

О МЕТОДЕ РАСЧЕТА РЕЛЬСОВЫХ ЦЕПЕЙ С НЕЛИНЕЙНЫМИ ФЕРРОМАГНЕТИКАМИ В УСЛОВИЯХ ВЛИЯНИЯ ПОМЕХИ ТЯГОВОГО ТОКА

Статью представил д.т.н., проф. Разгонов А. П.

Введение

Опыт эксплуатации показал, что при определенных условиях и режимах работы тяговой сети создаются воздействия мощных помех тягового тока на работу электрических рельсовых цепей. Последствия такого воздействия сводятся к намагничиванию нелинейных ферромагнетиков (трансформаторы, дроссель-трансформаторы, элементы электрических фильтров) в схемах РЦ и, как следствие, к отказам РЦ и систем СЦБ.

Неблагоприятные условия для работы РЦ происходят в следующих случаях:

1. При определенной схеме коммутации тяговой сети постоянного тока станций стыкования, в рельсовой сети повышается потенциалы постоянного тягового тока «рельс-земля». В результате возрастают токи утечки в перегонные пути, оснащенные электротягой переменного тока, вызывающие намагничивание дроссель-трансформаторов и путевых трансформаторов, и нарушения работы коротких (менее 500м) рельсовых цепей;
2. На участках электрических дорог переменного тока при гололедах на контактной сети на токоприемнике создается электрическая дуга, сопровождаемая электрическим переходным процессом в силовой цепи электровоза. Постоянная составляющая этого тока при асимметрии рельсовой линии также вызывает насыщение ферромагнетиков;
3. При включении главного выключателя ГВ электровоза в определенной фазе напряжения питающей сети в цепи также возникает

переходной процесс с последствиями, упомянутыми выше;

4. При въезде нагруженного электровоза в зону нейтральной вставки на токосъемнике возникает несколько аperiodически повторяющихся электрических дуг, приводящих, как отмечалось выше, к возникновению переходных процессов и отказам РЦ.

Из изложенного следует, что повышение помехоустойчивости рельсовых цепей систем СЦБ в условиях влияния обратного постоянного тягового тока является актуальной научно-технической проблемой.

Цель работы

Рассмотреть причины мешающего влияния тягового тока на работу рельсовых цепей (РЦ), предложена методика расчета РЦ с нелинейными ферромагнетиками (ФМ) и технические решения для повышения надежности работы РЦ и систем СЦБ.

Нарушение нормальной работы РЦ

Остановимся на одной из причин нарушения нормальной работы РЦ – продольной асимметрии рельсовых линий.

Измерения показывают, что величина коэффициента асимметрии, как и следует ожидать, больше зимой, чем летом. Установлено, что распределение сопротивления токопроводящих стыков лучше всего может быть аппроксимировано несимметричным законом Вейбула, разброс сопротивлений достигает 1,8...15м.ц.р.(метров целого рельса); коэффициент продольной асимметрии колеблется от 10%...12% - летом до 18% - зимой [3,4].

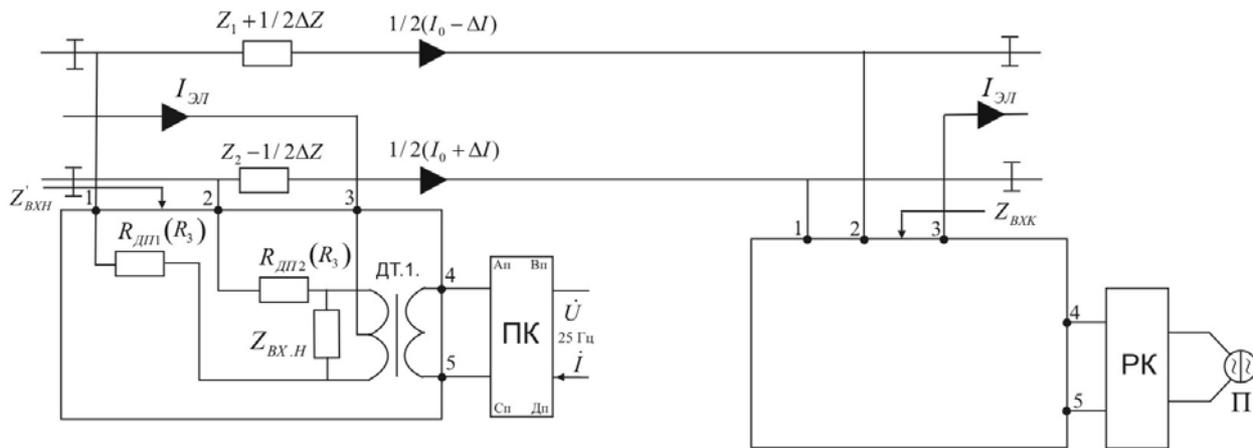


Рис.1. Схема замещения рельсовой линии

Из уравнения для ЭДС по контуру схемы замещения рельсовой цепи (рис.1), составленной из двух рельсов, сопротивлений аппаратуры $Z'_{вхн}$, $Z_{вхк}$ и дроссельных перемычек, для разности токов можно записать выражение:

$$\Delta I = \frac{\Delta Z' + 2(R_{ДП1} - R_{ДП2})}{Z + Z'_{вхн} + Z_{вхк} + 2(R_{ДП1} + R_{ДП2}) + Z_{ДР}} I_{ЭЛ}, \quad (1)$$

