

Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей *

Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.

Наружные обмотки трансформаторов относительно небольшой мощности, спроектированные в соответствии с требованиями нормальной длительной работы, обладают «естественным» запасом прочности по отношению к растягивающим радиальным усилиям. Расчет обмоток таких трансформаторов (мощностью до 60 МВ·А и ниже) на механическую прочность носит в основном повелительный характер и обычно проводится по упрощенным формулам [1], которые позволяют быстро определить максимальное значение напряжения растяжения, действующего во внутреннем проводе.

Это напряжение не должно превышать условного предела текучести меди (алюминия) [1], принимаемого в качестве допустимого напряжения. Если оно больше, соответствующая этому напряжению относительная деформация (она легко находится по механической характеристике материала) не превышает 1,5%, а абсолютное остаточное удлинение радиуса — 1–2 мм (в зависимости от класса напряжения), то прочность рассматриваемой обмотки достаточна. Во всех остальных случаях требуется детальный расчет, который может быть проведен по более точным формулам [2].

При увеличении мощности трансформатора в единице и стремлении наиболее рационально использовать активные материалы, механические нагрузки на обмотки возрастают:

$$\sigma_{\text{ср}} \equiv B\delta R_{\text{ср}} (K_{\text{уд}} K)^2 \approx S^{1/2},$$

где $\sigma_{\text{ср}}$ — среднее по радиальной ширине обмотки напряжение растяжения; B — индукция продольного поля рассеяния; δ — плотность тока в об-

мотке; $R_{\text{ср}}$ — средний радиус обмотки; $K_{\text{уд}}$ и K — ударный коэффициент и кратность тока короткого замыкания; S — мощность трансформатора. (Приближенная формула следует из так называемого «закона роста» М. Видмара для ряда геометрически подобных трансформаторов.)

Поэтому при создании мощных высоковольтных трансформаторов электродинамическая устойчивость является одним из основных определяющих и лимитирующих факторов, который должен учитываться на всех этапах проектирования, начиная с выбора характеристик трансформатора и кончая выбором размеров провода.

Проанализируем возможные последствия действия радиальных усилий растяжения в наружных обмотках трансформаторов.

Как показывает опыт расчетов и эксплуатации, опасность разрыва проводов наружных обмоток практически отсутствует, так как, во-первых, расчетные механические напряжения обычно имеют порядок условного предела текучести $\sigma_{0,2}$, который в несколько раз меньше предела прочности проводникового материала, и, во-вторых, к моменту разрушения остаточное удлинение (деформация) материала достигает нескольких десятков процентов, что приводит к существенному увеличению напряжения короткого замыкания и соответствующему уменьшению аварийного тока.

Следовательно, расчет напряжений обычно нужен не для оценки собственно механической прочности проводов, а для определения влияния деформаций обмотки на состояние витковой изоляции (при полной или остаточной деформации 1,5–2% возникают разрывы бумажной изоляции,

* В работе принимала участие Иванова Н.С.

приводящие к витковым замыканиям [1]), электрическую прочность изоляционных промежутков [1, 3] и т.д. Так, в мощных высоковольтных трансформаторах ввиду большого диаметра обмоток даже небольшие значения относительных деформаций дают значительные абсолютные деформации (удлинения), которые существенно увеличивают ближайший к обмотке осевой масляный канал и тем самым заметно снижают электрическую прочность главной изоляции [4]. Кроме того, увеличение внешнего диаметра наружных обмоток соседних фаз (стержней) сокращает межфазные промежутки, что вызывает снижение их электрической прочности и может привести к механическим разрушениям изоляционных конструкций. Например, при диаметре обмотки 2000 мм остаточной деформации 0,5% ($\sigma_{0,5} \approx 1000 \text{ кг/см}^2$) соответствует перемещение 5 мм на радиус, что обычно недопустимо.

Выбор допускаемых значений абсолютных деформаций (удлинений) зависит от класса напряжения, типа и конструкции изоляционных промежутков.

Приведенные соображения не позволяют ограничиться приближенными формулами [1–3, 5] и требуют более точного расчета механических напряжений и деформаций. Очевидно, что более достоверные данные могут быть получены только путем отказа от ряда ранее принятых допущений [1–3] и учета возможно большего числа факторов, характеризующих особенности обмотки как механической системы, т.е. приближения расчетной

схемы к реальной конструкции обмотки. Такое уточнение неизбежно ведет к усложнению исходных соотношений, увеличению трудоемкости и времени расчетов и не может быть практически реализовано без применения вычислительной техники.

В настоящей статье рассматривается уточненный статический расчет механических напряжений и деформаций наружных обмоток трансформаторов на ЦВМ и выводятся упрощенные формулы для оценки деформаций крайних (внутреннего и наружного) слоев обмотки (катушки).

Разработанная программа позволяет рассчитывать катушечные обмотки трансформаторов и реакторов из обычного, подразделенного и транспонированного проводов; слоевые обмотки; обмотки из фольги; обмотки криогенных и сверхпроводящих трансформаторов и реакторов; обмотки специальных электромагнитных и других электротехнических устройств.

Основные уравнения. При выводе основных уравнений примем расчетную схему [1, 3], справедливость которой была подтверждена результатами динамических испытаний обмоток на специальном электромагнитном устройстве [1, 2, 6], и следующую систему допущений:

1. Катушка рассматривается как механическая система, состоящая из n концентрических колец (проводов, витков) разного радиального размера b_k , чередующихся со слоями изоляции разной толщины (рис. 1). В частном случае все провода и слои изоляции могут иметь одинаковые ради-

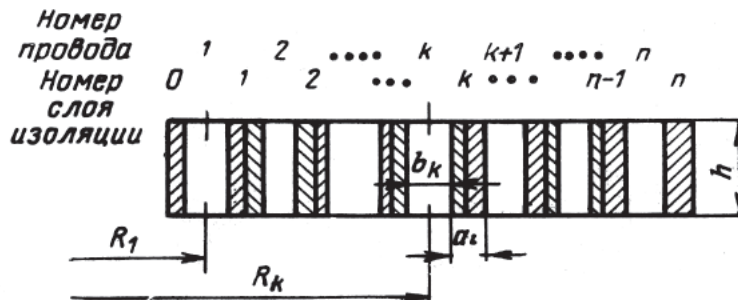


Рис. 1. Радиальное строение катушки

альные размеры, т.е. $b_k = \text{const}$ и $a_k = \text{const}$, вне зависимости от порядкового номера k .

2. Влияние осевых электромагнитных усилий на деформацию катушки под действием радиальных усилий не учитывается [7].

3. Действующая на единицу длины кольца в радиальном направлении электромагнитная сила для каждого кольца есть величина постоянная (неизменная по периметру) [7].

4. Распределение напряжений растяжения (сжатия) равномерно по сечению кольца (провода). Это допущение эквивалентно утверждению о том, что толщина кольца (провода) намного меньше его радиуса (относительная толщина кольца мала).

5. Радиальный размер кольца в процессе нагружения остается постоянным, т.е. изменением радиального размера кольца по сравнению с деформацией изоляции можно пренебречь.

6. Напряжения сжатия в слоях изоляции постоянны по толщине каждого слоя.

7. Зазоры между соседними кольцами (проводами) и слоями изоляции в исходном состоянии (до нагружения) отсутствуют.

8. Все провода (кольца) и все слои изоляции имеют одинаковые механические характеристики соответственно.

9. Все провода (кольца) в катушке имеют один и тот же осевой размер h .

Отличия перечисленных допущений от принятых в [1]:

учитывается нелинейный характер механических характеристик проводникового и изоляционного материалов;

рассматривается произвольный закон изменения внешней электромагнитной нагрузки по радиальной ширине обмотки (катушки);

учитывается различие диаметров соседних проводов (слоев);

рассматривается обмотка с произвольным законом изменения радиальных размеров провода b_k и слоев изоляции a_k по ширине обмотки.

Как было показано в [1], для расчета напряжений и деформаций всех элементов катушки необходимо решить систему уравнений (список обозначений — см. Приложение):

$$\sigma_k = \frac{R_k (q_k + p_{k-1} - p_k)}{F}, \quad (1)$$

$$\varepsilon_k R_k = \varepsilon_{k+1} R_{k+1} + \delta_k a_k, \quad (2)$$

с граничными условиями

$$p_{k=0} = 0, \quad (3)$$

$$p_{k=n} = 0. \quad (4)$$

Расчет на ЦВМ. Для удобства расчетов преобразуем уравнения (1) и (2) к виду

$$\bar{p}_k = \bar{q}_k + \bar{p}_{k-1} - \sigma_k t_k, \quad (1a)$$

$$\varepsilon_{k+1} = \beta_{k+1} (\varepsilon_k R_k - \delta_k a_k). \quad (2a)$$

Граничные условия (3) и (4) соответственно примут вид

$$\bar{p}_{k=0} = 0; \quad (3a)$$

$$\bar{p}_{k=n} = 0, \quad (4a)$$

где

$$\bar{p}_k = \frac{p_k}{h}; \quad \bar{p}_{k-1} = \frac{p_{k-1}}{h}; \quad \bar{q}_k = \frac{q_k}{h};$$

$$t_k = \frac{b_k}{R_k}; \quad \beta_k = \frac{1}{R_k};$$

$$R_k = R_{k-1} + 0,5(b_{k-1} + b_k) + a_{k-1}$$

(R_1 — задан).

Цель решения системы (1a)–(2a) — найти значения напряжений и деформаций всех элементов катушки, а также максимальные абсолютные полную и остаточную деформации.

Для этого необходимы следующие исходные данные: число проводов катушки в радиальном направлении n ; таблицы значений a_k и b_k ($k = 1, 2, 3, \dots, n$); осевой размер провода без изоляции h ; средний радиус внутреннего ($k = 1$) провода R_1 (рис. 1); приведенная внешняя нагрузка \bar{q}_k ; механические характеристики $\varepsilon(\sigma)$ и $\delta(\bar{p})$ материалов провода и изоляции.

Рассмотрим более подробно вопрос о выборе механической характеристики $\varepsilon(\sigma)$. Многочисленными измерениями установлено, что даже в

пределах одной партии провода имеют различные механические свойства, причем разброс в деформациях, соответствующих одному и тому же значению напряжения растяжения, может достигать 30%, главным образом в пластической области (из-за различной термической обработки и наличия наклепа, различного для проводов разных сечений). Одна из причин подобного положения заключается в том, что в отличие от других параметров, например удельного электрического сопротивления, механические свойства проводниковых материалов не нормируются. Все это заставляет при расчетах на прочность ориентироваться на усредненную кривую $\epsilon(\sigma)$, полученную в результате испытаний на растяжение нескольких десятков образцов [6].

Большое значение имеет и нагрев обмотки во время короткого замыкания, ибо характер кривой $\epsilon(\sigma)$ в значительной степени зависит от температуры. Наиболее сильно изменяется часть кривой, соответствующая зоне пластических деформаций.

Если перед коротким замыканием трансформатор работал с номинальной нагрузкой, то средняя температура его обмотки не превышает 105°C . Так как ударный ток короткого замыкания появляется через полпериода после начала аварии, то при действии наибольшей электромагнитной силы температура обмотки не сможет сколько-нибудь значительно превысить это значение. К концу КЗ внешняя нагрузка уменьшится более чем в три раза и нагрев обмотки даже до максимально допустимой температуры $200\text{--}250^{\circ}\text{C}$ (реально — до $140 \div 150^{\circ}\text{C}$) не будет представлять серьезной опасности. Поэтому при проектировании мощных, особенно блочных, трансформаторов, у которых нет режимов АПВ, следует ориентироваться на механическую характеристику $\epsilon(\sigma)$ при температуре 105°C . В автотрансформаторах связи в результате АПВ температура к моменту повторного включения на короткое замыкание может превысить 105°C . Поэтому максимальную температуру необхо-

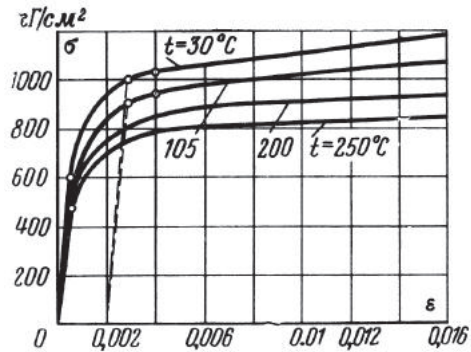


Рис. 2. Механические характеристики медного провода при различных температурах

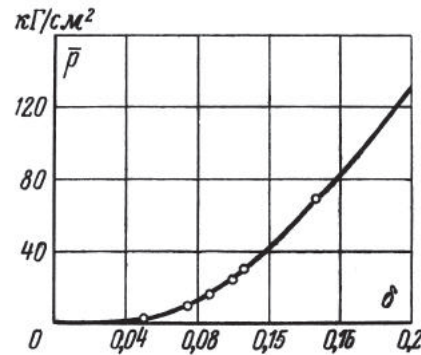


Рис. 3. Механическая характеристика сжатия бумажной изоляции

димо установить в технических условиях и учитывать ее при электродинамическом расчете.

На рис. 2 даны характеристики $\epsilon(\sigma)$ для меди при $30, 105, 200$ и 250°C . Промежуточные характеристики можно получить интерполированием. Для уточнения расчетов необходимо провести дополнительные исследования характеристик $\epsilon(\sigma)$ для проводниковых материалов при повышенных температурах и больших деформациях.

На рис. 3 дана характеристика сжатия бумажной витковой (и дополнительной) изоляции при комнатной температуре. Она получена по методике, описанной в [8]. В расчете принято, что эта кривая не зависит от температуры. Характеристики бумажной изоляции в зависимости от технологии изготовления и обработки обмоток и температуры также нуждаются в уточнении.

Алгоритм решения. Решение системы (1а)–(2а) осуществляется методом последовательных приближений по следующей схеме. Задавшись каким-либо значением деформации первого ($k=1$) провода $\varepsilon_1^{(1)*}$, и определив по кривой $\varepsilon(\sigma)$ соответствующее ему напряжение $\sigma_1^{(1)}$ из уравнения (1а) с учетом граничного условия (3а), находим $\bar{p}_1^{(1)}$ и с помощью зависимости $\delta(\bar{p})$ — величину $\delta_1^{(1)}$. Затем, используя уравнение (2а), получаем $\varepsilon_2^{(1)}$, а следовательно, и $\sigma_2^{(1)}$, $\varepsilon_3^{(1)}$, $\sigma_3^{(1)}$ и т.д. Так, шаг за шагом вычисляются все $\sigma_k^{(1)}$ и $\bar{p}_k^{(1)}$ до $k=n$ включительно; так как $\varepsilon_1^{(1)}$ выбрано произвольно, значение $\bar{p}_n^{(1)}$ граничному условию (4а) в общем случае удовлетворять не будет. В зависимости от величины и знака $\bar{p}_n^{(1)}$ определяется значение ε_1 для второго приближения $\varepsilon_1^{(2)} = \varepsilon_1^{(1)} \pm \Delta\varepsilon_1$, где $\Delta\varepsilon_1$ — заданный шаг изменения ε_1 . Рассчитав второе приближение, получаем величину $\bar{p}_n^{(2)}$. Если знаки $\bar{p}_n^{(1)}$ и $\bar{p}_n^{(2)}$ одинаковы, то переход к следующему приближению осуществляется с шагом $\Delta\varepsilon_1$, если разные — с шагом $0,5\Delta\varepsilon_1$, и так при каждом изменении знака $\bar{p}_n^{(m)}$ по сравнению со знаком $\bar{p}_n^{(m-1)}$. Расчет заканчивается при получении такого значения $\bar{p}_n^{(i)}$, при котором

$$0 \geq \bar{p}_n^{(i)} \geq \Delta p_n, \quad (5)$$

где Δp_n — число, характеризующее точность расчета.

Для последнего приближения накладываются:

$$v_k^{(i)} = \varepsilon_k^{(i)} R_k \quad (6)$$

и абсолютные остаточные удлинения крайних проводов (необходимо брать все первые или все вторые индексы):

$$v_{1,n}^{\text{ост}} \approx R_{1,n} \left[\varepsilon_{1,n}^{(i)} - \frac{\sigma_{1,n}^{(i)}}{E} \right], \quad (7)$$

где E — модуль упругости проводникового материала.

Формула (7) является приближенной, так как не учитывает взаимного влияния проводов после короткого замыкания и вызываемого им перераспределения остаточных удлинений. При этом остаточные напряжения во всех проводах равны нулю, а остаточная деформация любого провода в соответствии с законом разгрузки [9] может быть определена графически (см. рис. 2), для чего из соответствующей точки механической характеристики следует провести прямую, параллельную начальному участку кривой $\varepsilon(\sigma)$. Формула (7) есть аналитическое выражение описанного построения. Чем больше величина $v_{1,n}^{\text{ост}}$, тем меньше разница

между точным и приближенным значениями (рис. 2), причем приближенный расчет всегда имеет запас для наиболее нагруженного провода. При небольших $v_{1,n}^{\text{ост}}$ обеспечиваемая формулой (7) точность порядка 10–20% в большинстве случаев вполне удовлетворительна, так как отклонения от точного значения лежат в пределах производственных допусков на изоляционные промежутки и другие линейные размеры.

В случае необходимости точное значение остаточной деформации можно определить по формуле [9]:

$$v_{1,n}^{\text{ост}} = v_{1,n}^{(i)} - v'_{1,n}, \quad (8)$$

где $v'_{1,n}$ — абсолютное удлинение соответствующего провода (слоя), полученное в предположении линейности характеристики $\varepsilon(\sigma)$ на всем своем протяжении.

Для этого следует провести повторный вспомогательный расчет на ЦВМ по программе при тех же исходных данных, что и основной расчет,

* Верхний индекс в круглых скобках означает номер приближения.

за исключением вида характеристики $\epsilon(\sigma)$.

Деформация $\epsilon_1^{(1)}$ и шаг $\Delta\epsilon_1$, вообще говоря, могут быть заданы произвольно. Однако в целях сокращения затрат машинного времени $\epsilon_1^{(1)}$ целесообразно выбрать возможно ближе к его действительному значению ϵ_1 . При этом можно ориентироваться на значение и знак среднего напряжения $\sigma_{ср}$, рассчитываемого по общепринятым формулам [1, 7]. Зная $\sigma_{ср}$, по кривой $\epsilon(\sigma)$ определяем соответствующую деформацию, которую и принимаем в качестве первого приближения $\epsilon_1^{(1)}$.

Более точно определить $\epsilon_1^{(1)}$ можно по приближенным формулам следующего раздела, учитывающим неравномерный характер распределения механических напряжений по ширине катушки (обмотки).

Результаты расчета выдаются в виде таблиц значений механических напряжений $\sigma_k^{(i)}$, относительных $\epsilon_k^{(i)}$ и абсолютных $\nu_k^{(i)}$ деформаций, напряжений сжатия $\bar{p}_k^{(i)}$ слоев изоляции ($k = 1, 2, \dots, n$), наряду с этим приводятся значение абсолютной остаточной деформации одного из крайних проводов и основные исходные данные, включая характеристики $\epsilon(\sigma)$ и $\delta(\bar{p})$, параметры электромагнитной нагрузки и т.д. (см. пример расчета).

Приближенный расчет. Если принять, что зависимость $\delta(\bar{p})$ линейна, механическая характеристика проводникового материала может быть аппроксимирована двумя прямолинейными отрезками (рис. 4), толщина провода $b_k = b = \text{const}$, а размер $a_k = a$ постоянен в пределах всей катушки (обычный провод — рис. 1) или ее части (подразделенный и транспонированный провод — рис. 5, а и б), то система (1)–(2) приводится к следующему конечно-разностному уравнению:

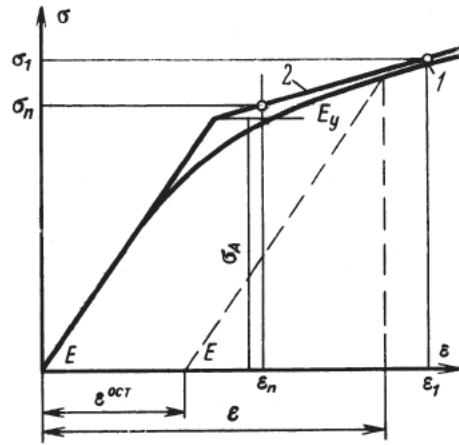


Рис. 4. Схематизация механической характеристики проводникового материала для приближенных расчетов: 1 — действительная кривая; 2 — схематизированная

$$\begin{aligned}
 p_{k-1} - p_k \left[1 + \left(1 + \frac{t_0}{1+kt_0} \right)^2 + \frac{N}{\xi(1+kt_0)^2} \right] + \\
 + p_{k+1} \left(1 + \frac{t_0}{1+kt_0} \right)^2 + \\
 + q \left[1 - \frac{(n-k-0,5)(2+2kt_0+t_0)}{(1+kt_0)^2} \right] + \\
 + \frac{\sigma_A Ft_0 (\xi - 1)}{R_0(1+kt_0)\xi} = 0, \quad (9)
 \end{aligned}$$

где $N = \frac{abE}{E_{из}R_0^2}$; $t_0 = \frac{a+b}{R_0}$; F — сечение

провода; $E_{из}$ — модуль упругости изоляции; $\xi = \frac{E}{E_y}$ (рис. 2) — отношение

модуля упругости к модулю упрочнения; $R_0 = R_1 - (a+b)$; q — параметр нагрузки [1]; σ_A — предел пропорциональности проводникового материала (рис. 4).

Для разрешения уравнения (9) в замкнутом виде необходимо дополнительно положить в нем $t_0 \approx 0$ [1], что позволяет перейти к разностному уравнению с постоянными коэффициентами:

$$p_{k-1} + p_{k+1} - p_k \left(2 + \frac{N}{\xi} \right) + q = 0, \quad (10)$$

решение которого имеет вид [1]:

$$p_k = A \operatorname{ch} k\bar{\theta} + B \operatorname{sh} k\bar{\theta} + \frac{q\xi}{N}, \quad (11)$$

где

$$\operatorname{ch} \bar{\theta} = 1 + \frac{N}{2\xi} \quad (12)$$

(в упругой области $\xi = 1$).

Произвольные постоянные A и B зависят от граничных условий на внутреннем и наружном периметре катушки или группы проводов (рис. 5) и для каждого типа провода определяются соответствующими формулами [3, 10].

Практически во всех крупных трансформаторах среднее напряжение растяжения $\sigma_{\text{ср}}$ наружных обмоток при коротком замыкании значительно больше предела пропорциональности проводникового материала σ_A . Поэтому вполне допустимо предположить, что все провода катушки работают в зоне пластичности (рис. 2). В этом случае для оценки на-

пряжения и деформации наиболее нагруженного внутреннего ($k = 1$) провода могут быть получены весьма простые соотношения:

1. Обычный провод [2]

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 \frac{\operatorname{th} 0,5n\bar{\theta}}{\operatorname{th} 0,5\bar{\theta}} \right], \quad (13)$$

где $\bar{\theta}$ определяется по (12).

2. Подразделенный провод [10]

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 \frac{\operatorname{th} 0,5n_0\bar{\theta} \operatorname{th} \frac{n\bar{\theta}_{\text{II}}}{2n_0}}{\operatorname{th} 0,5\bar{\theta} \operatorname{th} 0,5\bar{\theta}_{\text{II}}} \right], \quad (14)$$

где

$$\operatorname{ch} \bar{\theta}_{\text{II}} = 1 + 0,5\bar{N}_{\text{II}}; \quad (15)$$

$$\bar{N}_{\text{II}} = 4 \operatorname{sh}^2 0,5n_0\bar{\theta} \times \left[(\alpha - 1) \frac{\operatorname{th} 0,5\bar{\theta}}{\operatorname{th} 0,5n_0\bar{\theta}} + 1 \right]; \quad (16)$$

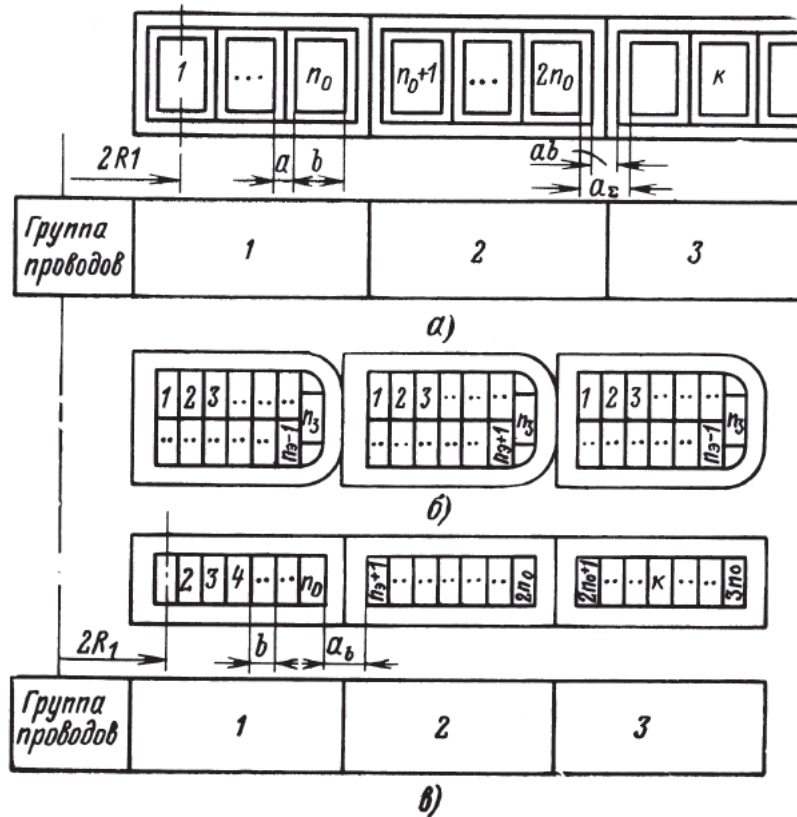


Рис. 5. Радиальное строение обмоток из подразделенного (а) и транспонированного (б) провода и расчетная схема обмотки из транспонированного провода (в)

$\alpha = \frac{a_{\Sigma}}{a}$; n_0 — число проводов в группе (рис. 5,а); n — общее число проводов катушки в радиальном направлении; или

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 \frac{\text{th } 0,5 n \bar{\theta}_{\text{ср}}}{\text{th } 0,5 \bar{\theta}_{\text{ср}}} \right], \quad (17)$$

где

$$\text{ch } \bar{\theta}_{\text{ср}} = 1 + \frac{N_{\text{ср}}}{2\xi}; \quad N_{\text{ср}} = \frac{a_{\text{ср}} b E}{E_{\text{из}} R_0^2}; \quad (18)$$

$$a_{\text{ср}} = \frac{a}{n-1} \left[\frac{n}{n_0} (n_0 - 1) + \alpha \left(\frac{n}{n_0} - 1 \right) \right]. \quad (19)$$

3. Транспонированный провод [10]

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 n_0 \frac{\text{th } \frac{n \bar{\theta}'_{\text{п}}}{2 n_0}}{\text{th } 0,5 \bar{\theta}'_{\text{п}}} \right], \quad (20)$$

где

$$\text{ch } \bar{\theta}'_{\text{п}} = 1 + 0,5 \bar{N}'_{\text{п}}; \quad \bar{N}'_{\text{п}} = \frac{n_0}{\xi} \frac{a_b b E}{E_{\text{из}} R_0^2}; \quad (21)$$

a_b — толщина витковой изоляции на две стороны (рис. 5,в); $n_0 = \frac{n_{\Sigma} + 1}{2}$; n_{Σ} —

число элементарных проводов в одном транспонированном.

Расчеты по формулам (13) и (17) можно заменить использованием формул и графиков K_{σ} из [1]. Во всех случаях соответствующая деформация σ_1 рассчитывается по формуле

$$\varepsilon_1 = \frac{\xi (\sigma_1 - \sigma_A) + \sigma_A}{E}. \quad (22)$$

Пример расчета. Один из вариантов наружной обмотки крупного высоковольтного трансформатора имел следующие данные. Подразделенный провод; $n_0 = 3$; $n = 39$; $b_k = b = 0,21$ см; $a_1 = a_2 = a_4 = a_5 = \dots = a_{37} = a_{38} = 0,045$ см; $a_3 = a_6 = \dots = a_{39} = 0,248$ см; $h = 1,35$ см; $R_1 = 124,2$ см; $F = 0,279$ см²; $\sigma_{\text{ср}} = 1145$ кг/см²; $\bar{q} = 0,093$ кг/см²; $\eta = 1$ (см. список обозначений), $t = 105^{\circ}\text{C}$.

