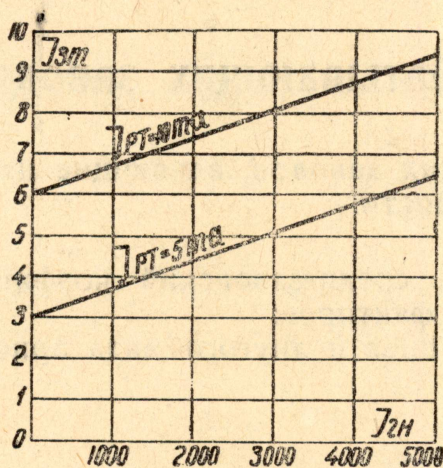


Рис. 27.

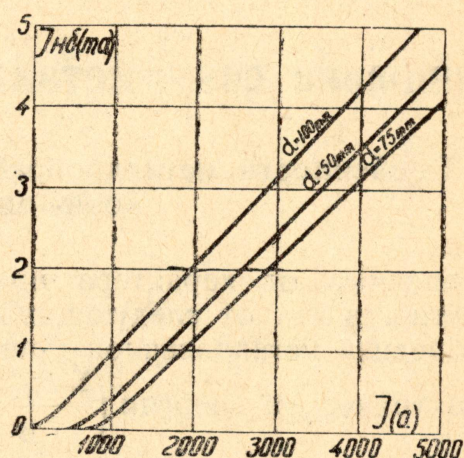


Рис. 28.

стоянство качества защиты (отсутствие подтекающего тока заземления от других генераторов).

Защита генератора от замыкания на землю до подключения его к шинам станции в этом случае не имеет особого значения, так как нуль генератора не заземлен, а емкостный ток заземления, обусловленный емкостью генератора, незначителен.

В заключение необходимо сказать, что предлагаемая автором комбинированная защита генераторов по чувствительности и селективности почти идеальна и чрезвычайно проста, кроме того, она требует всего лишь три трансформатора тока, стоимость которых будет незначительно выше стоимости обычных трансформаторов, а при использовании нормальной защиты от замыкания на землю типа *AEG* требуется четыре трансформатора тока и шесть для дифференциальной защиты, т. е. всего десять, причем схема получается чрезвычайно громоздкой, а защита—ненадежной.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ.

1. Иванов В. И. „Реле и релейная защита“. Москва, 1932 г.
2. Ивашенко Н. Д. „Реле“. Москва, 1929 г.
3. Проф. Н. Ф. Морголин и инж. А. А. Шиферсон. „Защита генераторов и агрегатов-генератор трансформатор“. Москва, 1932 г.
4. Главэнерго. „Руководящие указания по релейной защите“. Москва, 1933 г.
5. А. М. Федосеев и А. А. Фильштинский. „Защита от замыкания на землю генераторов работающих непосредственно на шины“. Журнал „Электрические станции“. 1933 г. № 3.
6. То же. „Включение в работу и эксплуатация защит генераторов на электростанциях Союза за период 1929—1933 г. Журнал „Электрические станции“ 1933 г. № 9.
7. А. М. Федосеев. „Токораспределение в схемах защит с учетом импедансов трансформаторов тока“. Журнал „Электрические станции“. 1934 г. № 11.
8. В. Ю. Гессен и Я. Д. Ризин. „К вопросу о допустимых токах замыкания генераторов на землю“. Журнал „Электрические станции“. 1934 г. № 12.

токов небаланса может быть сведена почти до нуля. При внешнем двухфазном коротком с одновременным замыканием на землю, отдельные токи небаланса трансформаторов возрастут, возрастет и сумма их, но величина ее едва ли будет достаточна для работы реле. Поэтому такую защиту можно считать вполне селективной.

Ток трогания реле может быть принят порядка нескольких миллиампер; при этом максимальный ток замыкания на землю, для 80% защищенных витков, будет равен, согласно рис. 27, 3, 5а.

При таком включении реле чувствительность защиты будет понижаться вследствие отсоса тока заземления во вторичной цепи защиты неработающими трансформаторами. Чтобы избежать влияния отсоса на чувствительность защиты, можно осуществить устройство такой защиты тремя ваттметровыми реле заземления, токовые обмотки которых могут быть включены последовательно с дифференциальными реле рис. 25, а обмотки напряжения можно включить параллельно к общему нулевому трансформатору напряжения. При таком устройстве защита будет иметь большую чувствительность и безусловную селективность.

При внешнем двухфазном коротком, с одновременным замыканием на землю тока небаланса трансформатора тока с напряжением на клеммах U_p согласно рис. 21, б будет создавать отрицательную (тормозящую) мощность, и реле не сработает.

В случае замыкания на землю внутри зоны защиты, ограниченной трансформаторами, ток заземления во второй цепи защиты будет давать с напряжением на клеммах реле положительную мощность (рис. 26), и реле сработает.

Мощность трогания реле может быть определена, согласно рис. 21 и 26, из следующего уравнения

$$P_{рт} \cong (J_3 - J_{нбн}) U_p \dots \dots \dots (46)$$

где J_3 — ток заземления во вторичной цепи защиты и

$J_{нбн}$ — ток небаланса при номинальной нагрузке трансформаторов.

Ток трогания реле на основании уравнения (46)

$$J_{рт} \cong J_3 - J_{нбн} \dots \dots \dots (47)$$

Максимальный ток замыкания на землю при числе не защищенных витков $\alpha_0\%$ и коэффициенте трансформации трансформаторов тока n_t может быть определен из уравнения

$$J_{3m} = \frac{100}{\alpha_0} n_t J_3 \cong \frac{100}{\alpha_0} n_t (J_{рт} + J_{нбн}) \dots \dots \dots (48)$$

где J_3 — согласно уравнения (47).

На рис. 29 построены кривые в функции $J_{3m} = f(J_{3н})$, согласно уравнения (48) при $\alpha_0 = 20\%$ и $n_t = 120$ тока для трогания реле $J_{рт} = 5$ и 10 ма.

Ток небаланса взят по рис. 28 для $d = 100$ мм, на котором кривые (рис. 24) продолжены до первичного тока 5000 а.

В сетях с большим емкостным током заземления (современные заводские и городские сети) предлагаемая защита может быть устроена без заземления нуля генератора. В качестве источника ваттного тока замыкания на землю, необходимого для работы защиты, может быть взят специаль-

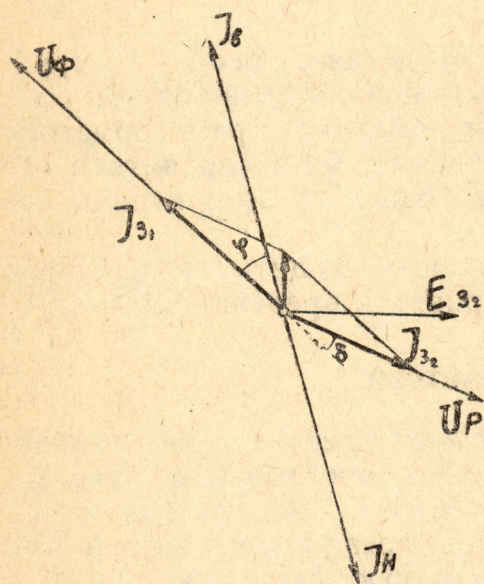


Рис. 26.