где $\Delta Z' = \Delta Z + 2(R_{ДП1} - R_{ДП2})$, $\Delta Z = Z_1 - Z_2$ - разность сопротивлений рельсов, Ом;

Z - сопротивление рельсовой петли, Ом/км;

$Z_{ДР}$ - сопротивление основной обмотки ДТ.1, Ом;

$R_{ДП1(2)}$ - сопротивление дроссельных перемычек, Ом.

Из (1) следует, что $Z'_{вхн}$, $Z_{вхк}$ оказывают симметрирующее действие, однако их сопротивления для сигнального тока, по условиям контроля целостности рельса, невелики и ими можно пренебречь.

Для постоянного тока уравнение (1) можно записать так:

$$\Delta I = \frac{\Delta R_{CC} + 2(R_{ДП1} - R_{ДП2})}{R_p + 2(R_{ДП1} + R_{ДП2}) + R_{ДР}} I_{ЭЛ},$$

или $\Delta I = K_a \cdot I_{ЭЛ}$,

(2)

Откуда коэффициент продольной асимметрии рельсовой линии равен:

$$K_a = \frac{\Delta R_{CC} + 2(R_{ДП1} - R_{ДП2})}{R_p + 2(R_{ДП1} + R_{ДП2}) + \Delta R_{ДР}}, \quad (3)$$

где ΔR_{CC} - разность сопротивлений рельсов за счет сопротивлений соединителей.

В коротких РЦ (менее 500м) продольная асимметрия одна из главных причин асимметрии тягового тока $K_a = \frac{J_1 - J_2}{J_1 + J_2}$, где $J_{1,2}$ - тяговые токи в рельсах 1 и 2.

Измерения показывают, что сопротивление стального рельсового соединителя постоянному току распределено между его составляющими, так [4,3]:

$$R_{CC} = R_{ТР} + (R_M + R_{СВ}) = \frac{2}{5} R_{CC} + \frac{3}{5} R_{CC},$$

где R_M - сопротивление переходов манжеты - трос;

$R_{ТР}$ - сопротивление стального троса;

$R_{СВ}$ - сопротивление сварного шва.

Для широко используемого в практике соединителя из стали сечением 100 мм², оказалось, что средние величины $R_{ТР} = 295$ мкОм; $R_M + R_{СВ} = 437$ мкОм; $R_{CC} = 232$ мкОм; для соединителя сечением 90 мм² - $R_{CC} = 770$ мкОм [7].

Правила по защите металлических сооружений от коррозии блуждающими токами допускают увеличение сопротивления рельсов за счет стыков не более, чем на 20%, тогда коэффициент асимметрии по

постоянному току $K_a = \frac{\Delta R}{R_p} = 0,12$. Приближенный расчет асимметрии для тягового переменного тока проведем при допущениях [1,3]:

- Сопротивление рельсов различаются между собой на величину сопротивления соединителей;
- Потери в соединителях не зависят от частоты;
- Сопротивления в местах приварки и переходов трос – манжета – штепсель – рельс зависят от частоты в такой же мере, как и внутреннее сопротивление рельсов.

При этом минимальный коэффициент продольной асимметрии:

$$|K_Z| = K_a \left| \frac{R_{TP}}{R_C \cdot Z} + \frac{(R_M + R_{CB}) Z_i}{R_C \cdot Z} \right| \leq 0,008\%, \text{ или } 8,0\%, \quad (4)$$

где Z_i - внутреннее сопротивление рельсов, $0,35e^{j35}$ Ом/км; сопротивление рельсовой петли $R_p = 0.1$ Ом; $Z = 0.8e^{j65}$ Ом/км – сопротивление рельсов току 50 Гц. Для более высоких частот коэффициент $|K_Z|$ понижается до 1,608% для частоты 420 Гц и до 1,376% - 780 Гц.