Расчет по приближенным формулам (14)–(16) или (17)–(19) показывает, что напряжение σ_1 мало отличается от $\sigma_{\text{ср}}$. Это вызвано тем, что напряжения во всех других проводах катушки также соответствуют пластической зоне механической характеристики и мало отличаются друг от друга. Поэтому в исходных данных для расчета принято, что $\varepsilon_1^{(1)} = 0,016$ (соответствует напряжению 1090 кг/см²) и

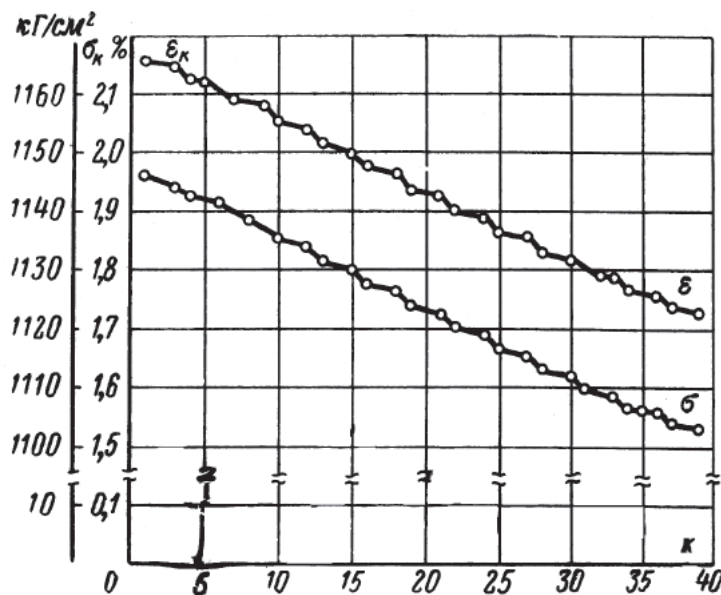


Рис. 6. Кривые изменения напряжений и деформаций растяжения по проводам

$\Delta \epsilon_1 = 0,004$ (так как фактически напряжение во внутреннем проводе должно быть больше 1090 кГ/см^2).

Из представленных на рис. 6 результатов расчета на ЦВМ «Минск-22» следует, что абсолютная остаточная деформация внутреннего провода составляет около 25 мм на радиус, на эту же величину, следовательно, возрастет ширина ближайшего к наружной обмотке масляного канала, что приведет к существенному снижению электрической прочности главной изоляции [4]. При этом межфазные промежутки уменьшатся на 50 мм, а канал «наружная обмотка — бак» — на 25 мм. Одновременно возникнут разрывы бумажной изоляции (полная деформация всех проводов 1,7–2,2%), которые могут привести к замыканию соседних параллелей и витков.

Таким образом, рассматриваемая обмотка имеет недостаточную механическую прочность. В окончательном варианте за счет перекладки обмотки, изменения числа проводов в катушке с 39 до 54 и дополнительного вложения меди (порядка 5%) механическое напряжение в первом проводе удалось снизить до 945 кГ/см^2 и остаточную деформацию после второго расчета на ЦВМ — до 3,2 мм (приближенное значение после первого расчета — 3,89 мм).

Выводы. 1. Показано, что в мощных высоковольтных трансформаторах расчет механических напряжений нужен для определения влияния деформации на состояние витковой изоляции, электрическую прочность главной изоляции, межфазных промежутков и промежутка «наружная обмотка — бак», а также на изменение параметров трансформатора.

2. Обоснована необходимость точного расчета деформаций проводов с учетом геометрических размеров, механических свойств элементов обмотки и неравномерного распределения напряжений по ширине обмотки.

3. Разработана программа статического расчета на ЦВМ «Минск-22» механических напряжений (деформаций) растяжения и сжатия в обмотках трансформаторов, возникающих при действии радиальных усилий корот-

кого замыкания или другого аварийного режима.

Наиболее важные отличия и преимущества предлагаемого метода расчета — учет нелинейности механических характеристик проводникового и изоляционного материалов.

4. Программа может быть использована для расчета любых по положению в окне магнитопровода обмоток — если под действием радиальных электромагнитных усилий в них возникают только напряжения растяжения и сжатия — из обычного, подразделенного и транспонированного провода, а также обмоток из фольги и слоевых.

Приложение. Принятые обозначения.

k — порядковый номер провода или слоя изоляции ($k = 1, 2, 3, \dots, n$ — рис. 1);

n — число проводов катушки в радиальном направлении;

σ_k — напряжение в проводе k ;

ϵ_k — относительная деформация провода k ;

ν_k — абсолютная деформация (удлинение) провода k ;

R_k — средний радиус провода k ;

b_k — радиальный размер провода k ;

h — осевой размер провода, не зависящий от k ;

p_k — распределенная нагрузка, действующая на слой изоляции k ;

\bar{p}_k — напряжение сжатия слоя изоляции k ;

δ_k — относительная деформация слоя изоляции k ;

a_k — толщина слоя изоляции k ;

q — параметр внешней нагрузки;

\bar{q}_k — приведенная внешняя нагрузка, действующая на провод k ;

$t_k = \frac{b_k}{R_k}$ — относительная толщина

провода k ;

$\beta_k = \frac{1}{R_k}$ — кривизна провода k ;

$\Delta \epsilon_1$ — шаг изменения при переходе к следующему приближению;

$\epsilon_k^{(m)}$ — значение деформации провода k при m приближении;

m — номер приближения (текущий);

i — номер последнего приближения (окончательного расчета);

R_0 — расчетный радиус обмотки (катушки);

F — сечение элементарного провода;

$\sigma_{\text{ср}}$ — среднее напряжение растяжения, соответствующее ударному току короткого замыкания;

$\nu_k^{\text{ост}}$ — абсолютная остаточная деформация провода k .

Литература

1. Мильман Л.И., Лурье А.И. Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1965. № 8.
2. Мильман Л.И. Расчет напряжений растяжения в наружных обмотках трансформаторов с учетом нелинейности механической характеристики проводникового материала. Электротехнич. пром. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1968. Вып. 309.
3. Mankin E.A., Levitskaya E.I., Lurie A.I., Mil'man L.I. Short-circuit strength of transformers: tests methods, calculation of short-circuit strength. CIGRE. 1968. Rep. 12–11.
4. Панов А.В., Морозова Т.И. Электрические характеристики и методика расчета главной изоляции мощных высоковольтных трансформаторов. Вопросы трансформаторостроения. Труды ВЭИ. 1969. Вып. 79.
5. Мильман Л.И. Расчет механических напряжений растяжения и сжатия в обмотках трансформаторов. Электротехнич. пром. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1968. Вып. 313.
6. Мильман Л.И., Лурье А.И. Проводниковые материалы при динамическом изгибе. Электротехника. 1966. № 9.
7. Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. М.: Энергия. 1968.
8. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические характеристики изоляционных материалов обмоток трансформаторов. Электротехника. 1964. № 4.
9. Бурлаков А.В. Основы теории пластичности и ползучести. Изд-во Харьковского ун-та. 1968.
10. Мильман Л.И. Расчет механических напряжений растяжения в наружных обмотках с подразделенными проводами. Электричество. 1971. № 1.

Расчет механических напряжений растяжения в обмотках трансформаторов с подразделенными проводами

Мильман Л.И.

Определение прочности наружных обмоток является одной из важных составных частей расчета силовых трансформаторов на электродинамическую стойкость при коротких замыканиях. Расчет механических напряжений и деформаций наружных обмоток, изготовленных из обычного провода, подробно рассмотрен в [1, 2]. Однако в мощных высоковольтных трансформаторах для снижения добавочных потерь, вызываемых осевым полем рассеяния, в настоящее время широко используются подразделенный и транспонированный провод. Оба вида провода представляют собой группу элементарных проводников, имеющих общую витковую изоляцию (рис. 1).

В конструктивном отношении обмотка из подразделенного провода характеризуется чередованием изоляционных слоев разной толщины. Поэтому для расчета таких обмоток нельзя воспользоваться формулами [1, 2], полученными для обмоток из обычного провода и имеющих одинаковые по толщине катушки. Пренебрежение толщиной общей витковой

изоляции при определении деформаций проводов в большинстве практически встречающихся случаев приводит к весьма большой ошибке, достигающей иногда 80–100%.

Необходимость возможно более точного расчета механических напряжений в наружных обмотках трансформаторов, в том числе и из подразделенного провода, обусловлена тем, что возникающие в результате действия радиальных усилий короткого замыкания остаточные деформации могут значительно увеличить ближайший к наружной обмотке осевой масляный канал и тем самым существенно снизить электрическую прочность главной изоляции трансформатора. Так, при диаметре обмотки 2000 мм остаточной деформации 0,5% соответствует увеличение радиуса на 5 мм, что обычно недопустимо.

С механической точки зрения обмотка с подразделенными проводами является одним из видов слоистых конструкций. В технической литературе расчету многослойных стержней, пластин и оболочек посвящен ряд работ [3, 4 и др.], однако основное вни-

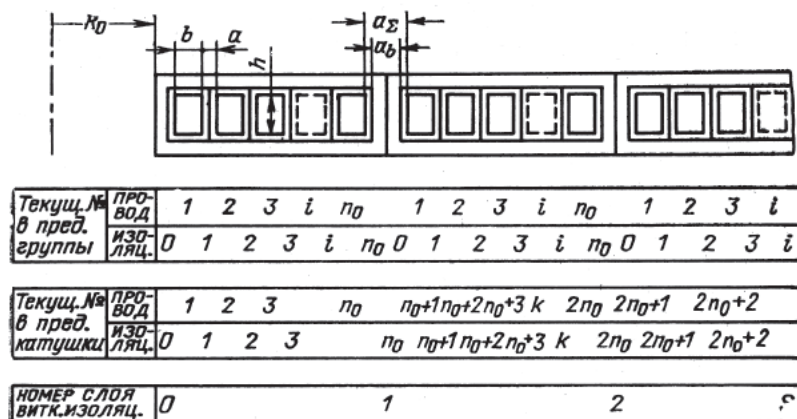


Рис. 1. Катушка обмотки с подразделенными проводами

мание в них уделено вопросам изгиба, колебаний и устойчивости в упругой области и не рассматривается вопрос, являющийся темой настоящей работы: статический расчет на прочность наружных обмоток трансформаторов из подразделенного провода с учетом нелинейности механической характеристики материала провода и чередования изоляционных слоев разной толщины. В работе получены также формулы для расчета многослойных обмоток из транспонированного провода. Таким образом, в совокупности с [1, 2] настоящая статья содержит все данные, необходимые для расчета на прочность наружных обмоток трансформаторов.

В основу решения задачи положена расчетная схема, подробно рассмотренная в [1, 2]. Так как среднее напряжение растяжения в наружных обмотках мощных трансформаторов обычно значительно больше предела пропорциональности проводникового материала, примем, что все провода катушки, а, следовательно, и каждой группы, работают в зоне пластичности. Следуя [2], реальную механическую характеристику проводникового материала (зависимость деформации от напряжения представим в виде двух прямолинейных отрезков I и II (рис. 2), описываемых соответственно, уравнениями:

зона упругости

$$\sigma = \epsilon E; \tag{1}$$

зона пластичности

$$\sigma = \sigma_A + (\epsilon - \epsilon_A) \frac{E}{\xi}, \tag{2}$$

где $\xi = \frac{E}{E_y}$ — отношение модуля упругости к модулю упрочения (рис. 2).

Выделим из обмотки произвольную группу S , состоящую из проводов $m, m+1, \dots, m+n_0-1$, где n_0 — число проводов в группе ($n_0 = \text{const}$ для всех групп). Действие соседних групп проводов заменим силами p_{s-1} и p_s (рис. 3).

Используя условия равновесия (i — порядковый номер провода или слоя изоляции в пределах группы)

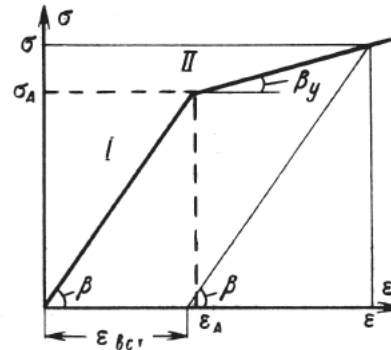


Рис. 2. Схематизированная диаграмма растяжения проводникового материала $\text{tg } \beta = E$; $\text{tg } \beta_y = E_y$

$$\sigma_i = \frac{R_i(q_i + p_{i-1} - p_i)}{F} \tag{3}$$

и совместности деформаций соседних проводов [1]

$$v_i = v_{i+1} + v_{p_i}, \tag{4}$$

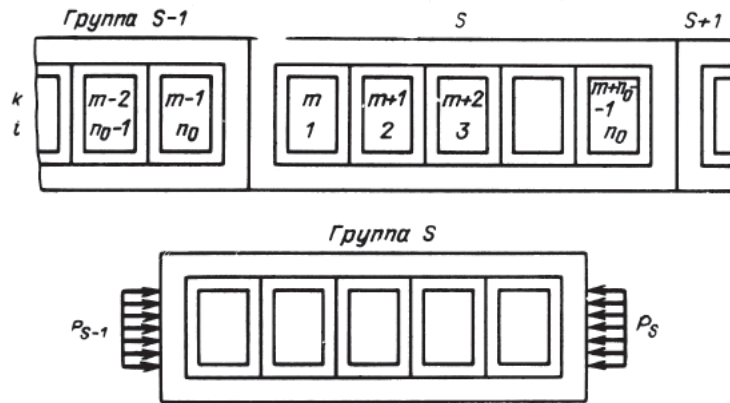
получим уравнение для определения давления p_i в слоях изоляции рассматриваемой группы:

$$p_{i-1} - p_i \left[1 + \left(1 + \frac{t_0}{1+it_0} \right)^2 + \frac{N}{\xi(1+it_0)^2} \right] + p_{i+1} \left(1 + \frac{t_0}{1+it_0} \right)^2 + q \left[1 - \frac{t_0(n-i-0,5)(2+2it_0+t_0)}{(1+it_0)^2} \right] + \frac{\sigma_A F t_0 (\xi - 1)}{R_0 \xi (1+it_0)^2} = 0, \tag{5}$$

где $t_0 = \frac{a+b}{R_0}$ (см. рис. 1); q — удельная

электромагнитная нагрузка [1]; σ_i — напряжение растяжения в проводе i ; q_i — электромагнитная сила, действующая на провод i ; R_i — средний радиус провода i ; F — сечение провода (от i не зависит); v_i — радиальное перемещение провода i ; v_{p_i} — абсолютная деформация сжатия слоя изоляции i .

Уравнение (5) не может быть решено аналитически. Поэтому для получения удобного в практических приложениях решения, положим в (5)

Рис. 3. К расчету напряжений и деформаций проводов группы S

$t_0 = 0$ [1], что приводит к упрощенному уравнению

$$p_{i-1} + p_{i+1} - p_i \left(2 + \frac{N}{\xi} \right) + q = 0. \quad (6)$$

Сделанное допущение идет в запас при расчете максимального напряжения растяжения, действующего во внутреннем слое (проводе) катушки, и дает возможность решить поставленную задачу в замкнутом виде, не приводя, при типичных для мощных силовых трансформаторов соотношениях размеров ($t_0 \approx 0,003 \div 0,005$), к заметным ошибкам. О допустимости пренебрежения t_0 в коэффициентах при p_i , p_{i+1} и q свидетельствуют результаты [5]. Что касается последнего слагаемого в левой части уравнения (5), то его влияние, как показывают результаты расчетов крупных трансформаторов, невелико. Так, для рассмотренного ниже примера (считая в сторону запаса $1 + it_0 \approx 1$):

$$\frac{\sigma_A F t_0 (\xi - 1)}{R_0 \xi} = \frac{770 \cdot 0,437 \cdot 0,00295 \cdot 11}{109,6 \cdot 12} = 0,00835 \text{ кг/см},$$

что составляет всего

$$\frac{0,00835 \cdot 100}{0,234} = 3,57\% \text{ от } q = 0,234 \text{ кг/см}.$$

Таким образом, упрощенное уравнение (6), несмотря на внутреннюю статическую неопределенность рассматриваемой механической сис-

темы, не содержит параметра σ_A . Объясняется это тем, что при условии $t_0 = 0$ все провода катушки будут иметь одинаковый средний радиус.

Решение (6) имеет вид [1]:

$$p_i = A \operatorname{ch} i\bar{\theta} + B \operatorname{sh} i\bar{\theta} + \frac{q\xi}{N}, \quad (7)$$

где [2]

$$\left. \begin{aligned} N &= \frac{abE}{E_{\text{из}} R_0^2} \text{ (рис. 1);} \\ \operatorname{ch} \bar{\theta} &= 1 + \frac{N}{2\xi}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Произвольные постоянные A и B находятся из граничных условий:

$$\left. \begin{aligned} \text{при } i=0 & \quad p_i = p_{S-1}; \\ \text{при } i=n_0 & \quad p_i = p_S. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} A &= p_{S-1} - \frac{q\xi}{N}; \\ B &= \frac{p_S}{\operatorname{sh} n_0\bar{\theta}} + \frac{q\xi}{N} - p_{S-1} \operatorname{cth} n_0\bar{\theta}. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Подставляя значения A и B из (10) в решение (7), получаем:

$$p_i = \frac{q\xi}{N} \left[1 - \frac{\operatorname{ch} \bar{\theta}(0,5n_0 - i)}{\operatorname{ch} 0,5n_0\bar{\theta}} \right] + p_{S-1} \frac{\operatorname{sh} \bar{\theta}(n_0 - i)}{\operatorname{sh} n_0\bar{\theta}} + p_S \frac{\operatorname{sh} i\bar{\theta}}{\operatorname{sh} n_0\bar{\theta}}. \quad (11)$$

При известном p_i нетрудно найти напряжение растяжения в любом проводе группы S [1, 2]

$$\sigma_i = \frac{R_0 q}{F} \times$$

$$\begin{aligned} & \times \left[n - k + 0,5 - \frac{\text{sh } \bar{\theta}(0,5n_0 - i + 0,5)}{2 \text{sh } 0,5\bar{\theta} \text{ch } 0,5n_0\bar{\theta}} \right] + \\ & + \frac{2R_0 \text{sh } 0,5\bar{\theta}}{F \text{sh } n_0\bar{\theta}} [p_{s-1} \text{ch } \bar{\theta}(n_0 - i + 0,5) - \\ & - p_s \text{ch } \bar{\theta}(i - 0,5)] \quad (i = 1, 2, \dots, n_0; \\ & k = m, m+1, \dots, m+n_0-1). \quad (12) \end{aligned}$$

Деформация провода i согласно (2)

$$\varepsilon_i = \frac{\xi(\sigma_i - \sigma_A) + \sigma_A}{E}. \quad (13)$$

При известных p_{s-1} и p_s поставленную задачу можно было бы считать решенной, так как в этом случае с помощью уравнений (12) и (13) легко найти напряжение и деформацию любого провода катушки.

Для определения усилий, передаваемых через общую витковую изоляцию, рассмотрим условие совместности деформаций двух соседних групп проводов, заключающееся в том, что под действием внешней нагрузки ни в одном месте катушки не может возникнуть зазор между двумя соседними группами. Последнее означает, что радиальное перемещение последнего провода $\Delta_{m-1}(i - n_0; k = m - 1)$ группы $S - 1$ равно сумме перемещений первого провода $\Delta_m(i = 1; k = m)$ последующей группы S и абсолютной деформации сжатия δ_{m-1} слоя изоляции толщиной a_Σ между рассматриваемыми группами, т.е.

$$\Delta_{m-1} = \Delta_m + \delta_{m-1}. \quad (14)$$

Так как

$$\Delta_{m-1} = \varepsilon_{m-1} R_0 = \frac{R_0}{E} [\xi(\sigma_{m-1} - \sigma_A) + \sigma_A];$$

$$\Delta_m = \varepsilon_m R_0 = \frac{R_0}{E} [\xi(\sigma_m - \sigma_A) + \sigma_A];$$

$$\delta_{m-1} = \frac{p_{s-1} \alpha a}{h E_{из}},$$

где $\alpha = \frac{a_\Sigma}{a}$, то (14) можно представить в виде

$$\sigma_{m-1} - \sigma_m - \frac{p_{s-1} \alpha a E}{R_0 h E_{из} \xi} = 0. \quad (14a)$$

Подставляя в последнее выражение значения σ_{m-1} и σ_m , найденные

по формуле (12), после ряда преобразований окончательно получим:

$$\begin{aligned} & p_{s-1} - (2 + \bar{N}_\Pi) p_s + p_{s+1} + \\ & + q \frac{\text{sh}^2 0,5n_0\bar{\theta}}{\text{sh}^2 0,5\bar{\theta}} = 0, \quad (14б) \end{aligned}$$

где параметр

$$\bar{N}_\Pi = 4 \text{sh}^2 0,5n_0\bar{\theta} \left[(\alpha - 1) \frac{\text{th } 0,5\bar{\theta}}{\text{th } 0,5n_0\bar{\theta}} \right] \quad (15)$$

характеризует степень влияния общей витковой изоляции на характер распределения напряжений деформаций по радиальной ширине катушки.

Уравнение (15) по своей структуре полностью совпадает с (7), поэтому его общее решение может быть записано в виде:

$$p_s = C \text{ch } S\bar{\theta}_\Pi + D \text{sh } S\bar{\theta}_\Pi + \frac{q}{\bar{N}_\Pi}, \quad (16)$$

где произвольные постоянные C и D определяются из граничных условий (рис. 1):

$$\begin{aligned} & \text{при } S = 0 \quad p_s = 0; \\ & \text{при } S = \frac{n}{n_0} \quad p_s = 0. \quad (17) \end{aligned}$$

После подстановки значений C и D в (16) получим:

$$p_s = \frac{q \text{sh}^2 0,5n_0\bar{\theta}}{\bar{N}_\Pi \text{sh}^2 0,5\bar{\theta}} \left[1 - \frac{\text{ch } \bar{\theta}_\Pi \left(\frac{n}{2n_0} - S \right)}{\text{ch } \frac{n\bar{\theta}_\Pi}{2n_0}} \right], \quad (18)$$

где по аналогии с (8)

$$\text{ch } \bar{\theta}_\Pi = 1 + 0,5\bar{N}_\Pi; \quad (19)$$

n — число проводов катушки в радиальном направлении.

При практических расчетах наибольший интерес составляет определение напряжений и деформаций крайних ($k = 1$ и $k = n$) проводов катушки (рис. 1). Для них с помощью выражений (12) и (18) могут быть получены формулы:

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 \frac{\text{th } 0,5n_0\bar{\theta} \text{th } \frac{n\bar{\theta}_\Pi}{2n_0}}{\text{th } 0,5\bar{\theta} \text{th } 0,5\bar{\theta}_\Pi} \right], \quad (20)$$

$$\sigma_n = \frac{R_0 q}{2F} \frac{\operatorname{th} 0,5 n_0 \bar{\theta} \operatorname{th} \frac{n \bar{\theta}_{\Pi}}{2 n_0}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta} \operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}_{\Pi}}. \quad (21)$$

Деформации ε_1 и ε_n рассчитываются по (13) с заменой σ_i на σ_1 и σ_n соответственно.

Приведенная на рис. 4 зависимость $\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_n} = f(\alpha)$ подтверждает необхо-

димость учета толщины общей витковой изоляции при расчете деформаций обмоток с подразделенными проводами (ε_1'' — деформация первого, наиболее нагруженного провода катушки, рассчитанная в предположении $a_B = 0$).

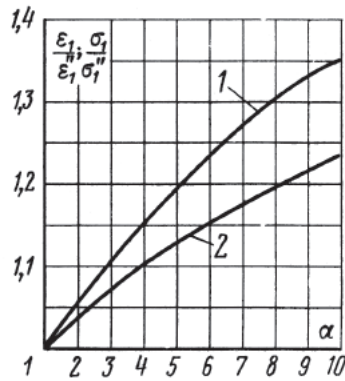


Рис. 4. Зависимость $\frac{\varepsilon_1''}{\varepsilon_1'} = f(\alpha)$ и $\frac{\sigma_1''}{\sigma_1'} = \varphi(\alpha)$ при $n = 48, n_0 = 2, N = 0,006, \xi = 10$. 1 — $\frac{\varepsilon_1''}{\varepsilon_1'}$; 2 — $\frac{\sigma_1''}{\sigma_1'}$

Если все провода катушки работают в зоне упругости, используются те же расчетные формулы, в которых принимается $\xi = 1$. Когда часть проводов катушки работает в зоне пластичности, для определения напряжений и деформаций используется метод расчета, предложенный в [2].

Если распределение напряжений (и деформаций) в пределах каждой группы можно считать равномерным (это справедливо для многослойных обмоток из транспонированного провода, у которых толщина a лаковой изоляции элементарных проводников мала, а ее модуль упругости велик и, следовательно, параметр N практически равен нулю), вместо (20) и (21) получим:

$$\sigma_1' = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 n_0 \frac{\operatorname{th} \frac{n \bar{\theta}'_{\Pi}}{2 n_0}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}'_{\Pi}} \right]; \quad (20a)$$

$$\sigma_n' = \frac{R_0 q}{2F} \frac{n_0 \operatorname{th} \frac{n \bar{\theta}'_{\Pi}}{2 n_0}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}'_{\Pi}}, \quad (21a)$$

где

$$\bar{N}'_{\Pi} = \frac{N n_0}{\xi}; \quad N' = \frac{a_B b E}{E_{\text{из}} R_0^2};$$

$$\operatorname{ch} \bar{\theta}'_{\Pi} = 1 + 0,5 \bar{N}'_{\Pi}. \quad (22)$$

Для определения σ_1, σ_n и соответствующих им деформаций ε_1 и ε_n можно также пользоваться упрощенными формулами (23)–(26):

$$\tilde{\sigma}_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - \frac{0,5 \operatorname{th} 0,5 n \bar{\theta}_{\text{ср}}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}_{\text{ср}}} \right]; \quad (23)$$

$$\tilde{\varepsilon}_1 = \frac{\xi (\tilde{\sigma}_1 - \sigma_A) + \sigma_A}{E}; \quad (24)$$

$$\tilde{\sigma}_n = \frac{R_0 q}{2F} \frac{\operatorname{th} 0,5 n \bar{\theta}_{\text{ср}}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}_{\text{ср}}}; \quad (25)$$

$$\tilde{\varepsilon}_n = \frac{\xi (\tilde{\sigma}_n - \sigma_A) + \sigma_A}{E}, \quad (26)$$

в которых

$$\operatorname{ch} \tilde{\theta}_{\text{ср}} = 1 + \frac{N_{\text{ср}}}{2\xi}; \quad N_{\text{ср}} = \frac{a_{\text{ср}} b E}{E_{\text{из}} R_0^2}, \quad (27)$$

$$a_{\text{ср}} = \frac{a}{n-1} \left[\frac{n}{n_0} (n_0 - 1) + \alpha \left(\frac{n}{n_0} - 1 \right) \right]. \quad (28)$$

Сама возможность применения упрощенных формул может быть обоснована только путем их сопоставления с точными соотношениями. При отсутствии последних справедливость (23)–(26) оставалась бы под сомнением.

Расчет по $N_{\text{ср}}$ пригоден только для определения $\tilde{\sigma}_1$ и $\tilde{\sigma}_n$ и не дает представления о величине усилий, действующих внутри катушки. Поэтому, например, для определения давлений сжатия в бумажной изоляции транспонированного провода не-

обходимо пользоваться точным методом.

Опыт расчета обмоток с подразделенными проводами показывает, что выражения (24)–(26) обладают достаточной точностью (порядка нескольких процентов) во всем диапазоне изменения параметров обмоток силовых трансформаторов, что подтверждается приводимым ниже примером.

Пример расчета обмотки с подразделенными проводами.

Исходные, данные:

$n = 32$; $n_0 = 2$; $F = 0,437$ см²; $b = 0,283$ см; $R_0 = 109,6$ см; $a = 0,04$ см; $a_B = 0,256$ см; $a_\Sigma = 0,296$ см; $\alpha = 7,4$.

Материал провода: медь с $E = 1,2 \cdot 10^6$ кг/см², $\sigma_A = 770$ кг/см² и $\xi = 12$. Модуль упругости бумажной изоляции $E_{из} = 150$ кг/см², $q = 0,234$ кг/см.