Проведем оценку числителя дроби (3) для наиболее часто отказывающихся РЦ длиной 0,25...0,5 км. Примем, что $R_{CC} = 770 \cdot 10^{-6}$ Ом, $R_{ДП1} = 8000 \cdot 10^{-6}$ Ом ($\ell_{ДП} = 3,25$ м), $R_{ДП2} = 3076 \cdot 10^{-6}$ Ом ($\ell_{ДП} = 1,25$ м), рельсовое звено 25м, сопротивление рельсов 0,1 Ом/км, $n_{CT} = \frac{\ell_{РЦ}}{0,025} - 2$. Оказалось, что $\Delta R = 0,026...0,056$ Ω, а величина K_a находится в пределах 30,2%...38,6%. Заметим здесь, что сопротивление нити длиной 300м току 50 Гц не превысит 0,1 Ом/км и соизмеримо с суммарным сопротивлением контактных соединителей «трос – штепсель – шина ДТ» (норма 60...80).

Остановимся на предложенной методике расчета РЦ при нелинейных режимах

ФМ схем РЦ, построенной с использованием математической модели перемагничивания ферромагнетиков [2,5].

Математическое описание модели

Примем, что при насыщении ферромагнетиков индукция (напряженность) магнитного поля сердечника ДТ.1.150 изменяется по сложному закону

$$b = b_0 + \sum_{k=1}^m b_{ks} \sin k\omega t + \sum_{k=1}^m b_{kc} \cos k\omega t, \quad (5)$$

где $k = 1, 2, \dots, m$, и измерение коэффициентов четырехполосников известными методами ХХ и КЗ затруднено [2].

Известно, что при циклическом изменении внешнего магнитного поля индукция, возникающая в ферромагнетике, отстает по фазе от напряженности и дает цикл динамической петли гистерезиса (ПГ). Цикл ПГ характеризует потери мощности от перемагничивания, вихревых токов и от магнитной вязкости [3].

Математическая модель, весьма точно описывающая опытную ПГ, имеет вид:

$$h = (Ae^{-\gamma^2 b m^2}) \alpha_1 \operatorname{sh} \beta_1 b + \alpha_2 \frac{db}{dt} \operatorname{ch} \beta_2 b,$$

$$b = b_0 + b_m \sin \omega t, \quad (b = b_m \sin \omega t) \quad (6)$$

($Ae^{-\gamma^2 b m^2}$ – имеет смысл при построении выхода из частных циклов и зависит от конструктивных особенностей исследуемого объекта) и позволяет учесть влияние спектра гармоник входного тока перемагничивания ферромагнетика. Параметров A , γ , α_1 , β_1 , α_2 , β_2 (6), отыскиваются численными методами по экспериментальной предельной ПГ и кривой намагничивания, снятой при максимальных величинах индукции и частоты сигнала. Первое слагаемое (6) характеризует основную кривую намагничивания (ОКН), а второе – описывает диссипативные процессы и потери на гистерезис, вихревые токи и от магнитной вязкости.

Коэффициенты α_1 и β_1 безгистерезисной составляющей (6) определяются методом выбранных точек по кривой ОКН; параметры A и γ определяются из выражений [4]

$$\ln(A) = \gamma^2 b_m^2 \max ;$$

$$\gamma^2 = \frac{\ln(h_0 / \alpha_1 \cdot \operatorname{sh} \beta_1 \cdot b_0)}{b_m^2 \max - b_0^2},$$

причем точку b_0 , h_0 берут вблизи максимального значения индукции b_m , а индукция $b_m \max$ соответствует максимальному рабочему значению. Коэффициенты α_2 и β_2 находятся из формул:

$$\alpha_2 = \frac{h_c}{\Omega \cdot b_m}, \quad \beta_2 = \frac{1}{b_m},$$

где h_c - коэрцитивная сила, А/м.

Рассмотрим процесс перемагничивания ферромагнетика при воздействии на его сердечник индукции создаваемой $b = b_0 + b_m \sin \Omega t$ полем постоянного тока асимметрии и сигнального тока 25 Гц (рис.2), подставим это выражение в качестве аргумента в формулу (6) и преобразуем ее, опустив не влияющий на количественный результат экспоненциальный множитель $Ae^{-\gamma^2 b m^2}$ первого слагаемого. Поскольку аргумент b изменяется по периодическому закону, то функции $\operatorname{sh} \beta_1 b$ и $\operatorname{ch} \beta_2 b$ также периодические и могут быть представлены рядами Фурье [6], в которых коэффициентами при тригонометрических функциях будут функции Бесселя различных порядков от чисто мнимого аргумента jx_m . В результате получаем:

$$h = \alpha_1 \operatorname{sh} \beta_1 b_0 \cdot \operatorname{ch} \beta_1 (b_m \sin \alpha t) + \alpha_2 \operatorname{ch} \beta_2 b_0 \cdot \operatorname{sh} \beta_2 (b_m \sin \alpha t) + \alpha_2 a b_m \cos \alpha t \cdot$$

$$\cdot [\operatorname{ch} \beta_2 b_0 \cdot \operatorname{ch} \beta_2 b_m \sin \alpha t + \operatorname{sh} \beta_2 b_0 \cdot \operatorname{sh} \beta_2 b_m \sin \alpha t] \quad (7)$$

Представим в (7) гиперболические функции рядами:

$$\operatorname{sh}(x_m \sin \omega t) = 2[-jJ_1(jx_m)] \sin \omega t - 2jJ_3(jx_m) \sin 3\omega t - \dots,$$

$$\operatorname{ch}(x_m \sin \omega t) = J_0(jx_m) + 2J_2(jx_m) \cos 2\omega t +$$

и, удерживая гармоники не выше второй, после преобразований получаем:

$$h = h_0 + m_1 \sin \omega t + n_2 \sin 2\omega t + m_2 \cos \omega t + n_1 \cos 2\omega t, \quad (8)$$

где $h_0 = \alpha_1 \operatorname{sh} \beta_1 b_0 \cdot J_0(j\beta_1 b_m)$;

$m_1 = \alpha_1 \operatorname{ch} \beta_1 b_0 \cdot 2[-J_1(j\beta_1 b_m)]$;

$n_1 = \alpha_1 \operatorname{sh} \beta_1 b_0 \cdot 2J_2(j\beta_1 b_m)$;

$$m_2 = \alpha_2 a b_m \cdot \operatorname{ch} \beta_2 b_0 \cdot J_0(j\beta_2 b_m) + 0,5 \alpha_2 a b_m \cdot \operatorname{sh} \beta_2 b_0 \cdot 2[-J_1(j\beta_2 b_m)]$$

$$; n_2 = 0,5 \alpha_2 a b_m \cdot \operatorname{sh} \beta_2 b_0 \cdot 2[-J_1(j\beta_2 b_m)];$$

Исследуем слагаемое h_0 в формуле (8), поскольку именно эта составляющая напряженности магнитного поля приводит к насыщению сердечника дросселя и, в конечном итоге, к отказу работы приемника РЦ.

При количественной оценке зависимостей напряженности поля от индукций в формуле (6) и (8) использовались параметры: $\alpha_1 = 2,1 \frac{A}{m}$, $\beta_1 = 4,5 \frac{1}{Tл}$, $\alpha_2 = 0,26 \frac{A}{m}$, $\beta_2 = 0,77 \frac{1}{Tл}$, $\gamma = 0,92 \frac{1}{Tл}$, $A = 5,92$ (сталь марки 2412), сечение сердечника дросселя ДТ.1.150 $29,2 \cdot 10^{-4} m^2$, средняя длина магнитной силовой линии $\ell = 0,58$ м, число витков $W_0 = 16$. Максимальные значения индукции b_m для различных длин РЦ рассчитаны по формуле $b_m = \frac{U_{д \max}}{4,44 f W S}$, где

$U_{д}$ - напряжение на основной обмотке дросселя, принималось по справочным данным и регулировочным таблицам фазочувствительных РЦ 25 Гц [6]. Оказалось, что для РЦ длиной 0,25...0,5 км $U_{д \max} = 1,45 \dots 2,5$ В, $b_m = 0,28 \dots 0,42$ Тл; предельная напряженность поля $h_{опр}$ лежит в диапазоне 240...280 А/м, ток намагничивания $I_0 = h_{опр} \cdot 0,036 = 8,5 \dots 9,5$ А, а ток асимметрии 17...19 А.

Стендовые испытания схемы РЦ, показали, что предельный ток намагничивания дросселей, при котором приемник переходит в нулевое состояние, достигает 8,4...9,25 А.

На рис.2 показана кривая намагничивания ОКН, аппроксимированная выражением (6), и частная петля гистерезиса при индукции постоянного поля (смещения) $b_0 = 1,1$ Тл; так же представлена кривая реверсивной магнитной проницаемости $\mu_r(h_0)$, рассчитанная по формуле

$\mu_r \leq \operatorname{tg} \alpha = \frac{\Delta b_0}{\Delta h_0} \cdot \frac{m_h}{m_b}$, где Δb_0 , Δh_0 - приращение индукции и напряженности поля в

i -ой точке кривой $b_0(h_0)$; m_b , m_h - масштабы по осям координат.