Расчет при $a_B = 0$

$$\sigma_1' = \frac{R_0 q}{F} \left[n - \frac{0,5 \operatorname{th} 0,5 n \bar{\theta}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}} \right] = \frac{109,6 \cdot 0,234}{0,437} \times$$

$$\times \left[32 - \frac{0,5 \operatorname{th} 0,5 \cdot 32 \cdot 0,0252}{\operatorname{th} 0,5 \cdot 0,0252} \right] = 985 \text{ кг/см}^2;$$

$$N = \frac{abE}{E_{из} R_0^2} = \frac{0,04 \cdot 0,283 \cdot 1,2 \cdot 10^6}{150 \cdot 109,6^2} = 0,00756;$$

$$\operatorname{ch} \bar{\theta} = 1 + \frac{N}{2\xi} = 1 + \frac{0,00756}{2 \cdot 12} = 1,000316;$$

$$\bar{\theta} = 0,0252;$$

$$\varepsilon_1'' = \frac{\sigma_1' \xi - \sigma_A (\xi - 1)}{E} 100 =$$

$$= \frac{985 \cdot 12 - 770(12 - 1)}{1,2 \cdot 10^6} 100 = 0,279\%.$$

Остаточная деформация (после воздействия радиальных усилий)

$$\varepsilon_{1ост}'' = \varepsilon_1'' - \frac{\sigma_1' 100}{E} = 0,279 -$$

$$- \frac{985 \cdot 100}{1,2 \cdot 10^6} = 0,197\%.$$

$$\Delta_{1ост}'' = \frac{1096 \cdot 0,197}{100} =$$

$$= 2,16 \text{ мм (на радиус).}$$

Расчет при $a_B \neq 0$ [точный, по формуле (20)]

$$\bar{N}_\Pi = 4 \operatorname{sh}^2 0,5 n_0 \bar{\theta} \left[(\alpha - 1) \frac{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}}{\operatorname{th} 0,5 n_0 \bar{\theta}} + 1 \right] =$$

$$= 4 \operatorname{sh}^2 0,0252 \times$$

$$\times \left[(7,4 - 1) \frac{\operatorname{th} 0,5 \cdot 0,0252}{\operatorname{th} 0,5 \cdot 2 \cdot 0,0252} + 1 \right] = 0,01065,$$

$$\operatorname{ch} \bar{\theta}_\Pi = 1 + 0,5 \bar{N}_\Pi = 1 + 0,5 \cdot 0,01065 =$$

$$= 1,00533, \quad \bar{\theta}_\Pi = 0,103,$$

$$\sigma_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - 0,5 \frac{\operatorname{th} 0,5 n_0 \bar{\theta} \operatorname{th} \frac{n \bar{\theta}_\Pi}{2 n_0}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta} \operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}_\Pi} \right] =$$

$$= \frac{109,6 \cdot 0,234}{0,437} \times$$

$$\times \left[32 - 0,5 \frac{\operatorname{th} 0,5 \cdot 2 \cdot 0,0252 \operatorname{th} \frac{32 \cdot 0,103}{2 \cdot 2}}{\operatorname{th} 0,0126 \operatorname{th} 0,0515} \right] =$$

$$= 1105 \text{ кг/см}^2,$$

$$\varepsilon_1 = \frac{1105 \cdot 12 - 770 \cdot 11}{1,2 \cdot 10^6} 100 = 0,399\%,$$

$$\varepsilon_{1ост} = 0,399 - \frac{1105 \cdot 100}{1,2 \cdot 10^6} = 0,307\%,$$

$$\Delta_{1ост} = \frac{1096 \cdot 0,307}{100} = 3,36 \text{ мм.}$$

Таким образом, пренебрежение величиной a_B дает в значении $\Delta_{1ост}$ ошибку более 50%.

Расчет при $a_B \neq 0$ [приближенный, по формуле (23)]

$$a_{cp} = \frac{0,4}{31} (16 \cdot 1 + 7,4 \cdot 15) = 1,64 \text{ мм,}$$

$$N_{cp} = 0,00756 \frac{0,164}{0,04} = 0,0314,$$

$$\operatorname{ch} \bar{\theta}_{cp} = 1 + 0,5 \frac{N_{cp}}{\xi} = 1,00131;$$

$$\bar{\theta}_{cp} = 0,0511,$$

$$\tilde{\sigma}_1 = \frac{R_0 q}{F} \left[n - \frac{0,5 \operatorname{th} 0,5 n \bar{\theta}_{cp}}{\operatorname{th} 0,5 \bar{\theta}_{cp}} \right] = \frac{109,6 \cdot 0,234}{0,437} \times$$

$$\times \left[32 - \frac{0,5 \operatorname{th} 0,5 \cdot 32 \cdot 0,0511}{\operatorname{th} 0,5 \cdot 0,0511} \right] = 1100 \text{ кг/см}^2,$$

$$\bar{\epsilon}_1 = 0,394\%; \quad \bar{\epsilon}_{\text{ост}} = 0,302\%;$$

$$\tilde{\Delta}_{\text{ост}} = 3,3 \text{ мм},$$

т.е. точность приближенного расчета вполне достаточна.

Выводы. 1. Разработана методика расчета механических напряжений и деформаций в обмотках трансформаторов с подразделенным проводом, находящихся под действием растягивающих радиальных усилий короткого замыкания.

2. Показано, что для оценки динамической стойкости обмоток и влияния механических деформаций на электрическую прочность главной изоляции при расчете необходимо учитывать наличие общей витковой изоляции.

3. Предложен простой и удобный способ приближенной оценки деформаций крайних проводов катушки, обладающий достаточной для практических целей точностью.

4. Полученные результаты могут быть применены для расчета на прочность многослойных обмоток из транспонированного провода.

Литература

1. Мильман Л.И., Лурье А.И. Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. *Электричество*. 1965. № 8.

2. Мильман Л.И. Расчет напряжений растяжения в наружных обмотках трансформаторов с учетом механической характеристики проводникового материала. *Электротехнич. пром. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1968. № 313.

3. Болотин В.В. Прочность, устойчивость и колебания многослойных пластин, В сб. *Расчеты на прочность*. М.: Машиностроение. 1965. Вып. 11.

4. Болотин В.В. и др. Колебания круговых трансформаторных обмоток. *Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт*. 1965. № 4.

5. Мильман Л.И. Расчет механических напряжений растяжения и сжатия с учетом изменения радиуса обмотки. *Электротехнич. пром. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1967. № 281.

Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания

Мильман Л.И., Лурье А.И.

Под действием сжимающих радиальных усилий возможны два вида разрушения внутренней обмотки — потеря прочности или потеря устойчивости [1, 2]. Анализ аварий и результатов динамических испытаний показывает, что в действительности имеют место оба вида разрушения.

В настоящей работе рассматривается расчет обмоток на прочность.

При исследовании механических процессов подавляющее большинство авторов исходит из упрощенных расчетных схем, не соответствующих реальной структуре обмоток и условиям их работы при коротком замыкании.

Сейчас уже общепризнано, что участок обмотки между соседними рейками, изгибаемый радиальными силами, нельзя рассматривать как прямолинейный стержень с зашпеленными концами, так как это допущение приводит к грубым ошибкам [1]. Более правильным является представление обмотки как монолитного кольца [1–3], опирающегося на некоторое число упругих опор. Однако при такой постановке задачи не учитываются влияние витковой изоляции и неравномерность распределения внешних электромагнитных усилий в радиальном направлении. Пренебрежение упомянутыми факторами в ряде случаев приводит к неправильным выводам [3].

Первая попытка учесть влияние многослойности обмотки была сделана в [4]. Авторы рассмотрели все возможные варианты работы сечения обмотки, которое представлялось в виде нескольких независимо деформирующихся частей — групп проводов — с жесткостью, равной суммарной жесткости всех проводов группы. Хотя такой метод и не дает возможности проводить непосредственные практи-

ческие расчеты, он позволяет установить удельный вес нормальных и касательных напряжений, совместно действующих в проводах обмотки.

Существенным шагом в теоретическом исследовании механических процессов при коротком замыкании явились работы сотрудников кафедры сопротивления материалов МЭИ по расчету многослойных конструкций и применению полученных результатов к обмоткам трансформаторов [5–8]. Отличительная черта предложенной в этих работах расчетной схемы — учет тангенциальных связей между соседними проводами, возникающих при пропитке обмоток лаком. Однако практика эксплуатации показывает, что вследствие старения лака и изоляции связи между проводами с течением времени сильно ослабевают [6]. Кроме того, тангенциальные связи могут оказаться нарушенными уже при первых коротких замыканиях. Наконец, сейчас наблюдается тенденция к отмене пропитки обмоток трансформаторов всех мощностей, так как лак снижает электрическую прочность изоляции.

Следует также иметь в виду, что вследствие равномерного распределения радиальных электромагнитных усилий по периметру обмотки влияние связей сдвига будет относительно мало. Видимо поэтому не случайно в [8] указано, что при инженерных расчетах целесообразно полагать изгибающую жесткость катушки равной суммарной жесткости составляющих ее проводов и лишь в отдельных случаях для уточнения значений изгибающих напряжений использовать формулы теории многослойных колец.

В настоящей работе* в основу исследований положена расчетная схема [9], учитывающая дискретную

структуру обмотки, радиальные деформации витковой изоляции и неравномерное распределение электромагнитной нагрузки по ширине обмотки. При расчете напряжений принимаются следующие допущения:

1. Основное допущение, действующее в запас прочности, заключается в пренебрежении тангенциальными связями сдвига и силами трения между соседними проводами. В пользу него говорят приведенные выше соображения. Кроме того, это допущение было косвенно подтверждено экспериментальным путем. По данным сравнительных испытаний на динамическую устойчивость пропитанных и не пропитанных обмоток лак не приводит к существенному росту прочности. Это обстоятельство, по-видимому, объясняется тем, что разрушение связей сдвига ввиду недостаточной прочности лака происходит уже при относительно небольших внешних усилиях.

2. Обмотка рассматривается как механическая система, состоящая из концентрических колец (рис. 1).

3. Для каждого кольца (провода) считается справедливой гипотеза плоских сечений.

4. Деформация сжатия металла провода в радиальном направлении не учитывается.

5. Влияние реек, расположенных по наружному периметру обмотки, не учитывается.

6. Реальные рейки конечных размеров заменены «точечными» опорами, имеющими одинаковую упругость.

Принятая расчетная схема дает возможность учесть распределение нормальных и изгибающих напряжений по проводам обмотки и выявить влияние всех основных факторов: числа реек и их упругости, числа проводов (слоев) в радиальном направлении и межслоевой изоляции.

Уравнение изгиба обмотки. Поведение произвольного провода (кольца) k при действии статической радиальной нагрузки (рис. 1) описывается

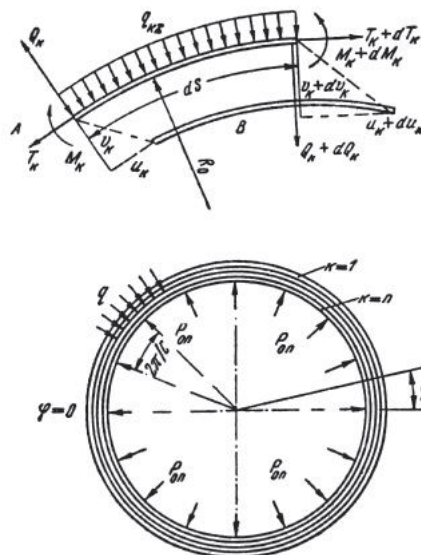


Рис. 1. Дифференциальный элемент провода k и расчетная схема внутренней обмотки: A — до деформации; B — после деформации

системой дифференциальных уравнений [10] (список обозначений дан в конце статьи):

$$\left. \begin{aligned} \frac{dT_k}{d\varphi} - Q_k = 0, \quad \frac{dQ_k}{d\varphi} + T_k + R_k q_{k\Sigma} = 0, \\ \frac{dM_k}{d\varphi} = R_k Q_k, \quad T_k = \frac{EF}{R_k} \left(\frac{du_k}{d\varphi} - v_k \right), \\ M_k = -\frac{EJ}{R_k^2} \left(\frac{d^2 v_k}{d\varphi^2} + \frac{du_k}{d\varphi} \right). \end{aligned} \right\} (1)$$

Система (1) может быть приведена к одному уравнению

$$\begin{aligned} -\frac{EJF}{R_k(FR_k^2 + J)} \left(\frac{d^5 v_k}{d\varphi^5} + 2 \frac{d^3 v_k}{d\varphi^3} + \frac{dv_k}{d\varphi} \right) + \\ + R_k \left(\frac{dp_{k-1}}{d\varphi} - \frac{dp_k}{d\varphi} \right) = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Учитывая условие неразрывности обмотки при деформации [9]

$$v_k = v_{k+1} + \frac{ap_k}{hE_{из}}, \quad (3)$$

* Работа проведена под руководством д.т.н. Э.А. Манькина.

получаем из (2) дифференциально-разностное уравнение изгиба внутренней обмотки

$$\beta \left(\frac{d^5 p_k}{d\varphi^5} + 2 \frac{d^3 p_k}{d\varphi^3} + \frac{dp_k}{d\varphi} \right) = \frac{d}{d\varphi} (p_{k-1} + p_{k+1} - 2p_k), \quad (4)$$

где

$$\beta = \frac{EJ\alpha}{hE_{из}R_0^4(1+J/FR_0^2)}.$$

При выводе (4) было сделано дополнительное допущение о том, что все провода обмотки имеют одинаковый радиус R_0 .

Решение уравнения. Пусть обмотка опирается на c упругих сосредоточенных опор (реек), равномерно расположенных по ее внутреннему периметру (рис. 1).

В силу принятой симметрии на каждую рейку действует одинаковая линейная нагрузка $P_{оп}$. Нагрузка по внутреннему контуру обмотки может быть представлена рядом:

$$P_0(\varphi) = \frac{P_{оп}c}{2\pi} \left[1 + 2 \sum_1^{\infty} \cos c m \varphi \right]. \quad (5)$$

С учетом (5) решение уравнения (4) ищем в виде

$$p_k = P_0(k) + \sum_1^{\infty} P_m(k) \cos c m \varphi. \quad (6)$$

Подставляя (6) в исходное уравнение, находим:

$$P_m(k-1) + P_m(k+1) - P_m(k) \times \\ \times [2 + \beta(c^2 m^2 - 1)^2] = 0, \quad (7)$$

откуда, принимая во внимание граничные условия

$$k=0, \quad p=0, \quad k=n, \quad p=P_0(\varphi), \quad (8)$$

имеем

$$P_m(k) = \frac{2P_{n0}}{sh n Q_m} \frac{sh k Q_m}{sh n Q_m}, \quad (9)$$

где введены обозначения

$$P_{n0} = \frac{P_{оп}c}{2\pi}, \quad ch Q_m = 1 + 0,5\beta(c^2 m^2 - 1)^2.$$

Анализ уравнений (1) и выражения (6) показывает, что должны быть справедливы следующие соотношения:

$$T_k = T_0(k) + \sum_1^{\infty} T_m(k) \cos c m \varphi;$$

$$M_k = \sum_1^{\infty} M_m(k) \cos c m \varphi;$$

$$Q_k = \sum_1^{\infty} Q_m(k) \sin c m \varphi;$$

$$v_k = v_0(k) + \sum_1^{\infty} v_m(k) \cos c m \varphi;$$

$$u_k = \sum_1^{\infty} u_m(k) \sin c m \varphi. \quad (10)$$

Подставляя (10) в (1) и (3), получаем две системы уравнений для определения постоянных составляющих и амплитуд пространственных гармоник.

Из условия равенства абсолютных деформаций опоры и внутреннего провода ($k=n$) в месте их соприкосновения

$$\frac{\Delta_{эКВ}}{E_{из}h} p(k=n, \varphi=0) = v(k=n, \varphi=0) \quad (11)$$

можно определить значение P_{n0} , входящее в выражение всех внутренних силовых факторов и перемещений (определение $\Delta_{эКВ}$ см. в Приложении 1). В [4] было показано, что при расчете на прочность касательными напряжениями в проводах от силы Q_k можно пренебречь, так как эти напряжения возникают на тех площадках поперечного сечения, где нормальные напряжения равны нулю. В силу сказанного напряжение в проводе k равно

$$\sigma_k = \frac{T_k}{F} + \frac{12M_k y}{Fb^2}, \quad (12)$$

где y — координата, отсчитываемая от середины каждого провода ($-0,5b \leq y \leq 0,5b$) в плоскости действия внешней нагрузки. Так как распреде-

ление напряжений сжатия по сечению каждого провода предполагается равномерным [9], а максимальное напряжение изгиба имеет место при $y = \pm 0,5b$, то наибольшее напряжение в фиксированном сечении провода k определяется выражением

$$\begin{aligned}\sigma_{k \max} &= \sigma_{\text{ср}} (\xi_k + \tau_k + \xi'_k + v_k) = \\ &= \sigma_{\text{ср}} \xi_{k\Sigma},\end{aligned}\quad (13)$$

где

$$\xi_k = \frac{\sigma_k}{\sigma_{\text{ср}}}; \quad \tau_k = \frac{\sigma'_k}{\sigma_{\text{ср}}}; \quad \xi'_k = \frac{\sigma''_k}{\sigma_{\text{ср}}};$$

$$v_k = \frac{\sigma_{k \text{ изг}}}{\sigma_{\text{ср}}};$$

$$\sigma_k = -\frac{R_0 q}{F} \times$$

$$\times \left[n - k + 0,5 - \frac{\text{sh } \theta \left(\frac{n}{2} + 0,5 - k \right)}{2 \text{sh } 0,5\theta \text{ch } 0,5\theta} \right]$$

— напряжение сжатия в обмотке без опор, по величине равно напряжению растяжения в наружной обмотке без опор [9];

$$\sigma'_k = -\frac{2q\sqrt{N}P'_{n0}}{\sqrt{12}h} \times$$

$$\times \sum_1^{\infty} \frac{\text{ch}(k-0,5)\theta_m}{\text{sh } n\theta_m} \cos cm\varphi$$

— напряжение сжатия, вызываемое пространственными гармоническими составляющими нормальной силы T_k ;

$$\sigma''_k = \frac{R_0 q}{F} \frac{P'_{n0} \text{sh } 0,5\theta \text{ch } \theta(k-0,5)}{\text{sh } 0,5n\theta \text{ch } 0,5n\theta}$$

— напряжение растяжения;

$$\sigma_{k \text{ изг}} = -\frac{R_0 q \sqrt{12N}P'_{n0}}{F} \times$$

$$\times \sum_1^{\infty} \frac{\text{ch}(k-0,5)\theta_m}{\text{sh } n\theta_m} \cos cm\varphi$$

— максимальное напряжение изгиба в сечении с координатой φ .

Составляющие σ'_k , σ''_k и $\sigma_{k \text{ изг}}$ своим возникновением обязаны наличию реек.

Среднее напряжение сжатия $\sigma_{\text{ср}}$ обмотки без опор равно [9]

$$\sigma_{\text{ср}} = \frac{R_0 q n}{2F}. \quad (14)$$

Так как в обмотках трансформаторов $t \ll 1$ [11], составляющей ξ'_k в формуле (13) по сравнению с v_k можно пренебречь.

Однослойная обмотка. Для выяснения основных качественных закономерностей рассмотрим полученное решение для простейшего частного случая однослойной обмотки.

При $n=1$ и $N_0=0$ (бесконечно жесткие опоры)

$$v = \frac{6c^4 \left[1 - \frac{\pi \cos(\pi/c - \varphi)}{c \sin \pi/c} \right]}{t(c^4 + 25,9/t^2)}. \quad (15)$$

Максимальный изгибающий момент, действующий в месте расположения опоры (рис. 2, $\varphi=0$), при $c \geq 4$ приближенно равен

$$v_0 = \frac{2\pi^2 c^2}{t(c^4 + 25,9/t^2)}. \quad (16)$$

На первый взгляд кривые на рис. 2 кажутся парадоксальными: при увеличении числа реек (опор) изгибающий момент не только не уменьшается (как это было бы в случае прямолинейного стержня), а даже несколько увеличивается или остается неизменным. Справедливость полученного результата вытекает из следующих соображений. При отсутствии или бесконечно большом числе реек (сплошное упругое основание) изгибающие напряжения в круглом кольце, находящемся под действием равномерной радиальной нагрузки, отсутствуют. Следовательно, существует такое значение $c = c^*$, при котором изгиб будет наибольшим. Расчеты по (16) показывают, что $v_{0 \max} \approx 1,9$ достигается при $c^* \approx 2,25/\sqrt{t}$ и мало зависит от значения t . С физической точки зрения характер кривой $v_{0 \max} = f(c)$ объясняется «борьбой» двух тенденций: с одной стороны, сокращение пролета при $q = \text{const}$ ведет

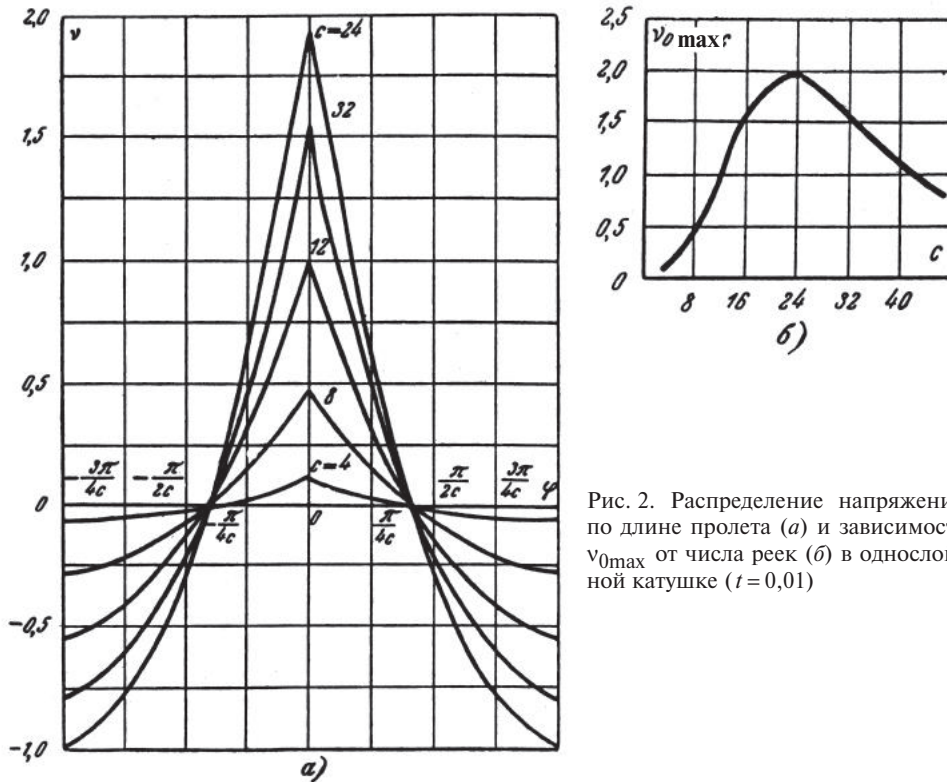


Рис. 2. Распределение напряжений по длине пролета (а) и зависимость $v_{0\max}$ от числа реек (б) в однослойной катушке ($t = 0,01$)

к уменьшению изгиба, с другой — приводит к ослаблению «арочного эффекта». На восходящей ветви кривой рис. 2 преобладает явление ослабления арочного эффекта, на нисходящей основная роль принадлежит длине пролета.

При конечной жесткости опор ($N_0 > 0$) из уравнения (13) для определения c^* получено уравнение

$$(c^*) + 3,14N_0 (c^*)^3 = \frac{25,9}{t^2}. \quad (17)$$

Чем меньше жесткость опоры, тем меньше c^* (рис. 3). Абсолютное значение напряжений изгиба при этом также уменьшается (рис. 3).

Аналогичным образом меняется и коэффициент $\xi_{0\Sigma}$ (рис. 3), достигающий своего максимального значения $\xi_{0\Sigma} \approx 2,5$ при $c^{**} \approx \frac{1,98}{\sqrt{t}} < c^*$. Чем податливее опора (больше N_0), тем меньше c^{**} (рис. 3).

Заметим, что изложенный метод расчета однослойной обмотки дал возможность получить по сравнению с [1–3] ряд новых результатов.

Многослойные обмотки. В многослойных обмотках наибольший интерес представляют коэффициенты ξ_k , τ_k и v_k для крайних проводов ($k=1$, $k=n$), так как в одном из них действует максимальное сжимающее ($k=1$), а в другом — максимальное изгибающее ($k=n$) напряжение. Коэффициенты ξ_1 и ξ_n могут быть найдены с помощью кривых [9]. Для определения остальных коэффициентов оказалось целесообразным использовать ЭЦВМ*, так как входящие в t и v ряды имеют плохую сходимость.

Перед началом расчета в машину вводят исходные величины: n , c , N , N_0 , t , k , φ . Программа составлена таким образом, что за один прием можно провести расчеты для нескольких комбинаций исходных параметров.

* Программа расчета составлена Л.В. Агеевой и А.В. Алферовой.

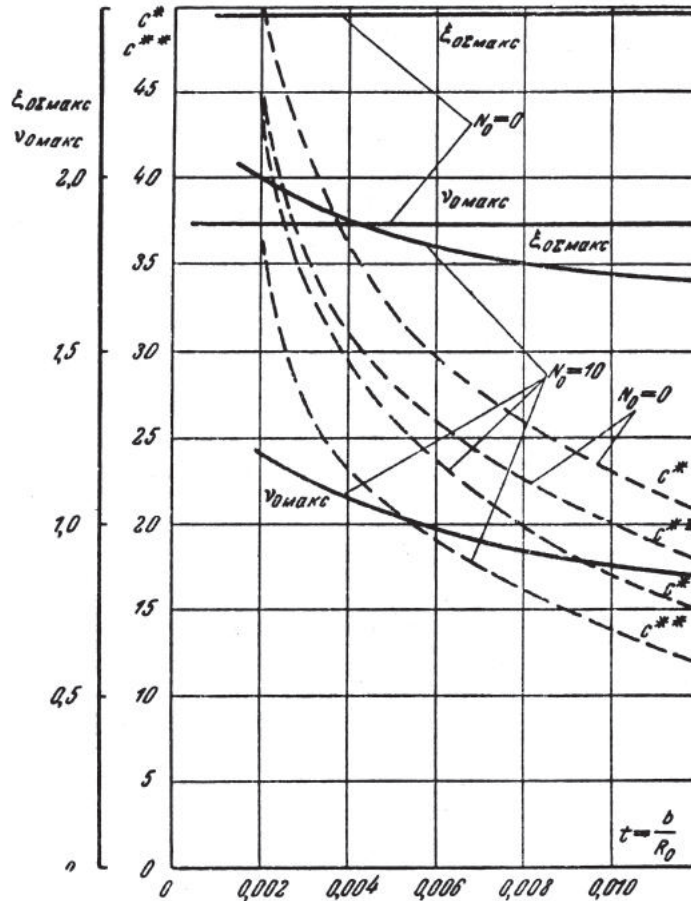


Рис. 3. Полные и изгибные напряжения в функции t и N_0 . Зависимость c^* и c^{**} от параметра t

Ввиду ограниченности места не представляется возможным подробно обсудить полученные на ЭЦВМ результаты расчетов для всех встречающихся на практике значений параметров. Ниже приводятся лишь некоторые данные, иллюстрирующие основные качественные закономерности.

На рис. 4 представлена зависимость относительной величины напряжений изгиба во внутреннем проводе ($k = n$) от числа проводов катушки. Как и в случае простого растяжения [9] и сжатия, параметр N оказывает существенное влияние на механические напряжения в проводах. Кривые $\nu_n = f(n)$ имеют характерный максимум, который с уменьшением N возрастает и сдвигается в сторону больших значений n . В многослойных обмотках удельный вес напряжений изгиба становится относительно не-

большим. Коэффициент τ_n , характеризующий разгружающее действие опор, в многослойных обмотках невелик (рис. 4) и при расчетах на прочность обычно может не рассматриваться.

На рис. 5 показана зависимость ν_n от числа реек при $n = 5$. Несмотря на одинаковый характер изменения ν , с ростом s значения напряжений изгиба могут существенно отличаться от напряжений в однослойной обмотке. Наибольшее значение ν в многослойной обмотке может превышать $\nu_{0 \max} \approx 1,9$ в случае $n = 1$.

Параметр t , характеризующий кривизну обмотки, оказывает значительное влияние на напряжение изгиба (рис. 6). Это влияние тем сильнее, чем жестче опора.