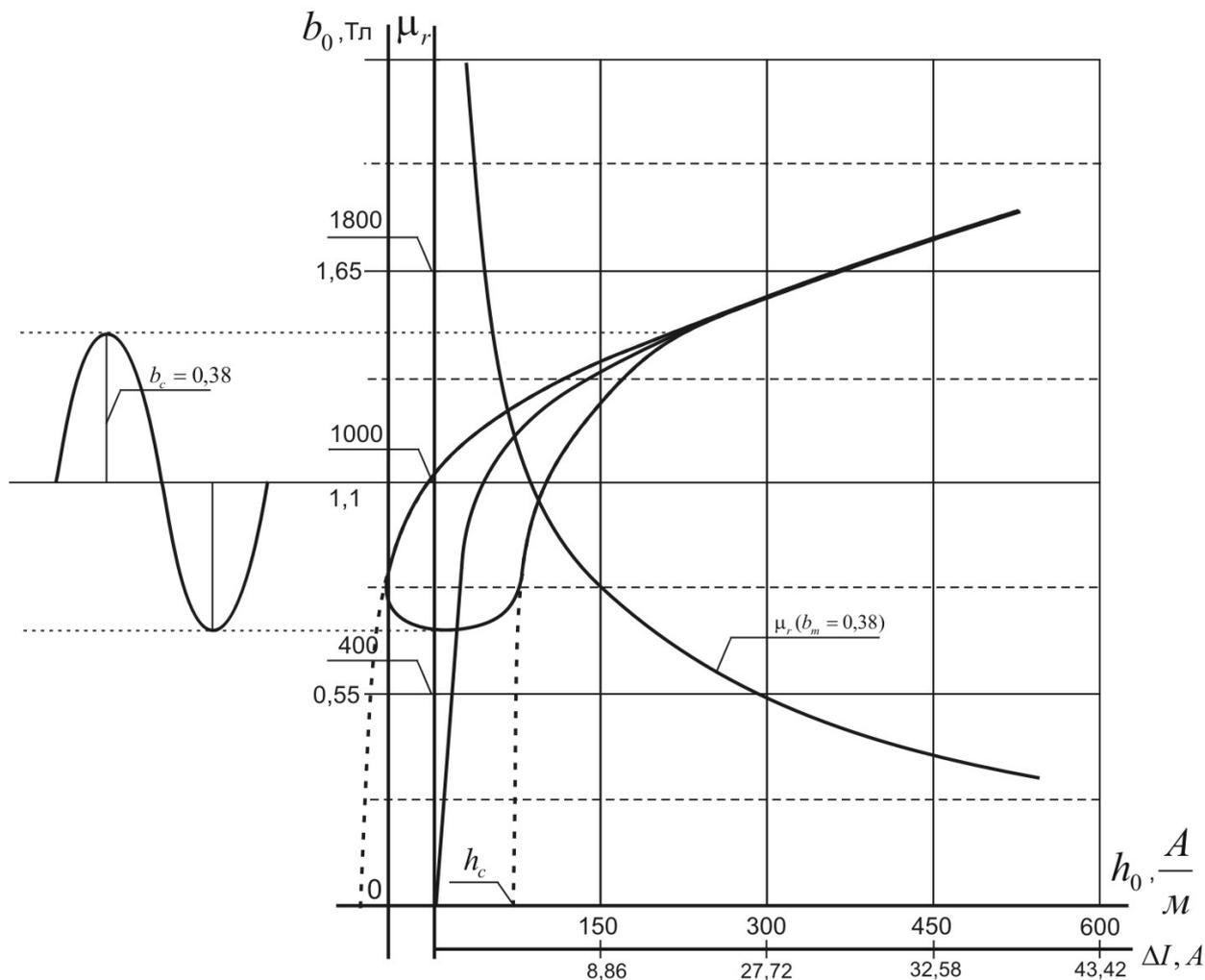


Рис.2. Зависимости напряженности поля от индукции при частоте 25 Гц

Коэрцитивная сила h_c ПГ определена с учетом того, что безгистерезисная составляющая (6) равна нулю, тогда $h_c = \alpha_2 \omega b \cdot ch \beta_2 b_m = 62,2$ А/м, и максимальная индукция петли соответствует $b_m = b_0 + b_c = 1,4$ Тл. По заданному значению μ_r легко определяются индуктивность L_0 и сопротивление Z_0 основной обмотки, а по ОКН – ток намагничивания.

Аргумент сопротивления Z_0 можно определить по величине мощности потерь на вихревые токи и гистерезис [5]:

$$P_{B.T.} = V f_c \int_0^{2\pi} H dB, \quad (9)$$

где V - объем сердечника. Сдвиг фаз между первыми гармониками ЭДС и током обмотки определяется при напряженности $u = U_m \sin \Omega t$, если индукция и напряженность заданы функциями:

$$B(t) = \sum_{n=1}^{\infty} B_m \sin(n\Omega t - \gamma_n),$$

$$i(t) = \sum_{n=1}^{\infty} I_m \sin(n\Omega t + \psi_n). \quad (10)$$

Из (10) и уравнения намагничивающей цепи обмотки дросселя ДТ.1 сопротивлением r :

$$ri + W_0 S \frac{dB}{dt} = u \quad (11)$$

для первой гармоники получаем ЭДС и фа-

зу: $E_1 = \Omega W_0 \Phi$; $\psi_1 = \gamma_1 + \frac{\pi}{2}$. Подстановкой

напряженности $H_0 = \frac{iW}{l}$ и объема сердечника $V = S \cdot l$ в (9) находим, что

$$P_{B.T.} = \Omega W_0 S [I_1 B_1 \sin(\gamma_1 - \psi_1)]. \quad (12)$$

Если индукция

$$b_1 = b_0 + b_{1m} \sin(\Omega t - \gamma_1) =$$

$1,1 + 0,38 \cdot \sqrt{2} \sin(157t - \gamma_1)$, ток $i_{\Omega} = 2,6$ А принят по ОКН для $b_0 = 1,1$ Тл, $b_{1m} = 0,521$

Тл, $r = 0,003$ Ом, тогда из (11) находим, что $E_{1m} = 2,174$ В; потеря напряжения на сопротивлении цепи $7,8 \cdot 10^{-3}$ В, напряжение $u = 2,7178$ В, а полная мощность $S = 2,7178 \cdot 2,6 = 7,066$ ВА, и следует, что

$$P_{B.T.} = 7,0563 \text{ Вт.}$$

Аргумент сопротивления Z_0 составляет $\varphi = \arcsin \frac{P_{B.T.}}{S} = 86^{\circ} 57'$. Аргумент сопротивления Z_0 можно найти другим способом. Магнитный поток (11), проходящий через листовые полосы сердечника,

$$\dot{\Phi} = \frac{2\mu b h_0}{(1+j)\beta d} th\beta(1+j) \frac{d}{2}, \quad (13)$$

где $h_0 = \frac{iW}{l}$, $\beta = \sqrt{\pi f \mu_0 \mu_r \gamma}$, γ - про-

водимость стали ($7 \cdot 10^3 \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{мм}}$), μ_r - магнитная проницаемость принималась 500, $d = 0,055$ м, $b = 0,18$ м - толщина и ширина пакета пластин сердечника [6].

Оказывается возможным, используя (13), вычислить приращение комплексного сопротивления обмотки сердечника ДТ.1 за счет токовихревого эффекта:

$$\sim 0,2 \leftarrow \Delta Z = \frac{j2\mu_r S_{II} \Omega W^2}{(1+j)\beta l d} th\beta(1+j) \frac{d}{2}, \quad (14)$$

где $S_{II} = a \cdot b$ - площадь сечения пакета, обтекаемая потоком; $a = 0,175$ м - высота пакета стали.

Для низких частот (менее 900 Гц) $L_0 = \frac{\mu_0 \mu_r S W^2}{l}$, где L_0 - индуктивность об-

мотки по постоянному току; $S = 29,2 \cdot 10^{-4}$ м² - площадь сечения магнитопровода, охватываемая обмотками; $l = 0,58$ м - средняя длина магнитной линии для потоков. Тогда (14) можно записать в виде $\Delta Z = L_0 \frac{j2\Omega}{(1+j)\beta d} th(1+j) \frac{d}{2}$ и разло-

жить, затем, на вещественную и мнимую части. В результате получим формулы для оценки индуктивности $L = L_0 \frac{1}{x} \cdot \frac{shx + \sin x}{shx + \cos x}$

и активного сопротивления обмотки $\Delta R = \omega L_0 \frac{1}{x} \cdot \frac{shx - \sin x}{shx + \cos x}$. Полная индуктив-

ность обмотки $L = L_0 + \Delta L$, а полное сопротивление $R = R_0 + \Delta R$, где $R_0 = \rho \frac{\ell_n}{S_n}$, ℓ_n ,

S_n - длина и сечение провода.

Остановимся на особенностях расчета рельсовой цепи с нелинейными ферромагнетиками.

Расчеты режимов работы РЦ производятся с использованием структурной схемы замещения (рис.3) дроссель-трансформатора представленной схемой Г-образного четырехполюсника и идеального трансформатора.

Отыскание коэффициентов четырехполюсников (обычно в А-форме), содержащих нелинейные ферромагнетики (ФМ) на всем диапазоне изменения в сердечниках индукции, превышающей область насыщения, - довольно трудная задача, поскольку классические методы ХХ и КЗ становятся не приемлемыми. Предложенная методика расчета РЦ упрощает решение названной проблемы.