Рис. 5 и 6 дают также представление о роли N_0 (для реальных трансформаторов $N_0 < 1$). Как видно, при

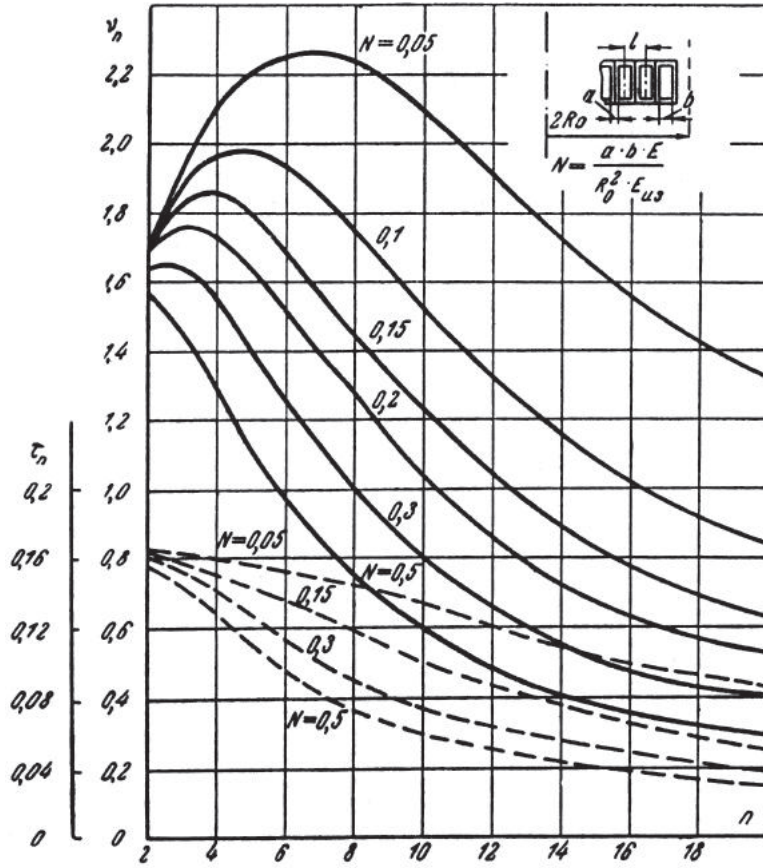


Рис. 4. Зависимость v_n и τ_n от числа проводов катушки n ($t=0,004$; $c=24$; $N_0=0$): — v_n ; - - - τ_n

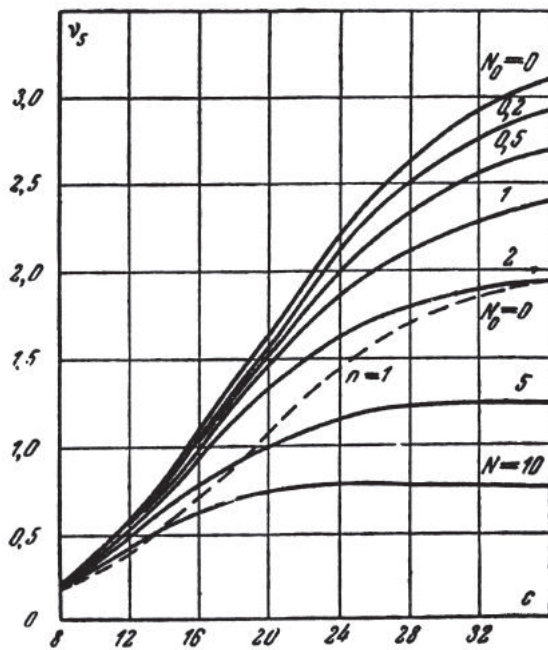


Рис. 5. Влияние числа реек на значение v ; $n=5$; $N=0,05$; $t=0,004$

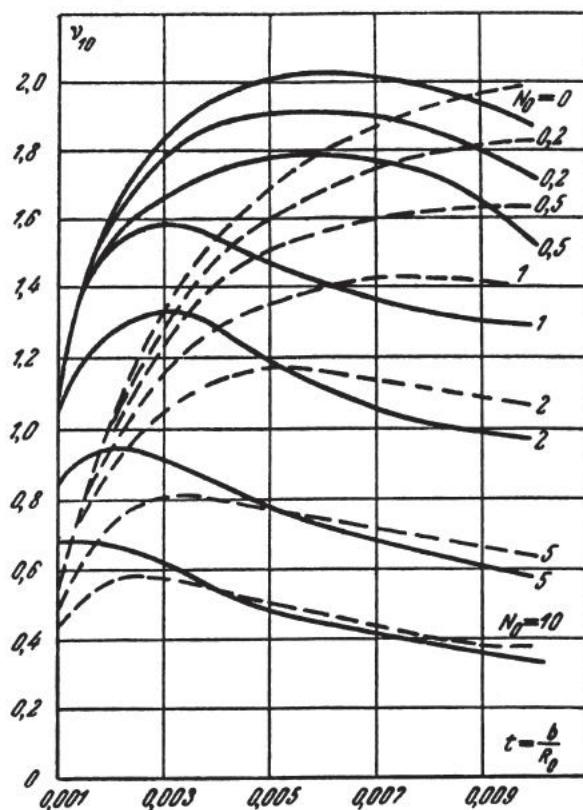


Рис. 6. Максимальное напряжение изгиба в функции параметра t . $n = 10$; $N = 0, 1$. — — — $c = 36$; — — — — $c = 24$

расчете мощных трансформаторов (R_0 велико, поэтому N_0 мало) рейки можно считать в большинстве случаев бесконечно жесткими опорами.

Существенный интерес представляет изменение напряжений изгиба по слоям (проводам) обмотки $v = f(k)$, так как все известные в настоящее время методы не дают ответа на этот вопрос. Из рис. 7 видно, что с точки зрения изгиба в наихудших условиях находится внутренний провод ($k = n = 5$). По мере удаления от опоры ($k = 3$ и 1) v быстро убывает. Как показали расчеты на ЭЦВМ, с ростом числа проводов в радиальном направлении отношение v_1/v_n непрерывно уменьшается.

Рассмотренный выше статический расчет полных напряжений может быть использован в случаях, когда основная частота свободных изгибных колебаний обмотки в несколько раз превышает частоту электромагнитных усилий. Расчет частот свободных колебаний изгиба многослойных обмоток дан в Приложении 2.

Здесь мы только отметим, что при обычно встречающихся на практике длинах пролета (расстояние между центрами соседних реек) указанное выше условие выполняется. Что касается механических характеристик проводниковых материалов при динамическом воздействии сил, то, как показали исследования, они практически не отличаются от соответствующих значений при статическом нагружении [9, 12].

Экспериментальная проверка. Для проверки выведенных расчетных формул были проведены измерения деформаций внутренних обмоток при коротком замыкании. Испытания проводились на специальном электромагнитном устройстве, описанном в [9, 12].

На рис. 8 даны полученные в результате обработки осциллограмм экспериментальные значения полных деформаций (сжатие и изгиб) внутренних проводов (деформации регистрировались проволочными тензодатчиками). Теоретическая кривая

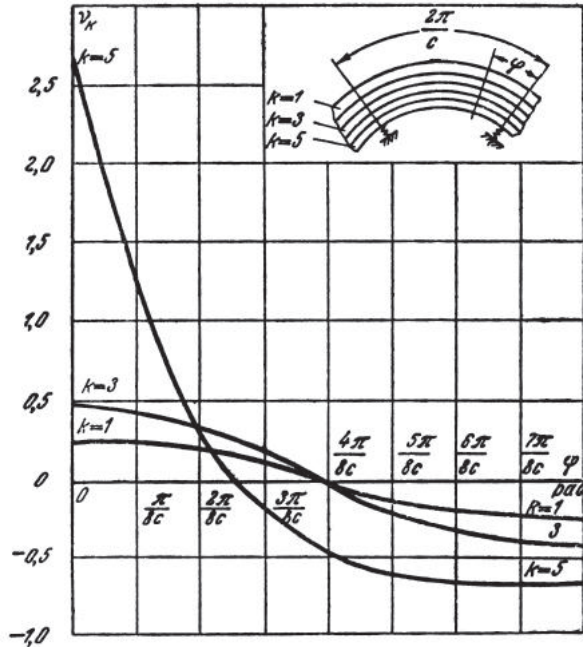


Рис. 7. Распределение напряжений изгиба по проводам. $n=5$; $c=36$; $N=0,004$; $N_0=0$

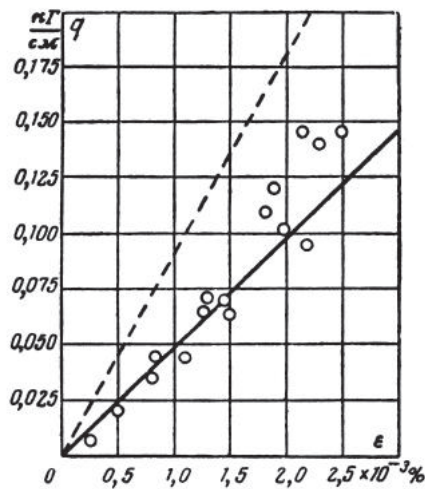


Рис. 8. Опытные и расчетные деформации внутреннего провода ($c=20$). — — — сжатие (расчет); — — — изгиб + сжатие (расчет); \circ — опыт (изгиб + сжатие). Провод $\frac{2,1 \times 10,8}{3,45 \times 12,15}$ мм; $n=10$; $N_0=0,51$; $N=0,288$; $t=0,0061$

удовлетворительно согласуется с экспериментальными данными, что подтверждает возможность использования приведенных соотношений для расчета напряжений в обмотках трансформаторов.

Как видно из рис. 7, число реек и их механические характеристики почти не оказывают влияния на суммарное напряжение в наружных проводах многослойных обмоток. Для подтверждения указанного обстоятельства были проведены испытания внутренних обмоток с различным числом

опор. На рис. 9 показаны измеренные значения деформаций (по результатам испытания пяти образцов) наружного провода в функции q (расчетное значение основной частоты по формулам приложения 2 составляет около 300 Гц). Здесь также эксперимент достаточно хорошо согласуется с теоретическими выводами: расчет дает следующие значения коэффициентов при $c=20$:

$\xi_1 = 1,64$; $v_1 = -0,064$; $\tau_1 = -0,004$, следовательно, $\xi_{1\Sigma} = \xi_1 - v_1 - \tau_1 \approx \xi_1$ и практически не зависит от угла φ .

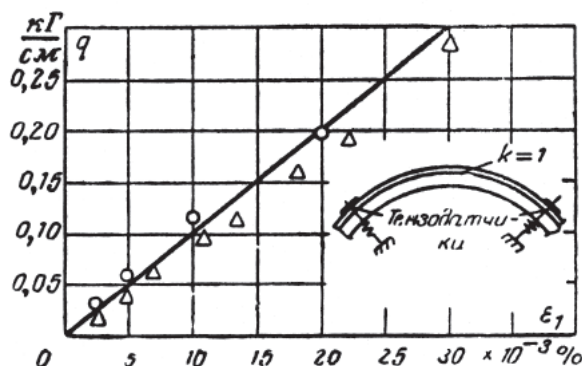


Рис. 9. Опытные и расчетные деформации наружного провода. Опыт: O — обмотка без опор; Δ — обмотка с 20-ю опорами; — — расчетная зависимость деформации сжатия от нагрузки при отсутствии опор

Выводы. 1. Справедливость предложенной расчетной схемы внутренних обмоток трансформаторов подтверждена результатами экспериментов, что дает основания для ее практического использования. По сравнению с ранее предложенными настоящая схема более правильно учитывает распределение механических напряжений по проводам обмотки.

2. Значение напряжений изгиба существенным образом зависит от радиального размера провода, числа проводов в катушке, упругости реек и их количества. Увеличение числа опор не всегда приводит к росту прочности обмоток.

3. Напряжения изгиба по радиальной ширине обмотки распределены неравномерно, увеличиваясь по мере приближения к рейкам. В многослойных внутренних обмотках напряжения изгиба в наружном проводе, как правило, можно пренебречь.

4. При определении прочности внутренних обмоток можно ограничиться статическим расчетом, если первая частота собственных колебаний изгиба в несколько раз превышает частоту электромагнитной силы.

Приложение 1. *Определение эквивалентной радиальной толщины опор.* Как правило, опоры внутренней обмотки представляют собой весьма сложную механическую систему, состоящую из нескольких элементов (рис. 10). Ввиду малой кривизны изоляционного цилиндра в мощных трансформаторах его приближенно можно заменить пластиной той же толщины. По этим же соображениям магнитопровод можно представить в виде плоского тела. Тогда для опреде-

ления величины $\Delta_{\text{ЭКВ}}$ получим расчетную схему рис. 10. Считая магнитопровод бесконечно жестким, получаем:

$$\Delta_{\text{ОП}} = \epsilon_0,5a \cdot 0,5a + \epsilon_p \delta_p + \epsilon_{\text{Ц}} \delta_{\text{Ц}} + \epsilon_c \delta_c, \quad (\text{П-1})$$

где $\Delta_{\text{ОП}}$ — полная абсолютная деформация опорной конструкции; ϵ — относительная деформация соответствующего элемента опоры; a — толщина витковой изоляции на две стороны; δ_p , $\delta_{\text{Ц}}$, δ_c — радиальная толщина соответственно рейки, изоляционного цилиндра и расклинивающего стержня.

Так как

$$\epsilon_0,5a = \frac{p}{hE_{\text{из}}}; \quad \epsilon_p = \frac{p}{hE_p}; \quad \epsilon_{\text{Ц}} = \frac{pl_p}{hl_c E_{\text{Ц}}};$$

$$\epsilon_c = \frac{pl_p}{hl_c E_c},$$

то

$$\Delta_{\text{ОП}} = \frac{p}{hE_{\text{из}}} \left(0,5a + \frac{\delta_p E_{\text{из}}}{E_p} + \frac{\delta_{\text{Ц}} l_p E_{\text{из}}}{l_c E_{\text{Ц}}} + \frac{\delta_c l_p E_{\text{из}}}{l_c E_c} \right). \quad (\text{П-2})$$

Таким образом,

$$\Delta_{\text{ЭКВ}} = 0,5a + \frac{\delta_p E_{\text{из}}}{E_p} + \frac{\delta_{\text{Ц}} l_p E_{\text{из}}}{l_c E_{\text{Ц}}} + \frac{\delta_c l_p E_{\text{из}}}{l_c E_c}, \quad (\text{П-3})$$

где $E_{\text{из}}$, E_p , $E_{\text{Ц}}$, E_c — модули упругости материала соответственно витковой изоляции, рейки, изоляционного цилиндра и расклинивающего стержня.

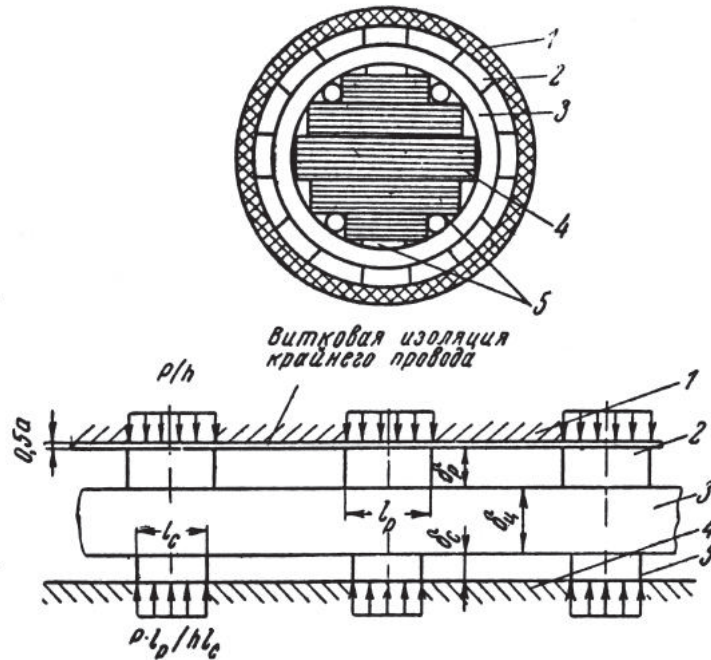


Рис. 10. Радиальное крепление внутренней обмотки и расчетная схема для определения $\Delta_{\text{ЭКВ}}$. 1 — внутренняя обмотка; 2 — рейка; 3 — изоляционный цилиндр; 4 — магнитопровод; 5 — расклинивающий стержень

Необходимо иметь в виду, что формула (П-3) дает приближенное значение $\Delta_{\text{ЭКВ}}$, так как она, с одной стороны, не учитывает деформаций изгиба цилиндра, неизбежных в реальных конструкциях из-за смещения реек и расклинивающих стержней относительно друг друга; с другой стороны, замена цилиндра пластиной также дает некоторую погрешность. Первое допущение приводит к снижению эквивалентной толщины, второе — к ее увеличению, так что обе ошибки в какой-то мере компенсируются.

Приложение 2. Определение собственных частот изгибных колебаний. Уравнение свободных изгибных колебаний провода k при условии, что ось провода нерастяжима, записывается в виде [10]:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{\omega_p^2}{\lambda} \left(\frac{\partial^6 v_k}{\partial \varphi^6} + 2 \frac{\partial^4 v_k}{\partial \varphi^4} + \frac{\partial^2 v_k}{\partial \varphi^2} \right) + \\ & + \frac{2\omega_p^2}{N} \cdot \frac{\partial^2 v_k}{\partial \varphi^2} - \frac{\omega_p^2}{N} \left(\frac{\partial^2 v_{k-1}}{\partial \varphi^2} + \right. \\ & \left. + \frac{\partial^2 v_{k+1}}{\partial \varphi^2} \right) = \frac{\partial^2 v_k}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \left(\frac{\partial^2 v_k}{\partial t^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-4})$$

При большом n решение системы (П-4) связано с громоздкими выкладками. Используем возможность приближенной замены n функций $v_k(\varphi)$ непрерывной функцией $v(\varphi, z)$ [5].

Тогда вместо (П-4) получим:

$$\frac{\omega_p^2}{\lambda} \left(\frac{\partial^6 v}{\partial \varphi^6} + 2 \frac{\partial^4 v}{\partial \varphi^4} + \frac{\partial^2 v}{\partial \varphi^2} \right) - \frac{\omega_p^2}{n^2 N} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \times \\ \times \left(\frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) = \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right). \quad (\text{П-5})$$

Отыскивая решение (П-5) в форме [14]

$$v = f(z, t) \cos r\varphi, \quad (\text{П-6})$$

для амплитуды f получаем уравнение

$$\frac{\omega_p^2 r^2 (r^2 - 1)^2}{\lambda} f - \frac{\omega_p^2 r^2}{n^2 N} \frac{\partial^2 f}{\partial z^2} = \\ = - (1 + r^2) \frac{\partial^2 f}{\partial t^2}. \quad (\text{П-7})$$

Последнее уравнение позволяет найти значения собственных частот. Опуская промежуточные преобразования, запишем выражения для ω при различных граничных условиях:

1. Обмотка опирается на c бесконечно жестких реек ($c > 2$ и четное)

$$\omega^2 = \frac{0,25\omega_p^2 c^2}{1 + 0,25c^2} \times \left[\frac{s^2 \pi^2}{n^2 N} + \frac{(0,25c^2 - 1)^2}{\lambda} \right]. \quad (\text{П-8})$$

2. Обмотка опирается на основание конечной жесткости N_0

$$\omega^2 = \frac{1}{1 + r^2} \left[i^2 + \frac{\omega_p^2 r^2 (r^2 - 1)^2}{\lambda} \right], \quad (\text{П-9})$$

где i — корни трансцендентного уравнения

$$\frac{in\sqrt{N}}{\omega_p r} \operatorname{tg} \frac{in\sqrt{N}}{\omega_p r} = \frac{Nn}{N_0}. \quad (\text{П-10})$$

В формуле (П-8) — любое целое неотрицательное число (0, 1, 2, ...). В случае (П-8) первая наименьшая угловая частота свободных колебаний

$$\omega_0^2 = \frac{0,25\omega_p^2 c^2 (0,25c^2 - 1)^2}{(1 + 0,25c^2) \lambda} \quad (\text{П-11})$$

равна первой частоте колебаний одиночного провода.

Принятые обозначения: $k = 1, 2, \dots$ n — порядковый номер провода; T_k , Q_k , M_k — внутренние силовые факторы (нормальная и поперечная силы, изгибающий момент); q_0 и $q = \frac{q_0}{n}$ — максимальная и удельная электромагнитная нагрузка;

$$q_{k\Sigma} = q_0 \left(1 - \frac{2k-1}{2n} \right) + p_{k-1} - p_k;$$

p_k — давление в слое изоляции k ; σ_k — суммарное напряжение в проводе k ; $\sigma_{\text{ср}}$ — среднее напряжение сжатия; ξ_k , τ_k , ν_k — выраженные в долях $\sigma_{\text{ср}}$ напряжения сжатия, растяжения и изгиба; $F_k = F$; $J_k = J$ — сечение и момент инерции одного провода; R_k — средний радиус провода k ; R_0 — расчетный радиус обмотки; b , h — радиальный и осевой размер провода без изоляции; a — толщина изоляции на две стороны; φ — центральный угол; v_k , u_k — радиальное и тангенциальное перемещения; $\Delta_{\text{ЭКВ}}$ — эквивалентная радиальная толщина опоры (Приложение 1); E , $E_{\text{ИЗ}}$ — модули упругости проводникового материала

и изоляции; γ — удельный вес проводникового материала; g — ускорение свободного падения; c — число реек (опор); c^* и c^{**} — число реек, соответствующее максимуму изгибающего и суммарного напряжений; ω — угловая частота свободных колебаний изгиба обмотки; $\omega_p^2 = \sqrt{\frac{gE}{\gamma R_0^2}}$ — квадрат

угловой частоты свободных радиальных колебаний одного провода; N — коэффициент, характеризующий геометрию и свойства материалов обмотки; $N_0 = \frac{\Delta_{\text{ЭКВ}} E b}{E_{\text{ИЗ}} R_0^2}$ — коэффициент

жесткости опор; $t = b / R_0$ — относительная толщина провода; $\lambda = \frac{FR^2}{J}$ — безразмерный параметр; $z = k / n$ — безразмерная координата; m — порядковый номер гармоники;

$P_{n0} =$

$$P_{n0} = \frac{q \operatorname{sh}^2 0,5n\theta}{\operatorname{th} 0,5\theta \left[\frac{2\pi N_0 \operatorname{sh} n\theta}{c} + 2 \operatorname{sh} 0,5\theta \operatorname{ch} (n-0,5)\theta + \right]} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{R_0^2}{J} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2 \operatorname{sh} 0,5\theta_m \operatorname{ch} (n-0,5)\theta_m}{(c^2 m^2 - 1)^2 \operatorname{sh} n\theta_m};$$

$P'_{n0} = \frac{P_{n0}}{q}$ — безразмерный параметр;

r — число волн, образующихся по периметру провода при колебаниях.

Литература

1. Boersma R., Wildboer I. The short-circuit strength of inner windings of transformers against radial forces. CIGRE. 1962. Rep. 147.
2. Kulda J. Stanoveni postu podpernych klinu u vnitřnina vinuti transformatoru. Electrotechnický obzor. 1964. 53. № 3.
3. Matthes W. Mechanische Beanspruchung der am Eisenkern liegenden Transformator-Röhrenwicklung durch radiale Stromkräfte. ETZ. 1962. A83. № 3.
4. Арст Г.А., Балуква М.Ф., Рухлина С.А., Тарабасов Н.Д. Расчет на прочность обмотки трансформаторов при действии радиальных сил. В сб. «Расчеты на прочность, жесткость, устойчивость и колебания». М.: Машиностроение. 1965.

Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек

Мильман Л.И., Лурье А.И.

Опыт эксплуатации трансформаторов показывает, что процент аварий, вызванных недостаточной механической прочностью обмоток при коротких замыканиях, значителен [1]. В последнее время наблюдается некоторое увеличение числа повреждений внутренних и средних по положению на стержне магнитопровода обмоток от действия сжимающих радиальных усилий. Об этом же свидетельствует накопленный в ВЭИ им. В.И. Ленина опыт динамических испытаний силовых трансформаторов мощностью несколько десятков мегавольт-ампер. Проблема становится особенно острой в связи с проектированием и строительством трансформаторов и автотрансформаторов предельных мощностей, где радиальные усилия являются одним из главных лимитирующих факторов.

Из [2, 3 и др.] известно, что под действием сжимающих радиальных усилий возможны два вида разрушения внутренней обмотки — потеря прочности и потеря устойчивости. При потере устойчивости происходит «выпучивание» проводов катушки в радиальном направлении от оси обмотки, в то время как при потере прочности провода в пролете между двумя соседними рейками изгибаются по направлению к оси обмотки. Настоящая статья посвящена расчету внутренних обмоток на прочность.

Несмотря на значительное количество работ по расчету обмоток на механическую прочность при действии радиальных усилий, опубликованных в отечественной и зарубежной технической литературе [2–4], многие важные вопросы еще полностью не выяснены. К их числу относится впервые рассмотренный в на-

стоящей работе вопрос о влиянии геометрических размеров (в первую очередь ширины) и количества реек на значения механических напряжений в проводах обмоток трансформаторов. Первое упоминание об этом влиянии содержится в докладе [5] и работах японских исследователей [6–8]. Однако конкретные сведения о степени этого влияния и методах его учета в указанных работах отсутствуют, не говоря уже о применении при практическом проектировании трансформаторов. В других же известных работах этот вопрос вообще не затрагивается. В отечественной практике расчет большинства крупных трансформаторов по предложенной нами и описанной ниже методике систематически ведется с 1967 г.

Общее дифференциально-разностное уравнение изгиба внутренней обмотки, опирающейся на произвольное число симметрично расположенных реек, записывается в виде [2]*:

$$\beta \left(\frac{d^5 P_k}{d\varphi^5} + 2 \frac{d^3 P_k}{d\varphi^3} + \frac{dP_k}{d\varphi} \right) = \frac{d}{d\varphi} (P_{k-1} - 2P_k + P_{k+1}). \quad (1)$$

Уравнение (1) соответствует расчетной схеме и системе, допущений, принятым ранее в [2]. Отметим, что одним из основных является допущение о статическом действии сил, принятое из-за того, что, как правило, основная частота свободных изгибных колебаний проводов внутренних обмоток трансформаторов в плоскости катушки в несколько раз больше частоты электромагнитных усилий. Расчет ведется по максимальной электромагнитной силе, соответству-

* Обозначения даны в Приложении 3.

ющей ударному току короткого замыкания.

Так как распределение давления по ширине рейки заранее не известно, можно задаться либо определенным законом его изменения, либо, что удобнее, принять, что рейка соприкасается с обмоткой только в двух граничных точках $\varphi = \pm \varphi_p$ (рис. 1). С учетом сделанного допущения нагрузка, действующая по внутреннему периметру обмотки, может быть представлена следующим рядом:

$$P(\varphi) = P_{n0} \left[1 + 2 \sum_{m=1}^{\infty} \cos m\varphi_p \cos m\varphi \right], \quad (2)$$

где $P_{n0} = P_{оп} c / 2\pi$, $P_{оп}$ — равнодействующая сил, действующих на обмотку со стороны каждой рейки [2].

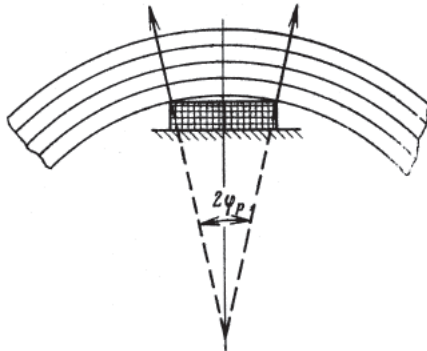


Рис. 1. Внутренняя обмотка, опирающаяся на рейку конечной ширины

Решение уравнения (1) следует искать в виде:

$$P_k = P_0(k) + \sum_{m=1}^{\infty} P_m \cos m\varphi_p \cos m\varphi. \quad (3)$$

Методом, описанным в [2], получим следующее выражение для определения максимального суммарного напряжения в проводе в сечении с координатой φ :

$$\bar{\sigma}'_k = \sigma_{ср} (\xi'_k + \bar{\tau}_k + \bar{\nu}_k) = \bar{\lambda}_k \sigma_{ср}, \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \bar{\lambda}_k &= \xi_k + \bar{\tau}_k + \bar{\nu}_k; \\ \xi_k &= \frac{\sigma_k}{\sigma_{ср}}; \bar{\tau}_k = \frac{\bar{\sigma}'_k}{\sigma_{ср}}; \bar{\nu}_k = \frac{\sigma_{k \text{ изг}}}{\sigma_{ср}}; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\sigma_k = -\frac{R_0 q}{F} \left[n - k + 0,5 - \frac{\text{sh} \left(\frac{n}{2} + 0,5 - k \right)}{2 \text{sh} 0,5\theta \text{ch} 0,5n\theta} \right]$$

— напряжение сжатия в обмотке без опор [2];

$$\bar{\sigma}'_k = \frac{R_0 q}{F} \frac{\bar{P}_{n0} \text{sh} 0,5\theta \text{ch} \theta(k-0,5)}{\text{sh} 0,5n\theta \text{ch} 0,5n\theta}$$

— напряжение растяжения, вызванное действием нулевой гармоники реакции опор;

$$\bar{\sigma}_{k \text{ изг}} = -\frac{2\sqrt{3}R_0 q \bar{P}'_{n0}}{F} \times$$

$$\times \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\text{ch} \theta_m(k-0,5)}{\text{sh} n\theta_m} \cos m\varphi_p \cos m\varphi$$

— максимальное напряжение изгиба в сечении с координатой φ , вызванное действием гармонических составляющих реакции опор:

$$\bar{P}_{n0} = \frac{\text{sh}^2 0,5n\theta}{\text{th} 0,5\theta \left[\frac{2\pi N_0 \text{sh} n\theta}{c} + 2 \text{sh} 0,5\theta \text{ch} \theta(n-0,5) + \right]}$$

$$\rightarrow + \frac{2FR_0^2}{J} \text{sh} n\theta \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2 \text{sh} 0,5\theta_m \text{ch} \theta_m(n-0,5)}{(c^2 m^2 - 1)^2 \text{sh} n\theta_m} \cos^2 m\varphi_p$$

$\sigma_{ср} = -\frac{R_0 q n}{2F}$ — среднее напряжение сжатия в обмотке без опор.

Параметры N_0 , θ и θ_m определяются формулами [2] (см. также список обозначений). Результирующее напряжение сжатия

$$\bar{\sigma}_{k \text{ сж}} = \sigma_{ср} (\xi_k + \bar{\tau}_k) \quad (6)$$

при большом числе опор (характерно для трансформаторов) практически не зависит от угла φ . Суммарное напряжение $\bar{\sigma}_k$ достигает своего максимального значения $\bar{\sigma}_{k \text{ max}}$ в той же точке $\varphi = \varphi_p$, что и напряжения изгиба $\bar{\nu}_k \sigma_{ср}$ и сжатия $\bar{\sigma}_{k \text{ сж}}$, т.е.

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{k \text{ max}} &= \sigma_{ср} (\xi_k + \bar{\tau}_k + \bar{\nu}_{k \text{ max}}) = \\ &= \bar{\lambda}_{k \text{ max}} \sigma_{ср}. \end{aligned} \quad (7)$$

Уравнения (4) и (7) являются решением поставленной задачи, так как позволяют найти распределение напряжений по проводам (слоям) катушки и максимальное напряжение.

Однако сложный расчет по указанным формулам, требующий применения ЭВМ, целесообразен только для исследовательских целей. При непосредственном проектировании трансформаторов нужны достаточно простые (для ручного счета) формулы, учитывающие основные влияющие факторы.

Такие формулы получены при дополнительном допущении о том, что напряжения и деформации всех проводов катушки одинаковы. Достаточным основанием для введения этого предположения являются результаты анализа характера разрушения внутренних обмоток трансформаторов и моделей, испытанных на специальных электромагнитных устройствах, которые показывают, что всегда происходит изгиб сразу всех проводов катушки. Это является свидетельством того, что механические напряжения достигают разрушающих значений почти одновременно во всей катушке.

Кроме того, расчеты мощных трансформаторов показывают, что в обмотках получается достаточно равномерное распределение механических напряжений по проводам (параметры N и β [2], определяющие степень неравномерности нагружения отдельных проводов, близки к нулю). При учете нелинейности механической характеристики проводникового материала распределение напряжений должно стать еще более равномерным.

В ряде частных случаев равномерное распределение напряжений имеет место в действительности, являясь следствием конструктивных особенностей обмотки (однослойная обмотка из шин для сварочных и электропечных трансформаторов, обмотки из транспонированного провода).

Для получения упрощенных формул положим в (5) и далее $N \rightarrow 0$, $\beta \rightarrow 0$, а следовательно, $\theta \rightarrow 0$, $\theta_m \rightarrow 0$, $\text{sh } 0,5\theta \approx 0,5\theta$, $\text{ch } 0,5n\theta \approx 1$ и т.д.

В результате для составляющих максимального напряжения в формуле (7) получим (индекс k далее опущен, так как приводимые соотношения справедливы при любом значении k):

$$\bar{\sigma}_{\text{сж}} = \sigma_{\text{ср}} (1 + \bar{\tau}); \quad (6a)$$

$$\bar{\sigma}_{\text{max}} = \sigma_{\text{ср}} (1 + \bar{\tau} + \bar{v}_{\text{max}}), \quad (7a)$$

$$\xi = 1, \quad (8)$$

$$\bar{\tau} = - \frac{1}{1 + \frac{24}{t^2 c^4} f_1(k_p) + \frac{2\pi N_0 n}{c}}, \quad (9)$$

$$\bar{v}_{\text{max}} = \frac{6}{c^2 t} \frac{f_2(k_p)}{1 + \frac{24}{t^2 c^4} f_1(k_p) + \frac{2\pi N_0 n}{c}}, \quad (10)$$

$$\bar{\lambda}_{\text{max}} = 1 + \frac{6f_2(k_p)/c^2 t - 1}{1 + \frac{24}{t^2 c^4} f_1(k_p) + \frac{2\pi N_0 n}{c}}, \quad (11)$$

где

$$f_1(k_p) = \frac{\pi^4}{90} [1 - 15k_p^2 (1 - k_p)^2],$$

$$f_2(k_p) = \frac{\pi^2}{3} [1 - 3k_p (1 - k_p)^2].$$

При переходе к случаю равномерного распределения напряжений естественно в целях удобства расчетов положить во всех формулах $R_0 \approx R_{\text{ср}}$, так что, например, в уравнении (9) будет $t = b / R_{\text{ср}}$, а не b / R_0 , как в [2]. Графики функций $f_1(k_p)$ и $f_2(k_p)$ построены на рис. 2.

Проанализируем полученные соотношения (8)–(11). Наличие опор конечной ширины не изменяет общего характера распределения механических напряжений по длине пролета, описанного в [2], за исключением того, что в данном случае максимальные напряжения изгиба действуют в сечениях с координатами $\varphi = \pm \varphi_p$, $\frac{2\pi}{c} + \varphi_p$, $\frac{2\pi}{c} - \varphi_p$, ... (рис. 3), а не в сечениях $\varphi = 0, \pm \frac{2\pi}{c}$, как при сосредоточенных (точечных) опорах.

Что касается численных значений расчетных напряжений, то они самым существенным образом зависят

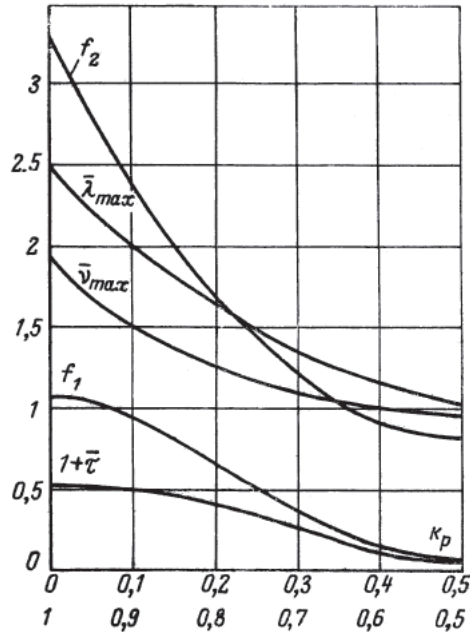


Рис. 2. Графики функций $f_1(k_p)$ и $f_2(k_p)$ и зависимости относительных значений напряжений сжатия $(1 + \bar{\tau})$, изгиба \bar{v}_{max} и суммарных $\bar{\lambda}_{max}$ от k_p при $c = 40$, $t = 0,003$, $N_0 = 0$

(при прочих равных условиях) от параметра k_p (рис. 2), хотя суммарная ширина реек обычно составляет относительно малую долю периметра обмотки ($k_p < 1$ и в мощных трансформаторах обычно равен $0,1-0,25$).

При увеличении k_p от 0 до 0,5 происходит постепенное увеличение $\bar{\tau}$, т.е. уменьшение результирующего напряжения сжатия $\sigma_{ср} (1 + \bar{\tau})$. Характер изменения напряжений изгиба $\bar{v}_{max} \sigma_{ср}$ и суммарного $\bar{\lambda}_{max} \sigma_{ср}$ определяется значением произведения tc^2 . При относительно больших tc^2 , характерных для крупных трансформаторов, в рассматриваемом диапазоне происходит монотонное уменьшение \bar{v}_{max} и $\bar{\lambda}_{max}$, причем минимальные значения достигаются при $k_p = 0,5$. Если $tc^2 < 3$, закон изменения \bar{v}_{max} и $\bar{\lambda}_{max}$ носит более сложный характер (рис. 4) и в ряде случаев учет влияния конечной ширины реек вызывает рост механических напряжений по сравнению с обмоткой, опирающейся на точечные опоры.

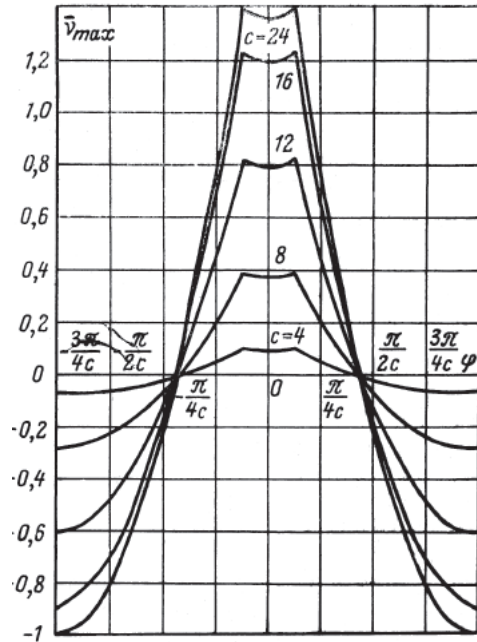


Рис. 3. Изменение напряжений изгиба по длине пролета обмотки при конечной ширине реек; $2\varphi_p = \pi / 4c$, $t = 0,01$

Кривые на рис. 2 показывают, что возможность варьировать значение k_p дает конструктору весьма сильное средство для достижения требуемого уровня прочности внутренних обмоток. В каждом конкретном случае выбор оптимального значения k_p зависит от конструкции трансформатора, требований к его динамической устойчивости при коротком замыкании, наличного технологического оборудования и условий охлаждения обмотки.

В некоторых случаях число реек внутри обмотки может быть достаточно большим ($k_p > 0,5$). Тогда можно воспользоваться свойством симметрии кривых $\bar{v}_{max}(k_p)$, $\bar{\tau}(k_p)$ и $\bar{\lambda}_{max}(k_p)$:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\tau}(k_p) &= \bar{\tau}(1 - k_p), \\ \bar{v}_{max}(k_p) &= \bar{v}_{max}(1 - k_p), \\ \bar{\lambda}_{max}(k_p) &= \bar{\lambda}_{max}(1 - k_p). \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Положив в формулах (5) или (9) — (11) $k_p = 0$, получим соответственно

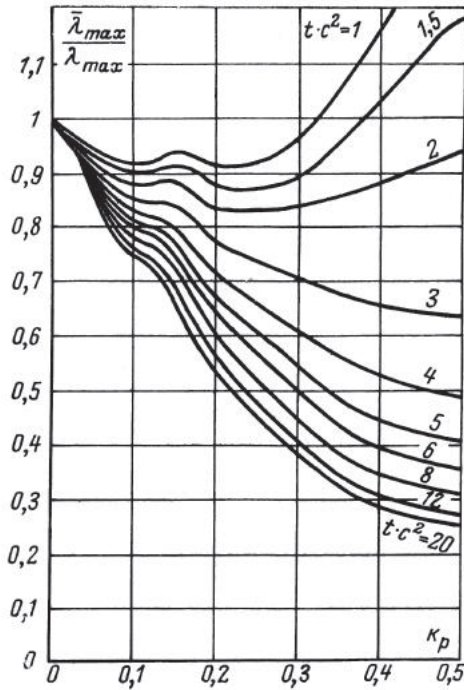


Рис. 4. Зависимость отношения $\bar{\lambda}_{max} / \lambda_{max}$ от k_p для разных значений параметра $c^2 t$

выражения для расчета τ , ν и λ , приведенные в [2]. Областью применения этих соотношений [2] теперь остаются ориентировочные расчеты при проектировании и окончательные расчеты в зоне малых значений k_p .

Для экспериментальной проверки полученных расчетных формул на специальных электромагнитных устройствах [9–11] были проведены динамические испытания трех групп образцов, отличающихся друг от друга материалом провода, числом реек и геометрическими размерами (диаметром). При опытах для образцов были созданы те же условия, в которых находятся сжимаемые обмотки силовых трансформаторов при коротких замыканиях [11]. Схема и методика испытаний внутренних обмоток принципиально ничем не отличается от описанной в [12] процедуры испытаний наружных обмоток. Как правило, все опыты проводились при максимальной апериодической составляющей тока короткого замыкания. Длительность опыта составляла

0,1–0,16 сек; температура обмотки в момент действия ударного тока короткого замыкания не превышала 30°C.

Электромагнитная нагрузка от опыта к опыту возрастала ступенями, вначале по 15–20%, а затем, в зоне предполагаемого разрушения обмоток, по 5–7%. После каждого короткого замыкания проводился тщательный визуальный осмотр испытываемого образца, что позволило весьма точно зафиксировать начало разрушения. Критерием разрушения служило видимое искажение первоначальной формы катушек после очередного опыта.

Образцы группы I испытывались в устройстве [9, 11], групп II и III — в устройстве [10], причем в первом случае обмотки расклинивались рейками из клееного электрокартона относительно малого радиального шихтованного диска, а во втором — относительно специального стального кольца. Оба эти элемента в механическом отношении играют роль стержня магнитопровода. Основные данные испытанных обмоток приведены в табл. 1.

Характерные повреждения внутренних обмоток в результате потери прочности при динамических испытаниях иллюстрируются фотографиями на рис. 5; аналогичные разрушения были отмечены при испытаниях трансформаторов и в эксплуатации при сквозных коротких замыканиях или других аварийных режимах.

Расчет механических напряжений в проводах образцов осуществлялся по формулам (7)–(11). Пример такого расчета дан в Приложении 1. Расчет реальных трансформаторов полностью аналогичен рассмотренному примеру. Значение среднего напряжения сжатия $\sigma_{ср}$ определялось по известному току и продольной индукции поля рассеяния испытательного устройства в опыте разрушения. Конечные результаты испытаний и расчетов сведены в табл. 2. В двух ее последних колонках даны максимальные значения суммарных напряжений, рассчитанные с учетом ($\bar{\sigma}_{max}$) и без учета (σ_{max}) влияния k_p .

Таблица 1

Основные размеры испытанных обмоток, мм

Группа	Испытано образцов	Провод			Материал	Размер		Диаметр		Количество витков в катушке	Число катушек в обмотке	Число реек	Частота изгибных колебаний по [2], Гц
		Вид	Размеры	Осевой		Радиальный	Внутренний	Наружный					
I	3	Обычный	$4,4 \times 8$ $4,85 \times 8,45$	65	37	614	690	7	6	20	690		
II	3	Транспонированный	$2,83 \times 5,1 \times 13$ $2,93 \times 5,2$	133	25	1030	1080	1	7	40	680		
III	6	Транспонированный	$2,83 \times 5,1 \times 13$ $2,93 \times 5,2$	133	25	1490	1540	1	7	40	330		

Полученные экспериментальные и расчетные данные доказывают необходимость учета параметра k_p при расчете механических напряжений. Чтобы убедиться в этом, достаточно сравнить результаты испытаний II и III групп образцов, которые изготовлены из одинакового по геометрическим размерам и механическим характеристикам (после намотки) провода. Естественно предположить, что разрушение таких обмоток в результате потери прочности должно произойти при одних и тех же значениях суммарных напряжений. Обращаясь к табл. 2, видим, что $\bar{\sigma}_{\max}$ для всех образцов II и III групп в пределах точности измерений совпадают, в то время как значения $\sigma_{\text{ср}}$ различаются в 1,5, а σ_{\max} — в 1,2 раза.

Совпадение напряжений $\bar{\sigma}_{\max}$ и σ_{\max} для всех трех групп при разрушении с соответствующими допускаемыми напряжениями $[\sigma_{\Sigma}]$ по табл. 3 (пояснения см. в Приложении 2) является дополнительным свидетельством в пользу расчета внутренних обмоток на прочность с учетом k_p . Расчет максимального значения суммарного напряжения, характеризующего прочность обмотки, без учета влияния k_p приводит к существенным излишним запасам.

Приведенный расчет является достаточным для определения прочности катушек, расположенных в средней по высоте части обмотки, где радиальная составляющая индукции магнитного поля рассеяния практически отсутствует и поэтому нет изгиба проводов в осевом направлении. Катушки на торце обмотки, вблизи разрывов и других мест изменения плотности н.с. (например, разгон) находятся в области радиального поля, вызывающего осевой изгиб проводов. Одновременно в этих же катушках действуют и напряжения от радиальных усилий, которые (при тех же размерах провода) меньше, чем в средних катушках.

При расчете напряжений осевого изгиба часть витка между соседними столбами прокладок принято рассматривать как прямую балку с заземленными концами, что приводит

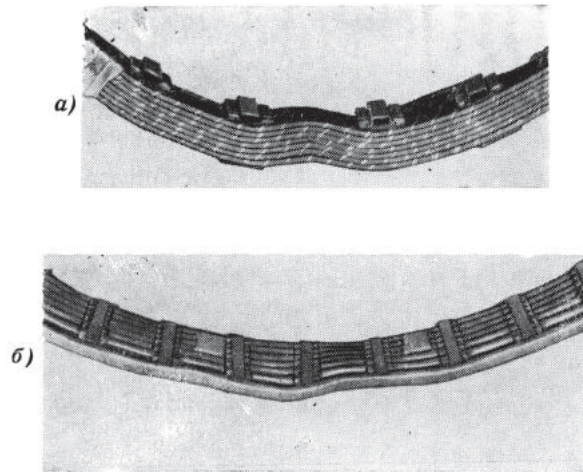


Рис. 5. Образцы внутренних обмоток после испытаний. *a* — образец № 2 группы I; *б* — образец № 1 группы III

Таблица 2

Группа	Образец	Число опы- тов до раз- рушения	$\sigma_{\text{ср}}$, кг/см ² , при разрушении	Расчет по (7)–(11)	
				σ_{max} , кг/см ²	$\bar{\sigma}_{\text{max}}$, кг/см ²
I	1	4	313	585	439
	2	3	328	612	459
	3	1	284	530	397
II	1	12	1365	2415	1451
	2	2	1379	2430	1460
	3	3	1340	2360	1422
III	1	7	910	2010	1447
	2	1	900	1980	1433
	3	2	915	2020	1456
	4	1	895	1975	1426
	5	3	935	2060	1488
	6	1	915	2020	1454

Примечание. Значение σ_{max} получено в предположении, что расклинивающие рейки являются точечными опорами ($k_p=0$).

Таблица 3

Сопоставление напряжений разрушения с допускаемыми напряжениями [σ_{Σ}]

Напряжение, кг/см ²	Материал провода	Температура t , °C				
		30	105	150	200	250
Напряжение при разрушении $\bar{\sigma}_{\text{max}}$	Медь	1450	1310	1240	1160	1090
	Алюминий	440	420	405	380	—
Допускаемое напряжение [σ_{Σ}]	Медь	1300	1170	1120	1000	930
	Алюминий	400	380	365	340	—
Допустимое напряжение сжатия [σ]	Медь	870	750	720	670	630
	Алюминий	285	270	260	240	—

к известной формуле для максимального напряжения осевого изгиба:

$$\sigma_{\text{ос}} = \frac{q_{\text{ос}} l_0^2}{2h^2b}, \quad (13)$$

где $q_{\text{ос}}$ — максимальное для рассматриваемой катушки осевое электромагнитное усилие, действующее на единицу длины провода (см. список обозначений); $l_0 = \frac{2\pi R_{\text{нар}}}{c}$ — длина пролета; $R_{\text{нар}}$ — наружный (наибольший) радиус катушки; b — ширина прокладки.

Максимальное результирующее напряжение в катушках, одновременно находящихся под действием осевых и радиальных усилий, принимается равным

$$\sigma_{\Sigma} = \bar{\sigma}'_{\text{max}} + \sigma_{\text{ос}}, \quad (14)$$

где $\bar{\sigma}'_{\text{max}}$ — механическое напряжение, вызванное действием радиальных усилий. Расчет $\bar{\sigma}'_{\text{max}}$ аналогичен расчету $\bar{\sigma}_{\text{max}}$ по (7а), однако он проводится при других геометрических размерах катушки (если катушки на торцах отличаются от катушек в середине обмотки) и при ином значении $\sigma'_{\text{ср}}$ для измененного значения $q'_{\text{ср}}$ в торцевых катушках.

Заключение о механической прочности отдельных катушек, а следовательно, и всей обмотки, может быть сделано на основе сопоставления значений $\bar{\sigma}'_{\text{max}}$ и σ_{Σ} с допускаемым напряжением $[\sigma_{\Sigma}]$ по табл. 3 в зависимости от температуры обмотки. Условиями прочности обмотки являются неравенства:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}'_{\text{max}} &\leq [\sigma_{\Sigma}], \\ \sigma_{\Sigma} &\leq [\sigma_{\Sigma}], \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

при этом $\bar{\sigma}_{\text{сж}} \leq [\sigma]$ (см. табл. 3 и приложение 2).

Изложенный подход к оценке прочности внутренних (сжимаемых) обмоток может быть распространен и на внешние (растягиваемые) обмотки. При этом максимальные напряжения растяжения рассчитываются по [12], напряжения изгиба — по формуле (13) настоящей статьи, а условие прочности проверяется по табл. 3 (с заменой сжатия на растяже-

ния). Несмотря на то, что изложенная методика расчета прочности внутренних обмоток представлена в законченном виде и уже внедрена при проектировании трансформаторов, предстоит продолжение работы в части уточнения и упрощения расчетов, применения ЦВМ и более точной оценки сделанных допущений. В частности, целесообразны дальнейшие теоретические и экспериментальные исследования с целью изучения действительной картины распределения усилий по внутреннему периметру обмотки в местах ее контакта с опорными рейками и учета пластических свойств проводниковых материалов.

Вывод. Расчет внутренних обмоток на прочность по полученным формулам, подтвержденным результатами динамических испытаний образцов на специальных электромагнитных установках, позволяет изъять неоправданные запасы на неточность определения механических напряжений по прежней упрощенной методике.

Приложение 1. Расчет механических напряжений в испытанных образцах. В качестве примера рассмотрим определение коэффициентов $\bar{\nu}$, $\bar{\nu}_{\text{max}}$ и $\bar{\lambda}_{\text{max}}$ для I группы образцов. Имеем (см. табл. 1):

$$t = \frac{b}{R_{\text{ср}}} = \frac{0,44}{32,6} = 0,0135;$$

$$\varphi_{\text{р}} = \frac{l_{\text{р}}}{2R_{\text{ср}}} = \frac{1,7}{2 \cdot 32,6} = 0,0261;$$

$$c\varphi_{\text{р}} = 20 \cdot 0,0261 = 0,522;$$

$$K_{\text{р}} = \frac{c\varphi_{\text{р}}}{\pi} = 0,1665;$$

$$\Delta_{\text{экв}} = 0,5 \cdot 0,045 + \frac{1,7 \cdot 100}{1000} = 0,193 \text{ см};$$

$$N_0 = \frac{0,193 \cdot 0,7 \cdot 10^6 \cdot 0,343}{0,8 \cdot 100 \cdot 32,6} = 0,543;$$

$$f_1(k_{\text{р}}) = \frac{\pi^4}{90} [1 - 15 \cdot 0,1665^2 (1 - 0,1665)^2] = 0,766;$$

$$f_2(k_{\text{р}}) = \frac{\pi^2}{3} [1 - 3 \cdot 0,1665 (1 - 0,1665)] = 1,9;$$

$$\bar{\tau} = - \frac{1}{1 + \frac{24 \cdot 0,766}{0,0135^2 \cdot 20^4} + \frac{2\pi \cdot 0,543 \cdot 7}{20}} =$$

$$= - \frac{1}{2,822} = -0,355;$$

$$\bar{v}_{\max} = \frac{6 \cdot 1,92}{20^2 \cdot 0,0135 \cdot 2,822} = 0,756;$$

$$\bar{\lambda}_{\max} = 1 - 0,355 + 0,756 = 1,4;$$

$$\bar{\sigma}_{\max} = 1,4\sigma_{\text{ср}}.$$

Если рейки считать точечными опорами, то $c\varphi_{\text{ср}} = 0$ и $f_1(c\varphi_{\text{р}}) = 1,08$; $f_2(c\varphi_{\text{р}}) = 3,29$; $\tau = -0,325$; $v_{\max} = 1,19$; $\lambda_{\max} = 1,865$; $\sigma_{\max} = 1,865\sigma_{\text{ср}}$.

Аналогичным образом проводятся расчеты для обмоток II и III типа.

Приложение 2. О выборе допускаемых напряжений при расчете на прочность внутренних обмоток трансформаторов (к табл. 3). Значения допускаемых напряжений $[\sigma_{\Sigma}]$ при температуре 30°C получены непосредственно из статических испытаний на растяжение и изгиб одиночных медных и алюминиевых проводов [13]. Возможность использования результатов статических испытаний для обмоток трансформаторов, подверженных действию изменяющихся во времени радиальных усилий, вытекает из практического совпадения механических характеристик проводниковых материалов при статическом и динамическом нагружении [11, 13].

Допускаемые напряжения обмоток из медного и алюминиевого провода при повышенных температурах (10; 150; 200 и 250°C) рассчитаны с учетом ухудшения механических характеристик материалов с ростом температуры [12, 14].

При расчете внутренних обмоток на прочность наряду с требованием $\bar{\sigma}_{\max} \leq [\sigma_{\Sigma}]$ в соответствии со сложившейся практикой вводится ограничение напряжения сжатия (две последние строчки табл. 3), хотя непосредственные экспериментальные данные по этому вопросу отсутствуют. Указанное ограничение основывается на том, что при совместном действии сжатия и изгиба материал провода находится в более трудных условиях,

чем в случае только одного изгиба или сжатия. По данным испытаний для образцов группы I напряжение сжатия $\bar{\sigma}_{\text{сж}}$ при разрушении в среднем составляло 200 кг/см², для групп II и III соответственно 470 и 383 кг/см². Эти значения существенно меньше указанных в табл. 3.

Для уточнения $[\sigma_{\Sigma}]$ при повышенных температурах следует провести динамические испытания нагретых внутренних обмоток аналогично тому, как это было сделано для наружных обмоток [14], дополнительные исследования необходимы также для окончательного выяснения роли и влияния $\bar{\sigma}_{\text{сж}}$ на прочность обмотки.

Приложение 3. Список основных обозначений:

φ — центральный угол; $2\varphi_{\text{р}}$ — угловая ширина рейки; c — число реек (опор); $k_{\text{р}} = \frac{c\varphi_{\text{р}}}{\pi}$ — коэффициент закрытия поверхности обмотки рейками; $\sigma_{\text{ср}} = -\frac{R_{\text{ср}}q_{\text{ср}}}{F} = -\frac{R_{\text{ср}}qn}{2F}$ — среднее напряжение сжатия; $q = \frac{q_0}{n}$ — удельная электромагнитная нагрузка; $q_0 = B_y i$, где B_y — максимальное значение индукции продольного поля рассеяния; i — мгновенное значение тока элементарного провода; n — число проводов катушки в радиальном направлении; F — сечение провода; J — момент инерции провода; b — радиальный размер провода; h — высота провода; a — толщина изоляции провода (на две стороны); R_0 — расчетный радиус катушки [2]; $R_{\text{ср}}$ — средний радиус обмотки; $t = b/R_{\text{ср}}$ — относительная толщина провода; Δ_k — радиальный размер опоры; E — модуль упругости проводникового материала; $E_{\text{из}}$ — модуль упругости витковой изоляции; E_k — модуль упругости материала опоры; $\bar{\sigma}_{\max}$ — максимальное значение суммарного напряжения при $c\varphi_{\text{р}} \neq 0$; σ_{\max} — максимальное значение суммарного напряжения при $c\varphi_{\text{р}} = 0$; ξ_k — выраженное в долях $\sigma_{\text{ср}}$ напряжение сжатия, действующее в проводе k при отсутствии опор; τ_k , v_k , λ_k — выраженные в долях $\sigma_{\text{ср}}$ напряжения растяжения, изгиба и суммарное в проводе k при

точечных (сосредоточенных) опорах; $\bar{\tau}_k, \bar{\nu}_k, \bar{\lambda}_k$ — то же при опорах конечной ширины ($\varphi_p \neq 0$); θ, θ_m — расчетные коэффициенты [2]; N_0 — параметр, характеризующий жесткость опор; β — параметр, характеризующий степень неравномерности распределения механических напряжений по ширине обмотки; P_k — давление в слое изоляции с порядковым номером k [2]; $q_{oc} = B'_x i'$, где B'_x — максимальное для рассматриваемой катушки значение поперечной индукции, i' — ток в элементарном проводе торцевой катушки;

$$\Delta_{\text{ЭКВ}} = 0,5 + \frac{\Delta_k E_{\text{из}}}{E_k}$$

— эквивалентный радиальный размер опоры;

$$\text{ch } \theta = 1 + 0,5N = 1 + \frac{abE}{2E_{\text{из}} R_0^2};$$

$$\text{ch } \theta_m = 1 + \frac{EJa(c^2 m^2 - 1)^2}{2E_{\text{из}} R_0^4 h \left(1 + \frac{J}{FR_0^2} \right)};$$

$$N_0 = \frac{\Delta_{\text{ЭКВ}} EF}{hE_{\text{из}} R_0^2}.$$

Литература

1. Цирель Я.А. Анализ надежности силовых трансформаторов. Электрические станции. 1967. № 3.
2. Мильман Л.И., Лурье А.И. Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1968. № 3.
3. Waters M. The short-circuit strength of power transformers. London. 1966.
4. Болотин В.В., Макаров Б.П., Куранов Б.А. Прочность и жесткость внутренних обмоток трансформаторов. Электричество. 1964. № 4.
5. Mankin E.A., Levitskaya E.I., Lurie A.I., Milman L.I. Short-circuit strength of transformers: test methods, calculation of short-circuit forces. CIGRE. 1968. Rep. № 12–11 (см. также сборник «Трансформаторы». Переводы докладов 22-й сессии СИГРЕ. 1968. М.: Энергия. 1970).
6. Hirashe K., Kusumota S., Shida S., Hori I. Buckling strength of transformer windings under radial short-circuit forces. Hitachi hyoron. 1968. Vol. 50. № 2.
7. Kurita K., Kuriyama T., Hiraishi K. and other. Mechanical strength of transformer windings under short-circuit conditions. IEEE PAS. 1969. Vol. 88. № 3.
8. Hori I., Shida S. Mechanical strength of large power transformer windings under short-circuit conditions. Hitachi hyoron. 1969. Vol. 51. № 6.

Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания

Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.

В настоящее время вопросы обеспечения динамической стойкости обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания приобрели первостепенное значение. Под действием радиальных усилий обмотки трансформаторов испытывают растяжение или сжатие. Величина и направление радиальных усилий определяются расположением обмотки на стержне, электрической схемой соединения и режимом короткого замыкания. На рис. 1 представлены типичные случаи расположения сжимаемых обмоток в окне магнитопровода.

Как известно [1], круговая форма свободного (без опор) кольца при некотором значении равномерно распределенной по периметру сжимающей статической нагрузки становится неустойчивой, и кольцо изгибается по четырем полуволнам, принимая форму, близкую к эллипсу. Эта нагрузка называется первой критической.

Если кольцо имеет опоры, то изгиб произойдет во всех пролетах (с чередованием направления изгиба наружу и внутрь). Значение критического напряжения $\sigma_{кр}$ определяется по формуле [1]

$$\sigma_{кр} = (0,25c^2 - 1) \frac{4EJ}{D^2}, \quad (1)$$

где c — число опор или полуволн изгиба (при отсутствии опор $c=4$); E — модуль упругости; J — момент инерции поперечного сечения кольца; D — средний диаметр кольца.

В [2] обмотка рассматривается как кольцо, находящееся под действием статической нагрузки, и для расчета ее критического напряжения используется формула (1). Если пренебречь связями сдвига и трением между проводами, то момент инерции одной катушки будет равен сумме моментов инерции ее проводов. В этом случае формула для расчета критического напряжения принимает вид:

$$\sigma_{кр} = \frac{(0,25c^2 - 1) Eb^2}{3D^2}, \quad (2)$$

где b — радиальный размер (толщина) одного провода. При большом числе опор вместо (2) имеем:

$$\sigma_{кр} \approx \frac{Eb^2 c^2}{12D^2} = \frac{\pi^2}{12} E \left(\frac{b}{l} \right)^2, \quad (3)$$

где l — длина пролета между центрами опор (реек).

Анализ имеющихся экспериментальных данных показывает, что

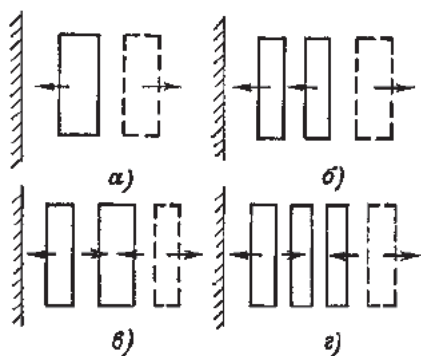


Рис. 1. Схемы расположения сжимаемых обмоток в окне магнитопровода (сплошные линии — сжимаемые обмотки, штриховые — растягиваемые, стрелки указывают направление радиальных сил): a — внутренняя обмотка без осевого канала; $б$ — внутренняя обмотка из двух концентров (слоев, частей); $в$ — средняя по расположению обмотка, находящаяся под действием встречно направленных радиальных усилий (сила сжатия больше силы растяжения); $г$ — то же, что и $в$, но обмотка состоит из двух концентров, разделенных осевым охлаждающим каналом

упрощенный статический расчет по формуле (2) или (3) является неправомерным. Специально поставленные эксперименты, в том числе динамические испытания однослойных круговых замкнутых медных шин, дают основания полагать, что одной из главных причин несовпадения данных экспериментов и расчетов является пренебрежение динамическими процессами.

В основу динамического расчета должно быть положено рассмотрение вынужденных нестационарных колебаний обмотки как многослойной системы под действием изменяющихся во времени электромагнитных усилий [3]. При этом необходимо учитывать нелинейность механических характеристик проводниковых и изоляционных материалов, а также то, что реальная обмотка уже в ненагруженном состоянии имеет отклонения от идеальной формы (так называемые «начальные неправильности»). «Начальные неправильности» можно разбить на две группы. Первая возникает из-за особенностей технологии изготовления — намотки на цилиндрический шаблон с рейками, что придает катушке, особенно ее внутренним, ближайшим к рейке проводам, форму многоугольника. Вторая группа «начальных неправильностей» имеет случайный характер и связана с наличием местных изгибов, изменением натяга при намотке и т.д.

В результате расчета должна быть определена предельная нагрузка, при которой еще не происходит интенсивный рост деформаций (перемещений), а сами перемещения не превышают допусковых по условиям нормальной работы трансформатора значений.

При одновременном учете динамического характера процесса, наличия несимметричных «начальных неправильностей» и нелинейности механических характеристик проводников и изоляции принятое сейчас разделение механических расчетов сжимаемых обмоток на две части (расчет на прочность и расчет на устойчивость) приобретает условный характер. Поэтому оба существующих сей-

час расчета в перспективе должны быть заменены единым динамическим расчетом. Однако такой расчет, насколько можно судить по опубликованным работам, практически еще не реализован. По-видимому, главная причина этого — значительные математические трудности. Действительно, уже существуют математические модели обмотки, представляющие собой набор чередующихся «жестких» и «мягких» колец с тангенциальными и нормальными связями [4, 5], однако методы расчета подобных конструкций при нелинейных несимметричных деформациях (тем более в области больших деформаций) не разработаны даже для случая статического нагружения. Вторая серьезная причина — отсутствие ряда исходных данных: статистики «начальных неправильностей», параметров затухания энергии, сведений о несимметрии механических параметров опор, неравномерности распределения давления запрессовки и осевых усилий по периметру обмотки и т.п.

Анализ результатов испытаний показывает, что при расчете на устойчивость необходимо учитывать и некоторые другие факторы, не отмеченные выше. Например, известно, что деформация потери устойчивости в большинстве случаев представляет собой волну, проходящую вдоль всей или большей части высоты обмотки. По-видимому, в этих случаях одна только катушка не деформируется как из-за наличия механических связей с соседними катушками, так и из-за возникновения дополнительной электромагнитной силы, препятствующей ее деформации (рис. 2).

Отсутствие обоснованных расчетных методов и в то же время необходимость иметь достаточно четкие критерии для оценки устойчивости при проектировании в условиях все возрастающих требований к надежности трансформаторов в эксплуатации выдвигают на первый план экспериментальный метод определения критических напряжений. Экспериментальные исследования наряду с оценкой стойкости обмоток конкретного трансформатора позволяют получить

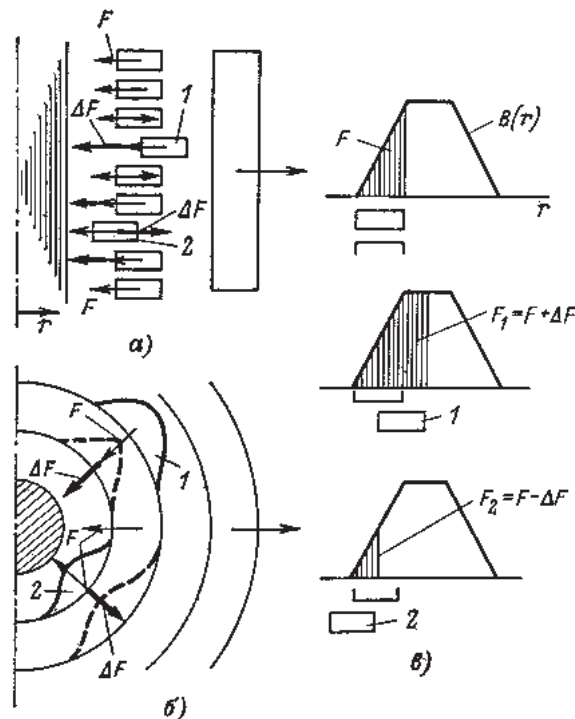


Рис. 2. Дополнительные электромагнитные силы, препятствующие взаимному смещению катушек (показаны жирными стрелками): а — сечение обмоток; б — возможные деформации катушек наружу (1) и внутрь (2); в — эпюры осевой магнитной индукции, иллюстрирующие возникновение дополнительных сил

статистические данные, которые могут быть использованы для проверки разрабатываемых методов расчета и получения все еще необходимых на сегодняшний день эмпирических формул.

Целью экспериментов, проводимых в специальном электромагнитном устройстве [6], было изучение влияния условий работы, основных конструктивных и технологических факторов на устойчивость сжимаемых обмоток при коротком замыкании. При исследованиях были использованы прототипы обмоток [6] трансформаторов мощностью 40–1000 МВ·А разных классов напряжения из медного провода трех типов (обычного, подразделенного и транспонированного). В ряде случаев для выявления роли отдельных факторов испытывались специальные модели, отличавшиеся тем или иным параметром от прототипа. Всего к настоящему времени испытано около 200 прототипов и специальных моделей разных исполнений.

На рис. 3, а, б показаны характерные деформации прототипов (начальный изгиб наружных проводов, отход

наружных проводов от катушки), соответствующие началу повреждения. В отдельных случаях наблюдались изгиб наружных проводов во всех пролетах по направлению к центру (при наличии опор) и превращение обмотки в эллипс без видимых изменений радиального размера (при отсутствии опор). Очень часто начальным повреждениям предшествует уменьшение радиального размера катушек за счет сжатия изоляции проводов. Повреждения чаще всего возникают только в отдельных местах обмотки, а не по всему ее периметру, а их расположение, как правило, носит случайный характер.

При дальнейшем возрастании сжимающей силы деформации значительно увеличиваются и катушки приобретают форму, показанную на рис. 3, в–з, 4 и 5. Окончательный внешний вид обмотки существенным образом зависит от того, какие препятствия встречает на своем пути обмотка в процессе разрушения.

Из рис. 3–5 видно, что нет никаких принципиальных различий в характере повреждения сжимаемых обмоток, имеющих или не имеющих

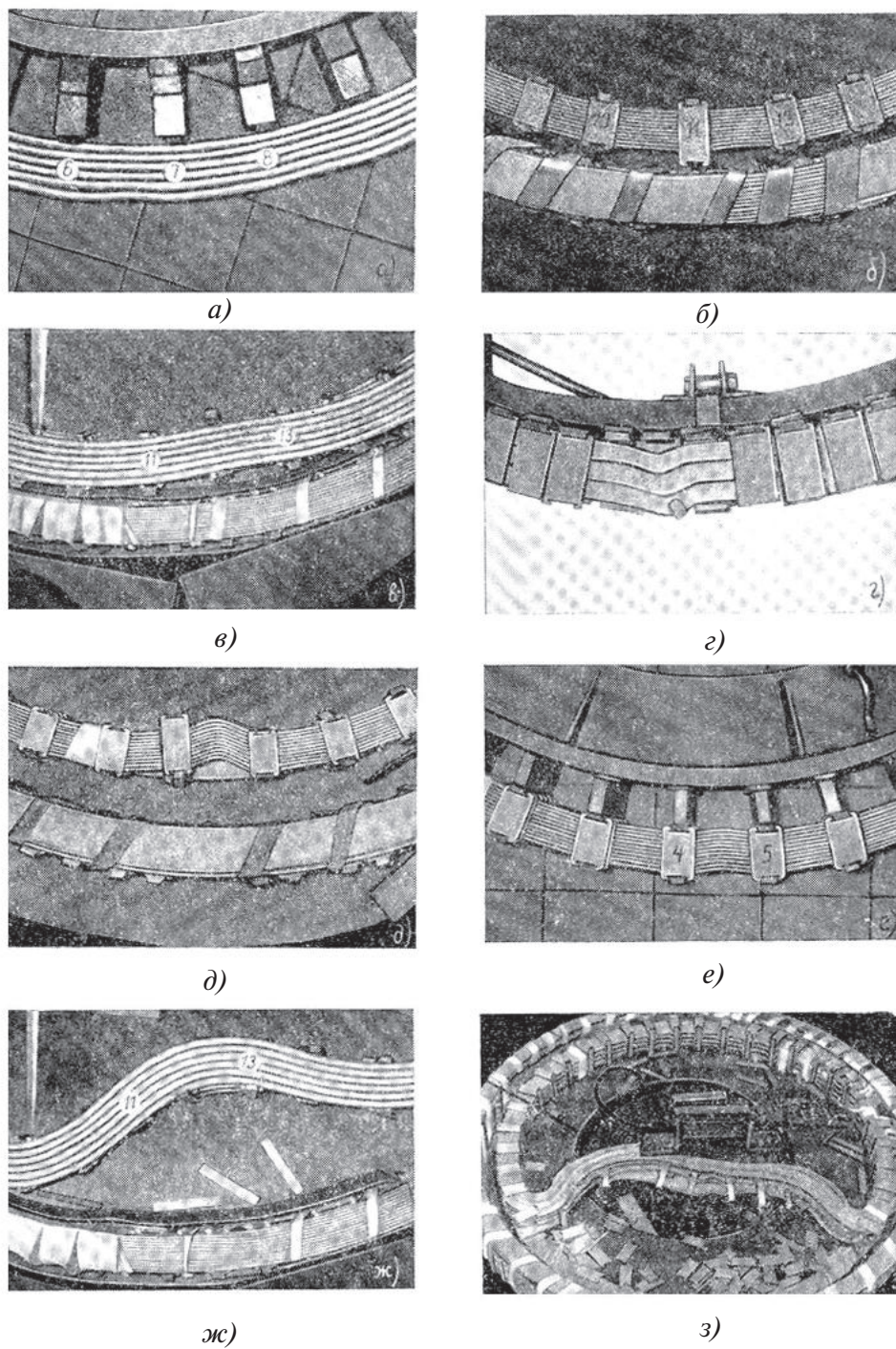
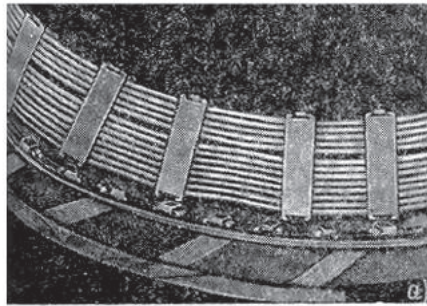
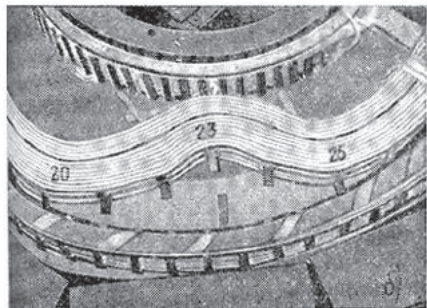


Рис. 3. Типичные виды повреждений прототипов сжимаемых обмоток без осевого канала: *а* — начальное повреждение (выпучивание наружных проводов); *б* — начальное повреждение (изгиб наружных проводов); *в–з* — сильные повреждения

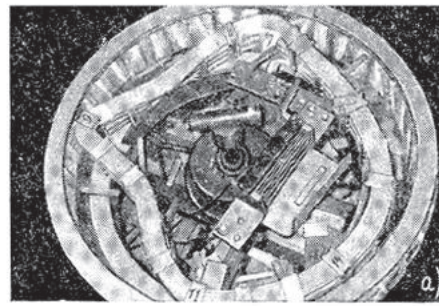


а)

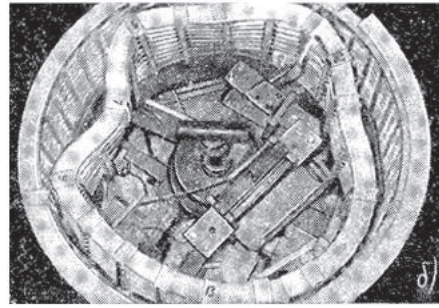


б)

Рис. 4. Повреждение прототипов сжимаемых обмоток, состоящих из двух концентров: а — деформация наружного концентри (закрытие охлаждающего канала); б — деформация двух концентров



а)



б)

Рис. 5. Повреждение прототипов, имеющих разное число катушек по высоте: а — четыре катушки, высота прототипа 100 мм; б — восемь катушек, высота прототипа 200 мм

опоры по внутреннему периметру: в обоих случаях возможен изгиб проводов в плоскости намотки как по направлению к центру, так и от центра катушки. Из сказанного следует, что определение типа повреждения по внешнему виду обмотки после разрушения [7] является весьма условным, как и сами понятия прочности и устойчивости при динамическом характере действия сил, о чем уже говорилось выше.

Развитие деформаций в процессе испытаний иллюстрируется рис. 3, в, ж, на которых даны фотографии одного и того же прототипа обмотки после двух следующих друг за другом опытов. Средние напряжения сжатия в этих опытах различались всего на 5%. В рассматриваемом случае большие деформации возникли в тех же пролетах, что и начальные. Однако при испытаниях были отмечены и такие случаи, когда большие деформации

возникли в тех местах, где после предшествующего опыта не было заметных начальных деформаций.

Характер повреждений прототипов при испытаниях в электромагнитном устройстве совпадает с характером повреждения обмоток трансформаторов при аварийных коротких замыканиях и динамических испытаниях. В качестве примера на рис. 6 дана фотография поврежденной при аварийном коротком замыкании внутренней (ближайшей к стержню магнитопровода) обмотки мощного трансформатора; прототипы этой обмотки после испытаний (рис. 3, д, е) имели тот же характер повреждений. Характерно, что разрушение всех катушек в прототипе происходит, как правило, по одной образующей; аналогичная картина типична и для обмоток трансформаторов. Все эти совпадения являются одним из доказательств того, что при испытаниях в

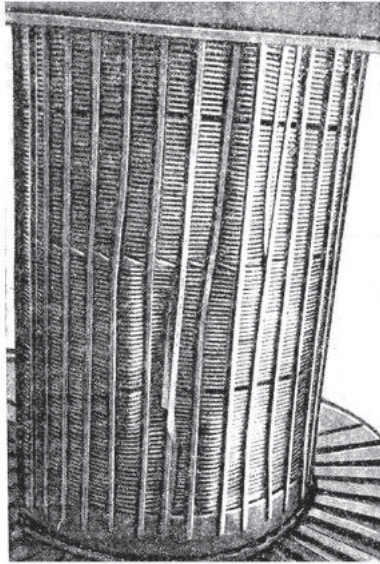


Рис. 6. Внутренняя (сжимаемая) обмотка мощного автотрансформатора после аварийного короткого замыкания

электромагнитном устройстве прототипы находятся в условиях, близких к тем, в которых находится обмотка-оригинал в трансформаторе при коротком замыкании.

Устойчивость сжимаемых обмоток зависит от большого числа факторов [8, 9]. Ниже приводятся экспериментальные данные, позволяющие составить представление о степени влияния отдельных факторов. С целью получения более надежного результата для каждого сочетания параметров и условий работы, как правило, испытывалось не менее трех одинаковых прототипов.

Размеры провода. На рис. 7,а представлены результаты испытаний прототипов обмоток, имеющих опоры по внутреннему периметру. Несмотря на разброс экспериментальных данных (заштрихованная область), видно, что зависимость критического напряжения от толщины провода близка к линейной в отличие

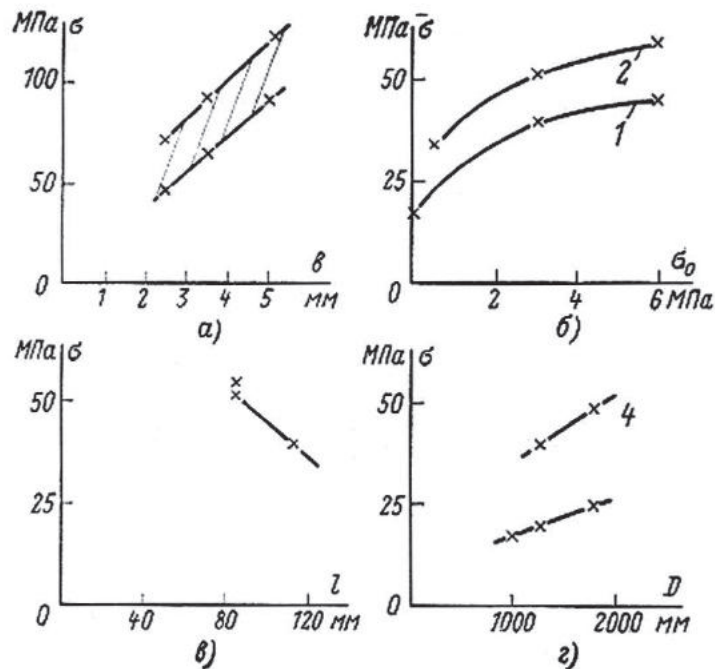


Рис. 7. Зависимость напряжения начального повреждения от толщины провода (а), давления осевого сжатия в прокладках (б), длины пролета между соседними столбами прокладок (в) и среднего диаметра (г): а — прототип с опорами и давлением осевого сжатия 1,5 МПа; б — прототипы без опор (1) и с опорами (2); в — прототипы одного диаметра без опор при давлении осевого сжатия 1 МПа; г — прототипы без опор: при отсутствии давления осевого сжатия (3); при давлении осевого сжатия 1 МПа, одинаковой длине пролета (115 мм) по прокладкам (4)

от формулы (2), где $\sigma_{кр} \equiv b^2$. Аналогичные кривые были получены и при отсутствии опор. При испытаниях была отмечена зависимость критического напряжения не только от толщины, но и от высоты провода: с увеличением высоты критическое напряжение уменьшается и наоборот, при ее уменьшении оно возрастает.

Число опор. Наличие опор, расположенных по внутреннему периметру сжимаемых обмоток, приводит к увеличению напряжения начального повреждения, однако не в той степени, как это следует из формулы (3). Сравнение кривых 1 и 2 на рис. 7,б показывает, что обмотка с числом опор, соответствующим обычно применяемому пролету между опорами 120 мм, имеет напряжение начального повреждения в 1,2–4,3 раза больше, чем обмотка без опор. При увеличении числа опор (даже вдвое) существенного повышения устойчивости обмотки не наблюдается.

При расчетах трансформаторов считается, что обмотка не имеет радиальных опор. Объяснением этого служит то, что стержни трансформаторов имеют ступенчатое сечение, не обеспечивающее качественную радиальную опору. Кроме того, при сушке трансформатора возникают зазоры из-за усушки изоляции. Подтверждение того, что при расчетах необходимо использовать вариант «без опор» было обосновано большим экспериментальным материалом (анализом аварий и повреждений при испытаниях). Это важное положение характерно не только для отечественной практики, оно принято и за рубежом [10].

Давление осевого сжатия в прокладках. Как следует из рис. 7,б, напряжение начального повреждения увеличивается с ростом давления осевого сжатия в прокладках. В зоне относительно небольших давлений (до 2,5–3 МПа) отмечается возрастание напряжения начального повреждения, при больших давлениях это напряжение изменяется сравнительно мало.

Длина пролета между столбами прокладок. При наличии запрессовки

столбы прокладок выполняют роль своеобразных опор, способствующих повышению устойчивости сжимаемых обмоток. Число таких опор (или длина пролета между столбами прокладок), при прочих равных условиях, заметно влияет на устойчивость (рис. 7,в), что не отражено в формуле (3).

Диаметр. Влияние диаметра обмоток в наиболее явном виде может быть установлено при испытании прототипов без опоры при отсутствии давления осевого сжатия в прокладках. Как видно из рис. 7,г (кривая 3), при указанных выше условиях напряжение начального повреждения с увеличением диаметра линейно возрастает, а не уменьшается обратно пропорционально квадрату диаметра в соответствии с формулами (2) или (3). Для силовых трансформаторов разных мощностей расстояние между центрами соседних столбов прокладок (пролет по прокладкам) обычно остается примерно постоянным, поэтому интересно определить зависимость напряжения начального повреждения от диаметра при постоянной длине пролета по прокладкам. На рис. 7,г (кривая 4) эта зависимость дана для длины пролета 116 мм. Полученные данные показывают, что и здесь с увеличением диаметра устойчивость обмотки повышается.

В итоге обобщения результатов динамических испытаний прототипов и трансформаторов была получена эмпирическая формула для расчета критического напряжения:

$$\sigma_{кр} = k_1 k_2 k_3 D (1 + k_4 b) k_5, \quad (4)$$

где k_1 — коэффициент, зависящий от осевого давления в прокладках; k_2 — коэффициент, зависящий от материала провода и наличия опор относительно стержня магнитопровода или другой обмотки; k_3 — коэффициент, зависящий от числа столбов прокладок; k_4 — коэффициент, зависящий от расстояния между центрами реек, имеющих опору; k_5 — коэффициент, зависящий от высоты провода.

Эта формула отражает влияние основных конструктивных параметров, но не учитывает в явном виде такие технологические факторы, как число реек и усилие натяжения провода при намотке, плотность намотки и т.д., а также влияние масла. Все это, как и более детальное изучение кумулятивного эффекта, влияния температуры, трения между катушками и прокладками и т.д., является задачей ближайшего будущего. Повышение устойчивости сжимаемых обмоток (т.е. критического напряжения) только за счет увеличения толщины и сечения провода, числа реек (опор) не всегда оказывается технически и экономически оправданным или даже возможным, не говоря уже о том, что влияние этих факторов оказалось гораздо слабее, чем это до недавнего времени считалось.

Поэтому существенное повышение уровня устойчивости сжимаемых обмоток может быть достигнуто лишь при выполнении комплекса конструктивных и технологических мероприятий. К их числу относятся: обеспечение высококачественной (без зазоров) опоры обмотки (на стержень магнитопровода, другую обмотку или высокопрочный изоляционный цилиндр), склейка проводов, применение проводниковых материалов с улучшенными, механическими характеристиками.

Выводы. 1. Отсутствие обоснованного, учитывающего, по крайней мере, наиболее важные факторы (динамический характер процессов, нелинейность механических характеристик, отклонения от идеальной формы), метода расчета и все возрастающие требования к надежности трансформаторов в эксплуатации заставляют в процессе проектирования прибегать к экспериментальному определению устойчивости сжимаемых обмоток.

2. Испытания прототипов обмоток реальных трансформаторов мощ-

ностью 40–1000 МВ·А показали, что упрощенный статический расчет критического напряжения по формуле, заимствованной из теории упругой устойчивости колец, дает неправильные результаты.

3. Обобщение экспериментальных данных позволило предложить эмпирическую формулу для расчета критического напряжения, в которой учитывается влияние материала и размеров провода, числа опор (реек) и столбов прокладок, диаметра и давления осевого сжатия в прокладках.

Литература

1. *Вольмир А.С.* Устойчивость упругих систем. М.: Физматгиз. 1963.
2. *Fisher E.* Die Festigkeit der inneren Rohre von Transformatoren Wicklungen. ETZ. 1952. № 5.
3. *Джанелидзе Г.Ю.* Устойчивость упругих систем при динамических нагрузках. В кн.: Проблемы устойчивости в строительной механике. М.: Изд-во литературы по строительству. 1965.
4. *Болотин В.В., Макаров Б.П., Куранов Б.А.* Прочность и жесткость внутренних обмоток трансформаторов. Электричество. 1964. № 4.
5. *Мильман Л.И., Лурье А.И.* Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1968. № 3.
6. *Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. и др.* Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.
7. *Kulda J.* Stanoveni postu podpernych klinu u vnitrnina vinuti transformatoru. Electrotechnický obzor. 1964. № 3.
8. *Hiraishi K., Hori J., Shida S.* Mechanical strength of transformer windings under short-circuit conditions. IEEE PAS. 1971. № 5.
9. *Hiraishi K., Kusumoto S., Shida S., Hori J.* Buckling strength of transformer windings under radial short-circuit forces. Hitachi Hyoron. 1968. № 2.
10. *Bertagnoli G.* Short-circuit duty of power transformers. ABB Transformatori. Legnano (Milano). Italy. 1998.

Исследование устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода

Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.