Для расчетов необходимо располагать петлей гистерезиса (рис.2) ферромагнетика, снятой при максимальной индукции, и зависимостью магнитной проницаемости $\mu_r(h_0)$ от тока (напряженности) намагничивания. Далее с учетом (8) определяются напряженность h_0 , сопротивление Z_0 ветви намагничивания при заданной индукции и коэффициенты А-матрицы четырехполюсника расчетной схемы замещения ДТ.1.150 (рис.3):

$$A_T = n \left(1 + \frac{r_1}{z_0} \right), \quad B_T = nr_1, \quad C_T = \frac{1}{nz_0}, \quad D_T = \frac{1}{n} \quad (15)$$

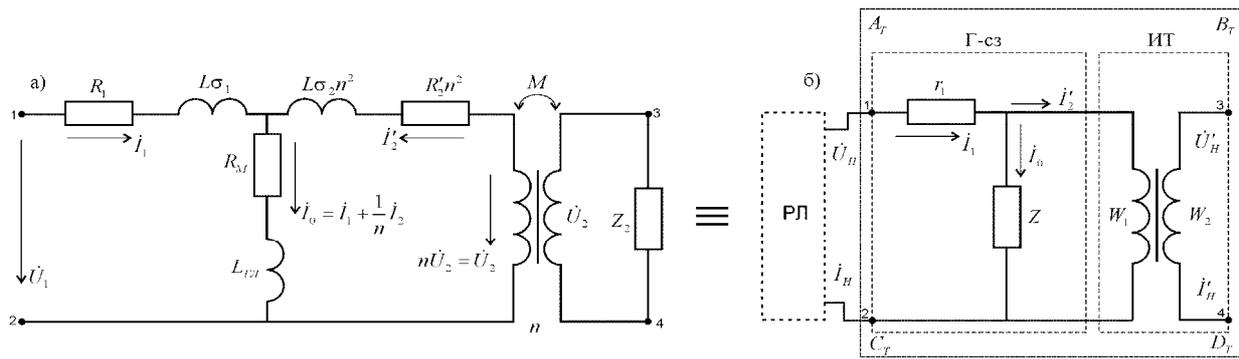


Рис.3. Схема замещения трансформатора:
а) реального; б) расчетная

Из расчетной схемы замещения дросселя исключены индуктивности рассеяния обмоток и приведенное сопротивление дополнительной обмотки, мало влияющие на точность расчетов.

Результаты расчетов двухниточной фазочувствительной РЦ частотой 25 Гц с использованием коэффициентов (15) при намагничивании дросселей по концам рельсовой цепи показали хорошее совпадение с данными, полученными обычным методом.

На рис. 4 представлены зависимости напряжения на входе приемника от модуля сопротивления Z_0 . Видно, что предельная величина сопротивления при насыщении обоих дросселей достигнет 0,44 Ом, что в 1,6 раза меньше номинального значения. Переход приемника в нулевое состояние возможен при насыщении одного дросселя до сопротивления $Z_0 = 0,2$ Ом (рис.4).

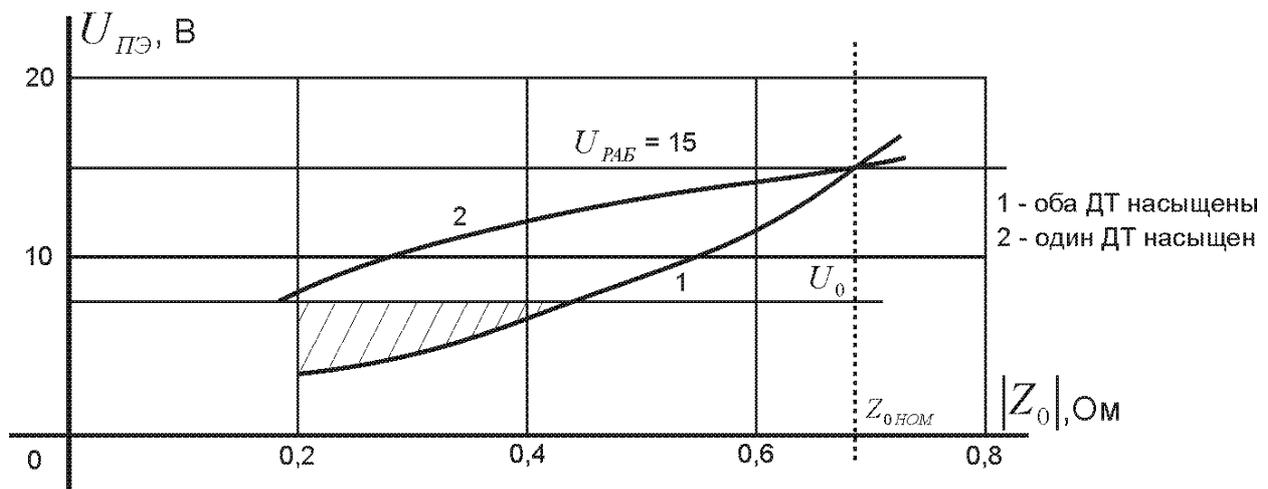


Рис.4. Зависимости напряжения на приемнике от модуля сопротивления Z_0

Выводы

Для решения проблемы обеспечения помехоустойчивости рельсовых цепей в условиях мощных помех тягового тока нами предложены несколько путей.