Применение транспонированного провода позволяет свести к минимуму добавочные потери в обмотках (благодаря относительно малым размерам элементарных проводников и их частой транспозиции с шагом около 100 мм), упростить технологию намотки обмоток (благодаря предварительной транспозиции проводников механизированным способом) и тем самым улучшить технико-экономические показатели трансформаторов. Широкое использование транспонированного провода в современном трансформаторостроении, особенно при создании трансформаторов большой и предельной мощности, отсутствие до настоящего времени в технической литературе сведений об устойчивости обмоток из транспонированного провода при действии сжимающих радиальных усилий КЗ потребовали постановки и проведения специальных исследований радиальной устойчивости обмоток из транспонированного провода.

Исследования проводились на моделях обмоток разрабатываемых отечественной промышленностью трансформаторов и автотрансформаторов, в том числе наиболее мощных: ТЦ-1000000/330, ТЦ-630000/500, ТЦ-1000000/500. Всего было испытано 65 моделей шести различных групп (табл. 1).

Все испытанные модели, в том числе и модели многоходовых обмоток, представляли собой одноходовые винтовые однослойные или двухслойные обмотки из транспонированного провода. Отличия в типе обмотки (винтовая многоходовая и винтовая одноходовая) и вследствие этого в поперечном сечении витка не являются определяющими, так как в многоходовой обмотке каждый ход с точки зрения радиальной устойчивости мо-

жет рассматриваться независимо от других ходов.

Модели были выполнены из транспонированного провода с различными геометрическими размерами и числом элементарных проводников. Средний диаметр моделей составлял примерно 1250, 1500 и 1700 мм. Высота моделей вместе с ярмовой изоляцией — 150 или 300 мм.

В однослойных обмотках число транспонированных проводов по ширине витка составляло один, три и четыре, причем все модели из четырех проводов и часть моделей из трех проводов имеют между соседними транспонированными проводами каналы шириной 5–6 мм, образованные прокладками типа «мостик» (специальные полосы из электротехнического картона с наклеенными на них дистанцирующими элементами в форме прямоугольных параллелепипедов длиной 10 мм, шаг между которыми равен 30 мм). Каждый слой двухслойной модели состоял из двух расположенных рядом транспонированных проводов. Осевые каналы между слоями (шириной 21, 24 и 45 мм) во всех случаях образованы рейками и мягкими изоляционными цилиндрами из электрокартона.

Основные геометрические размеры моделей приведены в табл. 1 (для моделей без осевых охлаждающих каналов указан средний диаметр D секции в целом, для моделей с осевыми каналами — диаметр наружного слоя или наружного транспонированного провода). Комплекты I и II группы Г, II и III группы Д, I–IV группы Е отличаются числом реек при намотке (80 и 40 для группы Г, 90 и 48 для групп Д и Е).

В моделях групп В, Г, Д и Е для получения равномерного распределения тока все транспонированные провода соединялись последовательно.

Таблица 1

Группа моделей	Размеры провода, мм (число элементарных проводников)	Конструкция витка				D, мм	Комплект	Количество моделей	Условия испытаний				
		Количество			Ширина канала*, мм				σ (y), МПа	Число опор слоя		Число столбов прокладок	
		слоев	проводов в слое	каналов						внутреннего	наружного		
А	$\frac{1,95 \times 5,9(29)}{13,2 \times 31,71}$	1	1	—	—	1502	—	2	0	0	—	40	
								2	2,7				
								3	5,0				
								6	6,5				
Б	$\frac{3,05 \times 7,4(21)}{15,96 \times 37}$	1	1	—	—	1270	—	3	6,8	40**	—	40	
								3	0				
								3	6,8				
								2	0,8				
								1	0				
В	$\frac{1,95 \times 5,9(19)}{12,24 \times 21,46}$	2	2	1	45	1306	—	4	2,8	0	40	40	
								2	0				
								2	2,8				
Г	$\frac{2,26 \times 6,4(17)}{14,07 \times 22,15}$	2	2	1	21	1751	I	1	2,7	0	80	80	80
								1	1,5				
								1	1,5				
								1	2,7				
							II	1	1,5	0	40	40	40
								1	1,5				
								1	2,7				
								1	1,5				
Д	$\frac{1,95 \times 5,9(21)}{13,2 \times 23,51}$	2	2	1	24	1705	I	2	2,25	96	96	48	
								1	0				
								1	0				
		II	2	2,25	48	96	180	48					
			2	2,25									
			2	0									
III	2	2,25	81	180	41	41							
	2	2,25											
	2	2,25											
Е	$\frac{2,83 \times 5,9(15)}{13 \times 25}$	1	3	2	1721	1721	I	2	2,7	96	180	48	
								1	0				
								2	2,7				
								1	0				
		II	2	2,7	96**	96**	96**	96**					
			2	2,7									
			2	2,7									
			2	2,7									
III	2	2,7	96**	96**	96**	96**							
	2	2,7											
	2	2,7											
	2	2,7											
IV	2	2,7	96**	96**	96**	96**							
	2	2,7											
	2	2,7											
	2	2,7											

* Каналы шириной 21,24 и 45 мм образованы рейками и цилиндром, 5 и 6 мм — прокладками типа «мостик»

** Часть или все опоры устанавливались с зазорами

Как видно из табл. 1, модели охватывают наиболее типичные для современных мощных трансформаторов виды конструкций и геометрические размеры обмоток из транспонированного провода.

Испытания всех моделей проводились на электромагнитном устройстве МДУ-3 с ударным генератором ГИ-12 по методике, описанной в [1]. Модели испытывались током частотой 50 Гц при максимальной апериодической составляющей, который соответствует току при КЗ трансформатора по ГОСТ 11677-75. Более половины всех моделей подвергались многократным (пять и более) воздействиям тока КЗ. Электродинамическая стойкость большинства моделей определялась по результатам пяти зачетных опытов при нормируемых для данного случая электромеханических воздействиях, аналогично тому, как предусмотрено ГОСТ 20243-74 для силовых трансформаторов общего назначения.

Значения средних механических напряжений сжатия (МПа) в моделях при испытаниях рассчитывались по известной формуле

$$\sigma_{\text{ср}} = \frac{DiB_y}{2S} = k \left(\frac{i}{10^3} \right)^2, \quad (1)$$

где i — мгновенное (максимальное) значение тока витка модели, А; B_y — значение осевой составляющей индукции, соответствующее току и диаметру D , Тл; D — средний диаметр секции (для обмоток без осевых каналов), наружного слоя или наружного транспонированного провода (для обмоток с осевыми каналами), м; S — сечение витка, м²; $k = \frac{DB_y}{2Si}$ — коэффициент, МПа/(кА)².

Для определения индукции B_y для каждого вида конструкции моделей рассчитывалось магнитное поле рассеяния в цилиндрических координатах¹. При расчете поля каждая секция модели и вспомогательной обмотки рассматривается как отдельная зона. Если ширина осевого охлаждающего канала

больше 6 мм, то каждый слой рассматривается как отдельная обмотка.

На рис. 1 в качестве примера для группы моделей А приведены эпюры осевой составляющей индукции поля рассеяния на разных уровнях по высоте модели обмотки (результаты расчета и измерений при одних и тех же значениях токов). Исследование распределения осевой индукции в области расположения обмоток устройства МДУ-3 осуществлялось при помощи небольшой измерительной катушки, размещенной на конце подвижной рейки. Значение индукции в каждой точке определялось как среднее арифметическое пяти измерений. Как следует из рис. 1, расчетные и экспериментальные значения индукции B_y

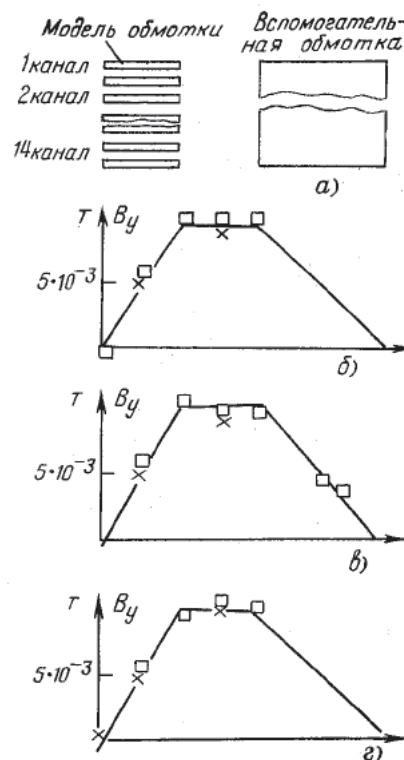


Рис. 1. Расположение обмоток (а) и эпюры осевой индукции поля рассеяния (б–г) устройства МДУ-3 на разных уровнях по высоте модели обмотки: б — в канале 1; в — в канале 4; г — в канале 7; — — расчет; □ — измерение между рейками 15–16; × — измерение между рейками 3–4

¹ Программа разработана в ВЭИ Хубларовым Н.Н., Трифионовой В.А., Савельевым М.П.

Таблица 2

Номер катушки (сверху вниз)	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Осевая индукция в центре катушки, 10^{-4} Тл	48,3	48,4	48,7	48,8	49	49	49	48,8	48,6	48,4	47,9	47,4	46,6	45,7	44,7

достаточно хорошо совпадают друг с другом. Изменение расчетной осевой индукции на средней образующей по высоте модели иллюстрируется данными табл. 2 (ток модели $i = 106,8\sqrt{2}$ А).

Упомянутая программа позволяет также рассчитывать сопротивление КЗ устройства, которое в данном случае оказалось равным 0,103 Ом. Измерения, проведенные по методу «амперметра и вольтметра» приборами класса точности 0,1, дали значение 0,101 Ом (среднее арифметическое 15 измерений), что удовлетворительно совпадает с расчетом (экспериментальное значение меньше расчетного на 2%, что вызвано отличием реальных геометрических размеров от расчетных и влиянием индуктивности отводов).

Основной целью испытаний моделей являлась экспериментальная проверка радиальной устойчивости обмоток конкретных трансформаторов. Поэтому условия испытаний моделей (наличие радиальных опор, осевое давление в прокладках) в первую очередь определялись реальными условиями, в которых находятся соответствующие обмотки — оригиналы трансформаторов. Модели средних по расположению в окне магнитопровода обмоток испытывались без радиальных опор, так как они фактически отсутствуют и в трансформаторе, если не приняты специальные технологические и конструктивные меры (блочная намотка, жесткие изоляционные цилиндры под обмоткой и т.д.). Модели ближайших к стержню магнитопровода обмоток испытывали как при отсутствии, так и при наличии радиальных опор. Опорами служили электрокартонные рейки соответствующей толщины, расположенные между моделью и разрезным металлическим диском, имитирующим в меха-

ническом отношении стержень магнитопровода трансформатора.

Испытывались модели с тремя вариантами установки радиальных опор: 1) все опоры устанавливались плотно; 2) все опоры устанавливались с зазорами около 1,5 мм; 3) часть опор устанавливалась плотно, а часть — с зазорами 1,5 мм (по периметру модели опоры обоих видов распределялись случайным образом). Первый вариант практически недостижим в трансформаторах при существующей технологии сборки и насадки обмоток на стержень магнитопровода. Два последних варианта в большей степени отвечают условиям работы ближайших к стержню магнитопровода обмоток трансформаторов.

Верхний предел давления осевой запрессовки для каждой группы определялся возможностями гидросистемы устройства МДУ-3 и суммарной площадью прокладок модели. Во многих случаях это давление было значительно меньше, чем в соответствующих обмотках-оригиналах при КЗ.

Испытания моделей из обычного и подразделенного провода показали, что устойчивость сжимаемых обмоток с осевыми охлаждающими каналами, выполняемыми при намотке, определяется в первую очередь устойчивостью ее наиболее нагруженного внешнего слоя. При этом радиальные опоры наружного слоя необходимо принимать в расчет тогда, когда его ширина составляет примерно не более половины радиального размера обмотки без учета осевых каналов. В соответствии с этим и для моделей из транспонированного провода, имеющих осевые каналы, расчет проводился для наружного слоя (транспонированного провода); справедливость такого подхода подтверждается характером повреждений моделей (рис. 2). При отсутствии осевых каналов рассматрива-

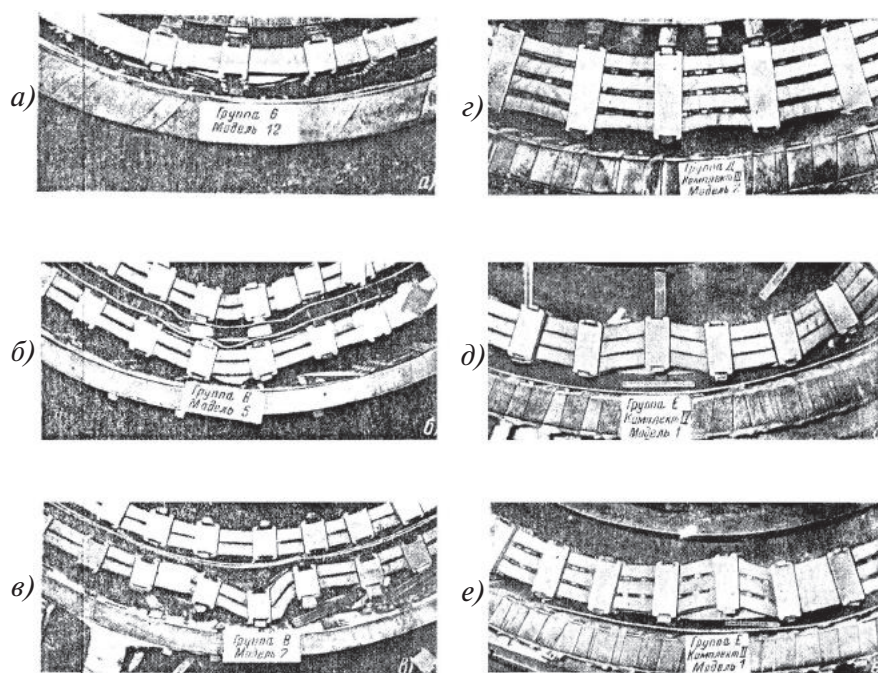


Рис. 2. Повреждение моделей после испытаний

ется вся секция в целом, т.е. расчет ведется по ее среднему диаметру и индукции на средней образующей.

Если в первом приближении принять, что формула (4) из [2], полученная по результатам испытаний моделей из обычного и подразделенного провода, остается справедливой для всех типов проводов, то для всех моделей из транспонированного провода можно рассчитать соответствующие значения критического напряжения $\sigma_{кр}$. Сравнение экспериментальных значений напряжений начального повреждения $\sigma_{н.п}$ моделей из транспонированного провода с результатами расчета $\sigma_{кр}$ по формуле (4) из [2] показывает, что в подавляющем большинстве случаев отношение $\sigma_{н.п} / \sigma_{кр} \approx 0,8$. Это свидетельствует о том, что при одинаковых геометрических размерах и условиях испытаний обмотки из транспонированного провода имеют меньший по сравнению с обмотками из обычного и подразделенного проводов уровень радиальной устойчивости.

Полученные экспериментальные результаты дают основания дополнить формулу (4) из [2] коэффициентом

том $k_{п}$, зависящим от типа провода обмотки. Для обычного и подразделенного проводов $k_{п} = 1,0$, для транспонированного провода $k_{п} \approx 0,8$.

Таким образом,

$$\sigma_{кр} = k_1 k_2 k_3 D (1 + k_4 b) k_5 k_{п}, \quad (2)$$

где D — средний диаметр обмотки без осевых каналов или средний диаметр наружного слоя (транспонированного провода) в обмотках с осевыми охлаждающими каналами; b — толщина элементарного провода; $k_{п}$ — коэффициент, зависящий от типа провода обмотки; k_1, k_2, k_3, k_4, k_5 — коэффициенты, зависящие соответственно от осевого давления в прокладках, материала провода и наличия радиальных опор относительно стержня магнитопровода или другой обмотки, числа столбов прокладок, расстояний между центрами реек, имеющих опору, высоты провода [2].

Меньший по сравнению с обмотками из обычного и подразделенного проводов уровень радиальной устойчивости обмоток из транспонированного провода, по нашему мнению, связан с особенностями его конструкции.

Рассмотрим возможные причины снижения критического напряжения.

1. Каждый элементарный проводник вследствие транспозиции последовательно занимает разные по высоте и ширине транспонированного провода положения, причем крайние проводники изгибаются в вертикальной плоскости и переходят из ряда в ряд. Поэтому сечение, воспринимающее действие сжимающих (и растягивающих) радиальных усилий, оказывается меньше полного сечения транспонированного провода по крайней мере на сечение четырех элементарных проводников, что приводит к увеличению напряжений сжатия в средних по ширине каждого ряда проводниках. Увеличение напряжения будет тем больше, чем меньше число элементарных проводников. Этот фактор должен приводить к заметному снижению жесткости катушки на растяжение и сжатие, а также к уменьшению критического напряжения.

2. Хотя в обмотке транспонированный провод в целом представляет собой кольцевой виток (секцию), каждый из элементарных проводников имеет большие начальные деформации, вызванные транспозицией, что также приводит к уменьшению критического напряжения.

3. В местах перехода из ряда в ряд крайние элементарные проводники транспонированного провода не соприкасаются с прокладками, образующими радиальные охлаждающие каналы между секциями обмотки, вследствие чего осевое давление на эти проводники будет равно нулю. Отрицательное влияние этого фактора может усилиться при неблагоприятном сочетании значений шага по столбам прокладок и шага транспозиций.

4. Из-за переходов элементарных проводников из ряда в ряд транспонированные провода прилегают друг к другу и к опорным элементам в осевых охлаждающих каналах только отдельными частями своей боковой поверхности. Следовательно, независимо от плотности намотки соседние транспонированные провода не могут служить друг для друга надежной опорой, что также снижает радиаль-

ную устойчивость многослойных обмоток из транспонированного провода. Неровная боковая поверхность транспонированного провода уменьшает эффективность радиальных опор, расположенных по внутреннему периметру сжимаемых радиальными усилиями обмоток, что также уменьшает критическое напряжение.

Снижение радиальной устойчивости обмоток из транспонированного провода в ряде случаев заставляет увеличивать вложение проводникового материала, что уменьшает эффективность его применения в трансформаторах. Для наиболее полной реализации положительных качеств транспонированного провода необходимо принять меры, повышающие его устойчивость по отношению к сжимающим радиальным усилиям КЗ. Наиболее перспективным направлением в этом отношении является склейка элементарных проводников между собой [3], а также использование медных сплавов с улучшенными механическими характеристиками.

Дальнейшие исследования должны быть направлены на уточнение роли отдельных факторов, влияющих на устойчивость транспонированного провода, и значений коэффициента k_{Π} для различных условий, изучение поведения провода при многократных воздействиях (кумулятивный эффект), разработку, определение характеристик и внедрение транспонированного провода с повышенной радиальной устойчивостью, и том числе со склеенными элементарными проводниками.

Литература

1. Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. и др. Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.

2. Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И. Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1975. № 4.

3. Babare A., Saviano A. Importanza del cavo transposto resinante nella costruzione degli avvolgimenti per trasformatori di grande potenza. Eletrotecnica. 1977. № 3.

Методика расчета тангенциальных сил и деформаций обмоток и их частей

Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.

1. Введение. До последнего времени при расчетах электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ общепринятыми терминами являются термины «осевые силы» и «радиальные силы», не требующие особых пояснений. Термин «тангенциальные силы» является относительно новым, он обозначает силы, приложенные к обмотке и действующие в направлении, перпендикулярном и к оси обмотки, и к радиусу обмотки.

Вместо термина «тангенциальные силы» вполне уместно было бы применить термин «касательные силы», имея в виду направление сил, совпадающее с направлением касательной к окружности обмотки. Можно было бы применить и термины «азимутальные силы», «поворачивающие силы», «скручивающие силы». Впрочем, последние два термина далее применяются как разновидности тангенциальных сил (первая сила, которая стремится повернуть обмотку целиком вокруг оси, а вторая — которая стремится закрутить обмотку или ее часть, например, в верхней части повернуть ее в одном направлении, а в нижней части — в другом).

Несмотря на то, что проявления тангенциальных сил не редки, в литературе они отражены крайне мало (только в нескольких статьях и докладах, например, [1, 2]), необходимость же расчета этих сил очевидна.

В работе даны материалы, характеризующие:

проявления тангенциальных сил, действующих на обмотки целиком, на части обмоток, на элементы обмоток (верхнюю и нижнюю половину обмотки, отдельные катушки, переходы, отводы);

причины возникновения тангенциальных сил и параметры, которые

влияют на величину и направление этих сил;

подробное описание присутствия в обмотках трансформаторов осевого и радиального токов, при наличии которых возникают тангенциальные силы;

суммарные тангенциальные силы.

Приводятся также:

теоретические положения, касающиеся условий возникновения тангенциальных сил различного вида;

алгоритмы расчета тангенциальных сил различных типов;

аспекты расчетов, касающиеся стойкости обмоток под действием тангенциальных сил, в том числе расчеты тангенциальных перемещений обмотки в динамической постановке;

рекомендации по обеспечению стойкости обмоток трансформаторов к тангенциальным силам;

конкретная методика расчета тангенциальных сил в виде проекта нового раздела в документе РД 16.431-88 «Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании»;

направления дальнейшей работы по совершенствованию и расширению методики расчета стойкости обмоток трансформаторов к тангенциальным силам при КЗ.

В описанной ниже методике основное внимание уделяется методам расчета электромагнитных тангенциальных сил, и меньше — расчетам напряжений или деформаций в элементах конструкции, возникающим из-за этих сил. Это связано прежде всего с тем, что конструкции обмоток, бандажей отводов и катушек, креплений отводов многообразны, не систематизированы, поэтому в настоящее время невозможно нормировать их расчеты. Вместе с тем при известных значениях тангенциальных сил в каждом конкретном случае рас-

четы вызванных ими напряжений и деформаций в элементах крепления обмоток, отводах, натяжения и изгиба отводов и т.д. могут быть проведены обычными методами сопротивления материалов и строительной механики. Кроме того, предлагаемые расчеты сил, напряжений и деформаций должны быть апробированы при расчетах трансформаторов в производстве и только потом нормированы. Четкие критерии прочности и устойчивости многообразных конструкций обмоток и их узлов при действии тангенциальных сил, при совместном действии тангенциальных, осевых и радиальных сил будут определены по мере накопления и обобщения опыта расчетов, испытаний трансформаторов, моделей и т.д. Расчет тангенциальных сил является новым расчетом, поэтому и при проведении настоящей работы, и при ее внедрении возникают различные вопросы, при решении которых необходимо совместное обсуждение их разработчиками методики расчета, расчетчиками, конструкторами, технологами, испытателями и принятие согласованного решения. Например, тангенциальные силы могут поворачивать обмотку, в результате чего возникают смещения столбов прокладок. Безусловно, соскакивание столбов прокладок с ярмовой изоляции при этом недопустимо, так как это чревато потерей прессовки и др. Но при проведении расчетов требование полного отсутствия смещений повлечет необходимость значительно повысить расчетную силу прессовки обмотки. Выход из положения видится в установлении максимально допустимого перемещения поворота обмотки, например, 10 или 20 мм. Введение такой нормы расчета должно быть проанализировано и согласовано с конструкторскими и технологическими службами завода.

Приведены некоторые результаты расчетов тангенциальных сил в мощных трансформаторах. Дан подробный пример расчета обмоток НН и ВН трансформатора мощностью 62,5 МВ·А 163/15,5 кВ. В ряде случаев тангенциальные силы, особенно в

низковольтных обмотках, достигают больших значений.

Опыт ВЭИ показывает, что расчеты тангенциальных сил весьма полезны и должны проводиться для вновь разрабатываемых трансформаторов, особенно ответственных или новых конструкций. В заключительном разделе приводится ряд рекомендаций, основанных на проведенных расчетах мощных трансформаторов и опыте анализа результатов испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ.

2. Проявления тангенциальных сил в трансформаторах при КЗ. При аварийных коротких замыканиях (КЗ) в обмотках трансформаторов и реакторов возникают осевые и радиальные электродинамические силы, действующие на элементы обмоток, прессующие конструкции, отводы. В случае недостаточной стойкости трансформаторов при КЗ эти силы являются основной причиной механических повреждений. При проектировании трансформатора в настоящее время проводится расчет осевых и радиальных сил, вызываемых ими напряжений, деформаций, перемещений.

Однако в эксплуатации и при испытаниях на стойкость при КЗ нередко наблюдаются деформации, которые свидетельствуют о действии на обмотки тангенциальных (по направлению) сил КЗ.

Возможные последствия действия этих сил:

- скручивание (или раскручивание) обмотки, когда верхняя и нижняя половины поворачиваются в разные стороны;
- поворот обмотки вокруг своей оси целиком;
- комбинация поворота и скручивания обмотки или ее части;
- тангенциальные перемещения и изгибы вертикальных и горизонтальных отводов;
- повороты и изгибы крайних витков отдельных катушек, переходов между катушками.

В результате тангенциальных перемещений обмоток могут возникнуть опасные деформации отводов, их натяжение, соприкосновение с прессующими кольцами и другими

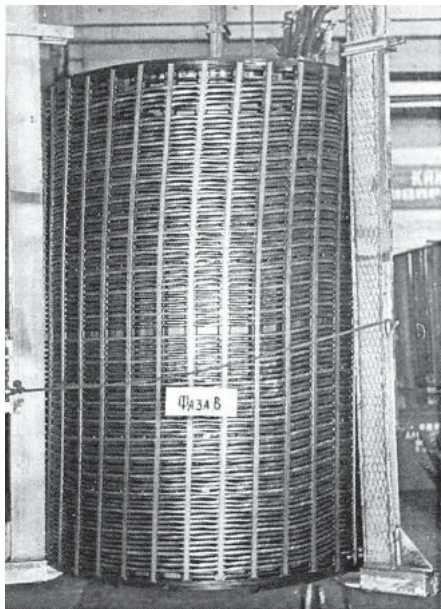


Рис. 1. Вид обмотки, потерявшей устойчивость под действием радиальных сил КЗ

деталью. При этом могут произойти замыкания между витками или на землю, что влечет дальнейшие разрушения.

Часто возникает хорошо видимое тангенциальное смещение реек с прокладками, свидетельствующее о повороте или скручивании обмоток (рис. 1). В первом случае (при повороте обмотки целиком) смещенные рейки сохраняют вертикальное положение, во втором случае (при скручивании всей обмотки — повороте в разные стороны ее отдельных катушек, частей) они наклоняются или искривляются. И в том, и в другом случаях возможно перемещение столбов прокладок относительно своих опор (прокладок опорной изоляции) и даже соскакивание их с этих опор (потеря опоры столбов прокладок), в результате может возникнуть потеря прессыровки обмоток, что приводит к ослаблению осевой и радиальной устойчивости.

Деформации и перемещения, вызываемые тангенциальными силами и приводящие к потере прессыровки на части столбов прокладок, могут быть причиной особого, редко встречающегося, выявленного при испытаниях

мощных трансформаторов на МИС г. Тольятти нового вида пространственной потери устойчивости из-за радиальных сил («потеря радиальной устойчивости в осевом направлении»). При этом в обмотке, сжимаемой радиальными силами, возникает «волна» осевых (а не радиальных!) деформаций в зоне потери прессыровки, занимающая большую часть высоты обмотки, причем максимальные деформации получаются не в середине высоты обмотки (как при обычной потере радиальной устойчивости), а вблизи торца там, где из-за действия тангенциальных сил столб прокладок соскочил с опоры.

Таким образом, тангенциальные силы могут быть опасны и сами по себе, и как причина потери прочности из-за возникновения в силу тангенциальных деформаций разрушающих обмотки осевых и радиальных сил.

Результаты испытаний многих трансформаторов показали, что особое внимание следует уделить протяженным вертикальным отводам, расположенным в канале между обмотками или между обмоткой и стержнем. Такие отводы имеются в расщепленных обмотках, а так как обычно это — низковольтные обмотки НН, то в них возникают большие токи КЗ и большие тангенциальные силы. Если вертикальный отвод расположен в канале между обмоткой и стержнем, то необходимо обеспечить крепление этого отвода к стержню (клиньями, бандажами и пр.). В канале между обмотками можно располагать отводы только с малыми токами, так как при больших токах возникают опасные тангенциальные силы, а конструктивно закрепить вертикальный отвод обычно затруднительно.

При недостаточной бандажировке и при сильной распрессовке обмотки в условиях действия вибраций возникает эффект раскручивания обмотки, как пружины, которая образовалась при намотке обмотки. Этот эффект противоположен основному эффекту действия электромагнитных сил, скручивающих обмотку.

Неблагоприятные последствия действия тангенциальных сил неоднократно фиксировались при испытаниях трансформаторов как мощных (на стенде МИС г. Тольятти), так и средней мощности (НИЦ ВВА, ВЭИ, УЭТМ).