Первый из них классический – приме-

нение на станциях дросселей-трансформаторов с воздушным зазором типа ДТ.06.500С, применяемых на станциях стыкования [1,2].

Второй путь решения проблемы – с помощью защитных коммутирующих блоков [9], исключающих путь растекания тягового постоянного тока с рельсовой сети станции

стыкования в сторону полигона электротяги переменного тока, что, кроме насыщения ДТ исключит электрокоррозию опор и металлических элементов на расстоянии до 30 км от источника помехи. Устройство испытано в лаборатории ДИИТа «Рейкові кола» и в полевых условиях на станции стыкования Пятихатки- Приднепровской ж.д. и показало положительный результат.

И, наконец, третий – установка симметрирующих резистивных блоков [3] в коротких рельсовых цепях при электротяге переменного тока. Величины сопротивлений резисторов блоков рассчитаны так, что существенно превосходят сумму всех сопротивлений в схеме моста (рис.1) рельсовой линии. Резисторы блоков R_3 (рис.1) включаются последовательно с дроссельными перемычками на одном из концов рельсовой линии, что значительно дешевле, чем в случае замены дросселей.

В заключении отметим следующее: установлено, что причиной отказов РЦ является насыщение магнитопровода ферромагнетиков в условиях асимметрии рельсовой линии, при этом асимметрия по постоянному току, намагничивающему ФМ, в 4...5 раз превышает асимметрию по переменному току.

С помощью нового метода расчета РЦ с применением математической модели перемагничивания ферромагнетиков получена количественная оценка предельно допустимых токов асимметрии и входных сопротивлений по концам цепи, вызывающих отказ устройств СЦБ.

Сформулированы технические меры по повышению помехоустойчивости и защите рельсовых цепей в условиях действия мощных помех тягового тока.

Библиографический список

1. Вахнин, М. И. Устройства СЦБ при электрической тяге переменного тока [Текст] / М. И. Вахнин, Н. Ф. Пенкин, М. А. Покровский // Транжелдор.изд. – № 126. – 1956. – 217с.
 2. Брылеев, А. М. Устройства и работа рельсовых цепей [Текст] / А. М. Брылеев, А. В. Шишляков, Ю. А. Кравцов. – М.: Транспорт, 1966. – 264 с.
 3. Разгонов, А. П. Рейкове коло для систем залізничної автоматики [Текст] / UA.70491.7B61L 27/16. Патент України. 15.10.2004. БЮЛ. №10.2004 р.
 4. Болдов, Б. А. Аппроксимация симметричных петель гистерезиса ферромагнитных материалов [Текст] / Б. А. Болдов. – ТР. МЭИ, 1975. – № 232. – С.55-60.
 5. Купфмюллер, К. Основы теоретической электротехники [Текст] / К. Купфмюллер. – М.:ГЭИ, 1960. – 217с.
 6. Рельсовые цепи магистральных железных дорог [Текст]: справочник / под ред. В. С. Аркатова. – М.: Мисия-М, 2006. – 496с.
 7. Разгонов, А. П. О влиянии электрической дуги на токоъемники электровоза при гололёде на рельсовые цепи [Текст] / А. П. Разгонов // Інформаційно-керуючі системи на залізничному транспорті. – 1998. – №6. – С.36-39.
 8. Разгонов, А. П. О надежности работы токопроводящих стыков с тарельчатыми пружинами и с соединителями [Текст] / А. П. Разгонов, М. А. Кавригин // Автоматика, телемеханика и связь. – 1994. – №8. – С.32-34.
 9. Разгонов, А. П. Пристрій захисту рейкових кіл ділянок тяги змінного струму від впливу зворотного постійного тягового струму [Текст] / UA.33376.G01R 31/02. Патент України. 25.06.2008. БЮЛ.№12.2008 р.
- Ключевые слова:** рельсовая цепь, дроссель-трансформатор, четырехполюсник, ферромагнетик, гистерезис, спектр, вихревые токи, магнитная вязкость, кривая намагничивания, моделирование.
- Ключові слова:** рейкове коло, дросель-трансформатор, чотириполюсник, ферромагнетик, гістерезис, спектр, вихрові струми, магнітна в'язкість, крива намагнічення, моделювання.
- Keywords:** claotype chain, throttle-transformer, quadripole, hysteresis, spectrum, vortical currents, magnetic viscosity, curve of magnetizing, simulation.

Поступила в редколлегию 16.06.2011.

Принята к печати 18.06.2011.