3. Теоретические вопросы расчета тангенциальных сил. Как известно, вектор удельной электромагнитной силы, действующей на прямолинейный единичный элемент с плотностью тока \vec{J} в магнитном поле с индукцией \vec{B} , определяется векторным произведением этих двух векторов \vec{J} и \vec{B} :

$$\begin{aligned} \vec{f} &= \vec{\rho}f_{\rho} + \vec{y}f_y + \vec{\tau}f_{\tau} = \vec{J}\vec{B} = \begin{vmatrix} \vec{\rho} & \vec{y} & \vec{\tau} \\ j_{\rho} & j_y & j_{\tau} \\ B_{\rho} & B_y & B_{\tau} \end{vmatrix} = \\ &= \vec{\rho}(j_y B_{\tau} - j_{\tau} B_y) + \vec{y}(j_{\tau} B_{\rho} - j_{\rho} B_{\tau}) + \\ &+ \vec{\tau}(j_{\rho} B_y - j_y B_{\rho}), \end{aligned} \quad (1)$$

где $\vec{\rho}$, \vec{y} , $\vec{\tau}$ — единичные векторы в направлениях радиальном, осевом и тангенциальном; величины с индексами — проекции векторов \vec{J} (плотности тока) и \vec{B} (индукции) на соответствующие оси; $f_{\rho} = j_y B_{\tau} - j_{\tau} B_y$ — удельная радиальная сила; $f_y = j_{\tau} B_{\rho} - j_{\rho} B_{\tau}$ — удельная осевая сила; $f_{\tau} = j_{\rho} B_y - j_y B_{\rho}$ — удельная тангенциальная сила.

В настоящее время все расчеты стойкости трансформаторов при КЗ проводятся по РД 16.431-88, в расчетах используются системы программ РЭСТ или другие системы программ, основанные на методике РД 16.431-88 (РСТ и др.), к которым приспособляются все последующие расчеты. Именно поэтому в формуле (1) вместо общепринятого в математике обозначения оси Z применено обозначение оси Y , и в дальнейшем вместо радиального направления ρ будет использовано привычное в расчетах трансформаторов направление X .

При конкретных расчетах придется оперировать не плотностью тока, а током обмотки, например, номинальным током I или ударным током обмотки $I_{уд}$ (при этом $I_{уд} = \sqrt{2}K_T K_{уд} I$). Поэтому в дальнейшем формулы (1) будут соответствующим

образом видоизменены: вместо плотности тока в них будут даны токи.

Приведенная основная формула (1) является по существу строгим математическим обоснованием известного **правила левой руки** для определения электромагнитной силы, действующей на проводник с током, находящийся в магнитном поле. Это правило можно сформулировать так: **если четыре пальца левой руки направить по току в проводнике, ладонь ориентировать так, чтобы вектор индукции входил в тыльную часть ладони, то перпендикулярно отставленный большой палец будет указывать направление электромагнитной силы, действующей на проводник.**

Если пренебречь тангенциальной составляющей магнитного поля B_{τ} в области обмоток (а это допущение всегда верно, так как B_{τ} намного меньше осевой B_y и радиальной B_{ρ} составляющих магнитной индукции, подробное рассмотрение данного допущения существует, но оно выходит за рамки данной работы), то радиальная сила определяется обычным образом по основному току обмотки, текущему вдоль окружности, вдоль проводников обмотки, т.е. имеющему тангенциальную составляющую, и осевой индукции, а осевая сила — по тому же тангенциальному току и радиальной индукции.

Из приведенной формулы видно, что тангенциальная сила определяется как алгебраическая сумма двух произведений, она возникает тогда, когда имеется осевая или радиальная составляющая плотности тока j_y или j_{ρ} , т.е. когда в обмотке имеется осевой или радиальный ток. Безусловно, введение понятия осевого или радиального тока необычно, ведь мы всегда имеем дело просто с током обмотки I , который течет вдоль проводов и может быть измерен амперметром или зафиксирован на осциллограмме, и это направление тока, справедливо ассоциирующееся с направлением намотки обмотки, т.е. с **тангенциальным** направлением (вдоль окружности обмотки), на первый взгляд противоречит новым понятиям **осевого**

или **радиального** тока. В действительности никакого противоречия нет.

Рассмотрим вначале **осевой ток** в обмотке.

Если однослойная обмотка имеет один отвод на нижнем торце, а другой отвод — на верхнем торце, то ток обмотки I неминуемо должен пройти один раз снизу вверх (или сверху вниз) в осевом направлении, независимо от того, сколько витков в обмотке и какого типа обмотка. Этот ток I и есть осевой ток обмотки.

Если обмотка выполнена, например, из большого числа витков как обычная многослойная цилиндрическая обмотка с четным числом слоев, причем и отвод начала, и отвод конца обмотки находятся на одном и том же (верхнем или нижнем) торце обмотки, то, естественно, суммарный осевой ток обмотки равен нулю (сколько раз ток I прошел сверху вниз, столько же раз он должен пройти и снизу вверх). В этом случае, очевидно, из-за различного направления осевого тока в соседних слоях тангенциальные силы слоев примерно компенсируются и суммарная тангенциальная сила, действующая на обмотку, мала или отсутствует. (Слово «примерно» означает, что радиальная составляющая индукции, совместно с осевым током определяющая величину тангенциальной силы, от слоя к слою меняется незначительно).

Если рассматривать двухслойную (обычно с каналом) обмотку НН мощного блочного трансформатора, то в каждом из слоев (концентроров) есть осевой ток, каждый слой находится в своем радиальном магнитном поле, т.е. на каждый слой действует своя тангенциальная сила. Эти соображения действуют, естественно, только когда обмотка не блочная.

При нечетном числе слоев мы имеем случай, принципиально аналогичный однослойной обмотке.

Естественно, что несколько проще представить осевой ток в катушечной обмотке, когда он проходит по переходу из катушки в катушку. Так же не должен вызывать сомнений случай, когда приходится рассчитывать тангенциальную силу, действующую

на вертикальный протяженный отвод обмотки (например, в случае расщепленной обмотки НН) с чисто осевым током в осевом канале между стержнем и обмоткой или между двумя обмотками, находящимися в радиальном магнитном поле обмоток.

Рассмотрим далее **радиальный ток**.

На первый взгляд понятие **радиального тока** обмотки еще более непривычно. Действительно, если обмотка имеет один слой (винтовая или цилиндрическая обмотка), то никакого радиального тока в ней нет. Но в многослойной обмотке на торцах есть переходы из слоя в слой, где ток неминуемо должен иметь радиальную составляющую. В такой обмотке на торцах должны возникать и тангенциальные силы как результат взаимодействия радиального тока с осевым магнитным полем.

В катушечной обмотке (непрерывной или дисковой) на первый взгляд радиального тока нет, если все витки идеализировать как концентрические кольца. Но в действительности каждая катушка — это плоская **спираль**, в которой радиальная составляющая неминуемо должна быть. Ведь если мысленно разрезать плоскую спираль катушки любой цилиндрической поверхностью, имеющей диаметр, меньший внешнего диаметра катушки и больший внутреннего его диаметра, то в такое сечение обязательно должен попасть ток перехода из витка в виток, т.е. радиальный ток (рис. 2). Радиальный ток в соседних катушках обычно направлен в

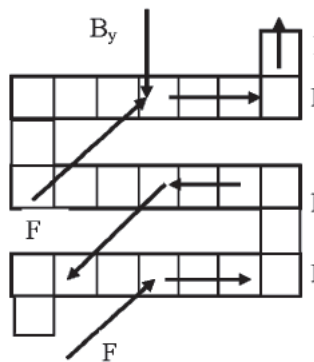


Рис. 2. Тангенциальные силы, действующие на катушки (плоские спирали) из-за радиального тока и осевой индукции

различные стороны (например, в соседних основной и перекладной секциях непрерывной обмотки), поэтому тангенциальные силы соседних катушек компенсируются, и суммарная тангенциальная сила пары катушек, всей обмотки или ее части (например, половины), вызываемая радиальными токами, может быть небольшой. Но для отдельных катушек, например, для торцевых катушек, находящихся в особых условиях с большой радиальной индукцией и большим радиальным током (к тому же они могут быть слабее закреплены) оценка тангенциальной силы должна быть полезной.

В катушках переплетенной обмотки наличие или отсутствие радиального тока должно быть в дальнейшем рассмотрено особо.

Естественно, что достаточно просто представить радиальный ток (буквальный радиальный ток) в частях отводов, имеющих расположение в радиальном направлении, на которые также действует тангенциальная сила, так как они находятся в осевом магнитном поле обмоток (рис. 3).

Перейдем к более строгому изложению расчета тангенциальных сил, возникающих в результате взаимодействия осевого тока с радиальной индукцией и радиального тока с осевой индукцией.

Для обмоток разных типов (винтовой, катушечной, дисковой, слоевой с нечетным числом слоев) с любым неравномерным распределением ампервитков по высоте осевой ток всегда равен суммарному току, про-

ходящему через воображаемое сечение, перпендикулярное оси, т.е. току обмотки I независимо от того, проходит ли сечение по переходу (из катушки в катушку) или по виткам обмотки (катушки). При этом в первом случае тангенциальная сила сконцентрирована в переходе, а во втором — распределена по всей окружности витка (для винтовых и слоевых обмоток) или сконцентрирована вблизи места перехода (для катушечных обмоток). Последнее утверждение требует небольшого пояснения. Для непрерывных и дисковых обмоток в каждой катушке ток течет в каждом витке строго в тангенциальном направлении, т.е. в основных витках катушек осевого тока и вызываемых им тангенциальных сил нет. В то же время в любом воображаемом осевом сечении ток обмотки должен проходить. Следовательно, этот осевой ток должен быть в месте перегиба крайнего витка, в месте начала перехода из катушки в катушку.

Тангенциальная сила, действующая на малый прямолинейный элемент обмотки dy (например, малый отрезок перехода из катушки в катушку или отвода), в котором ток I протекает в осевом направлении y и который находится в радиальном поле с индукцией $B_p(y)$, равна:

$$dF_\tau = IB_p(y) dy. \quad (2)$$

Формулу (2) можно практически применять при расчете тангенциальных сил и на протяженный элемент (например, на одну или несколько

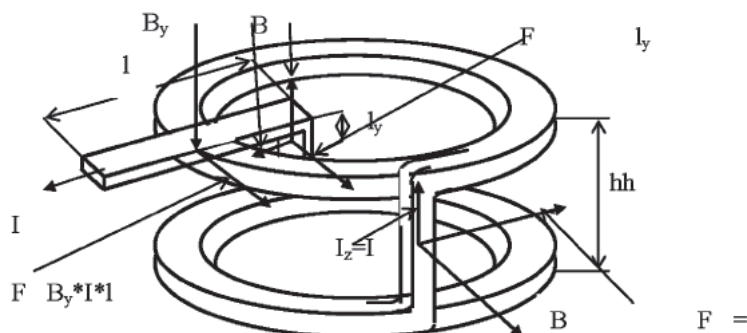


Рис. 3. Тангенциальные силы, действующие на вертикальный переход между катушками и на отводы (вертикальный и горизонтальный участки)

катушек, переход, отвод), в пределах которого радиальная индукция B_p может считаться постоянной.

По данным расчета радиального поля рассеяния обмоток можно определять тангенциальные силы на все элементы обмотки, иначе говоря, кривая $B_p(y)$ в определенном масштабе отражает элементарные тангенциальные силы, возникающие от постоянной по всей высоте обмотки осевой составляющей тока в обмотке (рис. 4).

Для того, чтобы определить тангенциальную силу, действующую на часть обмотки высотой Δy , необходимо проинтегрировать элементарные силы. Поэтому интегральное выражение для расчета тангенциальных сил можно записать в виде:

$$F_\tau(\Delta y) = F_\tau(y + \Delta y) - F_\tau(y) = \int_y^{y+\Delta y} dF_\tau = \int_y^{y+\Delta y} B_p(y) dy = B_{p\text{ ср}} I \Delta y, \quad (3)$$

где $B_{p\text{ ср}} = \int_y^{y+\Delta y} B_p(y) dy$ — среднее значение радиальной составляющей индукции на отрезке Δy .

Такое интегрирование производится при обычном расчете осевых электромагнитных сил в обмотке:

$$P(y) - P(y + \Delta y) = B_{p\text{ ср}} \pi D I w \frac{\Delta y}{H}, \quad (4)$$

откуда тангенциальная сила на элемент Δy :

$$F_\tau(\Delta y) = \pm [P(y) - P(y + \Delta y)] \times (H\pi / D) (1/w), \quad (5)$$

где H , D и w — высота, средний диаметр и число витков обмотки, Iw — ампервитки основного тока обмотки (н.с. обмотки), $P(y)$ и $P(y + \Delta y)$ — интегральные осевые силы на нижней и верхней границе рассматриваемой части обмотки высотой Δy , рассчитанные по принятой методике, например, по программе РЭСТ.

Отношение высоты обмотки к длине витка обмотки ($H / \pi D$) обычно в трансформаторах близко к единице. Поэтому формула (5) имеет ясный физический смысл и может быть истолкована следующим образом: **тангенциальная сила, действующая на обмотку (или ее часть), равна осевой силе, действующей на эту обмотку (или ее часть), деленной на число витков этой обмотки (всей обмотки) с поправкой на отношение ($H / \pi D$).**

Как видно, тангенциальные силы тем больше, чем больше осевые силы, но самое главное, они возрастают с уменьшением числа витков обмотки. Это значит, что тангенциальные силы

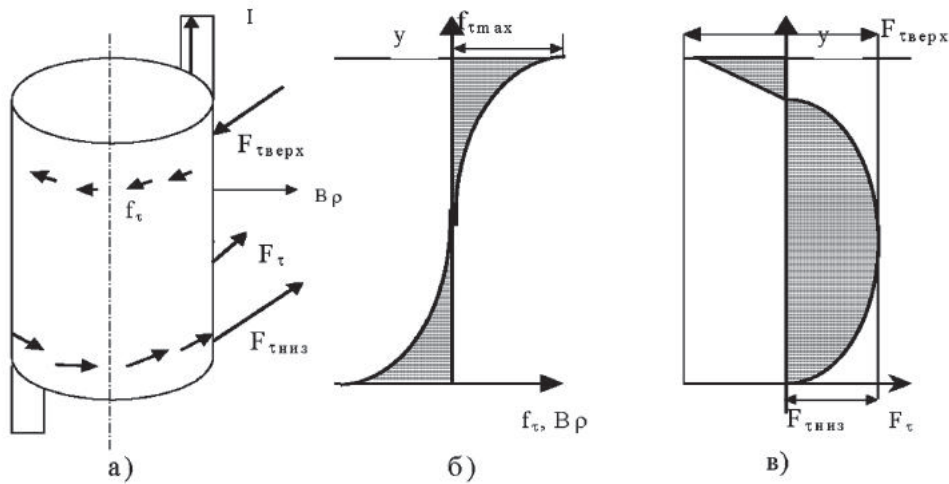


Рис. 4. Тангенциальные силы, действующие на всю обмотку: скручивающие нижнюю часть, верхнюю часть, поворачивающие обмотку целиком (обмотка имеет правую намотку)

при близких осевых силах намного больше в низковольтных обмотках, чем в высоковольтных.

При расчете на компьютере можно детально учесть все особенности распределения сил, в том числе расположение переходов в катушках на внешней и внутренней образующих обмоток. Если уже известны (рассчитаны) осевые силы в обмотках (на верхней опоре обмотки $P_{\text{верх}}$, на нижней опоре $P_{\text{низ}}$ и максимальная сила сжатия примерно в середине обмотки $P_{\text{макс}}$), можно приближенно определить силы, действующие на верхнюю или нижнюю часть обмотки:

$$F_{\tau \text{ верх}} = (P_{\text{макс}} - P_{\text{верх}}) H / (\pi D w), \quad (6)$$

$$F_{\tau \text{ низ}} = (P_{\text{макс}} - P_{\text{низ}}) H / (\pi D w), \quad (7)$$

и силу, действующую на всю обмотку (поворачивающую силу):

$$F_{\tau \text{ обм}} = (P_{\text{верх}} - P_{\text{низ}}) H / (\pi D w). \quad (8)$$

Приближенность формул (6)–(8) возникает из-за того, что при расчете тангенциальных сил во всех зонах ток (осевой ток) один и тот же, а при расчетах осевых сил плотность ампервитков зон могут различаться. На данном этапе приближенность расчетов (использование результатов расчета осевых сил) вполне можно допустить, а в дальнейшем, после накопления опыта расчетов, необходимо будет ввести в программы расчета (в РЭСТ) отличное от расчета осевых сил интегрирование формулы (2).

Вторая приближенность расчетов по (6)–(8) заключается в том, что в особых зонах (разгон, емкостное кольцо) из-за отсутствия в них основных (тангенциальных) ампервитков осевые силы отсутствуют, нет изменения интегральной осевой силы $P(y)$. Однако в этих зонах есть тангенциальные силы, действующие на обмотку (точнее на переход, расположенный в этой зоне), так как осевой ток в этих зонах присутствует. В таких зонах индукция $B_p(y)$ изменяется примерно по линейному закону, поэтому по (2) имеем

$$F_{\tau \text{ разг}} = I (B_{p1} + B_{p2}) h / 2, \quad (9)$$

где B_{p1} и B_{p2} — индукция в начале и конце зоны без тока, h — высота зоны.

Элементарные тангенциальные силы $f_{\tau}(y)$, как правило, распределены по высоте обмотки неравномерно (аналогично осевым силам), они максимальны на торцах, причем если обмотка по всей высоте имеет одну и ту же намотку (например, левую), тангенциальные силы на верхнем торце и на нижнем торце направлены в разные стороны. Кривая интегральной силы $F_{\tau}(y)$ позволяет определить силу, действующую на любой элемент обмотки как разность значений функции $F_{\tau}(y)$ на концах элемента, например, на обмотку целиком ($F_{\tau \text{ обм}}$), на верхнюю и нижнюю половину ($F_{\tau \text{ верх}}$, $F_{\tau \text{ низ}}$), максимальную тангенциальную силу в обмотке $F_{\tau \text{ макс}}$. Если обмотка симметрична, сила $F_{\tau \text{ обм}}$ мала или отсутствует вовсе, а могут быть существенны силы, действующие на каждую половину (рис. 6).

Рассмотрим далее вопрос о **направлении действия тангенциальных сил**.

В каждом отдельном случае направление действия тангенциальной силы определяется по правилу «левой руки».

Направление действия тангенциальных сил для обмоток может быть определено по правилу: **тангенциальные силы в обмотке, находящейся в собственном (или «естественном») магнитном поле, всегда закручивают обмотку**. Это универсальное правило, легко проверяемое применением правила «левой руки», позволяет проводить определение направления действия тангенциальных сил и проводить проверку сложных расчетов.

Хотя термин «закручивание обмотки» достаточно понятен, сделаем некоторое разъяснение. Представим себе однослойную винтовую обмотку. Для того, чтобы эту обмотку «закрутить», нужно приложить к торцам обмотки тангенциальные силы такого направления, чтобы они вызвали тангенциальные перемещения отводов на торцах, способные **уплотнить** витки обмотки в осевом направлении (если бы не было между витками про-

кладок или изоляции) или в радиальном направлении (с уменьшением диаметра).

Для винтовых обмоток с правой и левой намоткой направление таких «закручивающих» тангенциальных сил будет различным.

Для обмотки с **правой** намоткой тангенциальная закручивающая сила обмотки будет направлена всегда **против часовой стрелки**, если смотреть на торец обмотки.

Для обмотки с **левой** намоткой тангенциальная скручивающая сила обмотки будет направлена всегда **по часовой стрелке**, если смотреть на торец обмотки.

Необходимо подчеркнуть, что мнемоническое правило «закручивания обмотки» такое же важное, как основное правило для осевых сил («естественные» **осевые силы сжимают обмотку к середине высоты**), и основное правило для радиальных сил: **радиальные силы во внешних обмотках направлены от внутреннего к наружному радиусу и разрывают (а к тому же еще и раскручивают) обмотку, а во внутренних обмотках — наоборот, сжимают (скручивают, закручивают) обмотку**.

Направление действия тангенциальных сил (закручивание обмотки) принципиально не зависит от выбора направления тока в обмотке, так как при изменении направления тока в обмотке изменяется и направление индукции. То же самое относится и к радиальным силам (внутренняя обмотка всегда сжимается, а внешняя всегда растягивается), и к осевым силам (при любом выбранном направлении тока осевые силы сжимают обмотку к середине высоты).

Заметим, что если обмотка растягивается осевыми силами, то ее всегда можно представить в виде нескольких частей, каждая из которых сжимается.

Общее правило инвариантности относится также к энергии магнитного поля, которая не зависит от выбранного направления тока. В теории электромагнитного поля энергия и

силы являются так называемыми «квадратичными формами».

Поясним понятие «собственного», или «естественного» магнитного поля обмотки (концентра). Такое поле тока этой обмотки в отсутствие токов во всех других обмотках имеет характерные максимумы радиальной составляющей индукции на торцах обмотки и нулевое радиальное поле в середине обмотки. Осевые силы взаимодействия тока (тангенциального тока) и радиальной индукции сжимают обмотку в направлении от торцов к середине высоты. В присутствии токов в других обмотках считается, что поле остается «собственным», или «естественным», если оно сохраняет свой характер (распределение по высоте обмотки) и, следовательно, направление действия осевых сил при некотором изменении их величины.

Для каждого типа обмотки имеются свои особенности в определении величины и направления действия тангенциальных сил.

Например, когда в обмотке с вводом в середину верхняя половина имеет, например, правую намотку, а нижняя — левую, ток (он же и осевой ток) в верхней и нижней половине течет в разных направлениях. Поэтому тангенциальные силы половин обмоток направлены не в разные стороны, а в одну сторону. При этом возникает суммарная тангенциальная сила, поворачивающая обмотку. Как правило, такое сложение не опасно, так как ввод в середину имеют высоковольтные обмотки, в которых ток невелик (а для тангенциальных сил это и есть осевой ток).

Если обмотка с малыми ампервитками (слабым собственным полем) расположена в магнитном поле другой обмотки с большими ампервитками, применение общего правила для определения направления действия сил должно быть дополнительно проверено. Однако в этом случае обычно из-за малого тока малы и тангенциальные силы «слабой» обмотки. Под «слабой» обмоткой можно понимать не только обмотку с малым числом ампервитков, но и обычную обмотку многообмоточного

трансформатора с малым током КЗ в некоторых особых режимах КЗ.

Можно рассмотреть два варианта дополнительной проверки.

По первому варианту проверяется, какой характер имеет радиальное поле «слабой обмотки». Если оно соответствует «собственному» полю, то направление действия тангенциальных сил должно быть определено по вышеуказанному правилу «закручивания». Если нет — то обмотка «раскручивается».

По второму варианту нужно ввести правила знаков для всех данных, участвующих в расчете. Рассмотрим это подробнее.

Осевой ток следует считать положительным, если его направление совпадает с выбранным положительным направлением оси обмотки, в системе РЭСТ снизу вверх (осевые координаты катушек возрастают снизу вверх).

Радиальная составляющая магнитной индукции при расчетах в системе РЭСТ считается положительной в случае, если она направлена от оси обмотки.

При этих условиях положительными тангенциальными силами в соответствии с правилом левой руки будут такие, которые стремятся повернуть элемент обмотки в направлении против часовой стрелки, если смотреть на обмотку в направлении, обратном положительному направлению оси обмотки и тока (т.е. со стороны стрелки оси).

Следует отметить, что в системе РЭСТ нет такого признака тока, как направление его по оси или против оси, а есть знак тока обмотки. Положительным током при этом обычно принимается ток в первой, ближайшей к стержню обмотке. Можно показать, что в этом случае (при положительном токе обмотки) осевой ток будет положительным (направленным вдоль оси снизу вверх) только для обмотки, имеющей **правую намотку**. Действительно, правый винт, то есть обычный шуруп с направлением оси винта от головки к острию, при вращении его против часовой стрелки со стороны головки винта перемещается

в направлении оси. Поэтому для обмоток с **правой** намоткой в формуле (2) нужно ввести знак **плюс**, для обмоток с **левой** намоткой — **минус**.

Радиальная и осевая составляющие тока имеются в «явном виде» в **отводах и переходах** или их частях, расположенных горизонтально и вертикально (рис. 3). Возникающие в этом случае тангенциальные силы F_{τ} , действующие на переходы между катушками и на отводы, рассчитываются по общей формуле:

$$F_{\tau} = IB_{\text{ср}}h, \quad (10)$$

где I — ток отвода, h — длина отвода, $B_{\text{ср}}$ — средняя индукция в пределах длины отвода.

Возможен второй, упрощенный вариант расчета («с запасом») без нахождения среднего значения индукции, при котором вместо $B_{\text{ср}}$ используется заведомо наибольшая известная по расчету магнитного поля индукция, например, максимальная индукция на уровне торцевой катушки.

Если, например, горизонтальный отвод обмотки НН расположен на торце, то для расчета с запасом за среднюю индукцию можно взять осевую индукцию на торце внешней образующей обмотки НН. Если же рассчитывать тангенциальную силу, действующую на вертикально расположенную часть отвода этой обмотки, то в качестве средней индукции с запасом можно взять радиальную индукцию на торце. Это делается для того, чтобы воспользоваться результатами расчета поля в существующих программах, в которых поле рассчитывается только в области обмоток (это делается для расчета осевых и радиальных сил, добавочных потерь). В дальнейшем при уточнении расчетов можно будет дополнить программы специальным расчетом индукции в области отводов, т.е. за пределами области обмоток (кроме тангенциальных сил это требуется иногда и для расчета поля и потерь на вихревые токи в элементах конструкции).

Направление тангенциальных сил, действующих на горизонтальный

и вертикальный отрезок отвода, определяется по общему правилу «левой руки». Если отвод находится в «собственном» поле обмотки, то оказывается, что направление действия тангенциальных сил отвода такое же, как и направление тангенциальной силы на торце обмотки.

Особое внимание следует уделить протяженным вертикальным отводам, расположенным в канале между обмотками или между обмоткой и стержнем. Такие отводы имеются в расщепленных обмотках, а так как обычно это — низковольтные обмотки НН, то в них большие токи КЗ и большие тангенциальные силы. В канале между обмотками можно располагать отводы только с малыми токами, так как при больших токах возникают опасные тангенциальные силы, а конструктивно закрепить вертикальный отвод обычно затруднительно.

По формуле, аналогичной (10), рассчитывается тангенциальная сила, действующая на катушку непрерывной или дисковой обмотки из-за радиального тока, при этом в формуле (10) должно быть: I — ток катушки, вместо h — ее радиальный размер d , а $B_{\text{ср}}$ — это среднее значение осевой индукции на ширине катушки, за которую можно принять осевую индукцию на средней образующей или среднюю индукцию на двух (наружной и внутренней) образующих. При конкретных расчетах необходимо рассчитывать наибольшую наиболее опасную тангенциальную силу, т.е. силу, действующую на менее закрепленную крайнюю (торцевую) катушку.

Направление тангенциальных сил в катушках из-за радиального тока находится по общему правилу «закручивания» и проверяется по правилу левой руки. Направление тангенциальных сил в соседних катушках различно, так как различны направления радиальных токов. Например, если в основной катушке непрерывной обмотки радиальный ток направлен к оси обмотки, то в соседней перекладной катушке он будет направлен от оси обмотки.

4. Основные положения и допущения расчета стойкости обмоток под действием тангенциальных сил. В трансформаторах при КЗ осевым силам, возникающим в обмотках, противостоят как сами обмотки, так и опорные конструкции (прессующие кольца, прессующие винты и домкраты, прессующие шпильки, балки). При этом чрезмерные осевые силы могут вызвать потерю устойчивости проводников (полегание проводников), большие осевые перемещения отводов, распрессовку обмоток, изгиб прессующих колец, балок. Расчеты деформаций и механических напряжений, последующие за расчетами осевых электромагнитных сил, возникающих в обмотках при КЗ, частично проводятся в рамках расчета электродинамической стойкости обмоток по РД 16.431-88, например, расчеты на полегание проводников. Но многие расчеты проводятся и за пределами методик и требований этого документа, т.е. по другим нормативным документам. Это относится, например, к расчету прессующих колец, для которых по РД 16.431-88 расчеты осевых сил проводятся лишь как расчеты исходных данных (силы прессовки и осевые силы, действующие на верхнюю опору обмоток).

Что касается радиальных сил, то этим силам противостоят в основном сами обмотки. Исключение составляют случаи намотки обмотки на жесткий цилиндр или блочная намотка двух концентров, когда радиальные сжимающие силы воспринимают опоры. В настоящее время за рубежом (например, на фирме Ансальдо) начато внедрение нового способа обеспечения радиальных опор. Этот способ заключается в установке в углах стержня магнитопровода специальных протяженных мягких баллонов, которые после установки обмоток заполняются под небольшим давлением отвердевающим при сушке изоляционным составом. По методике РД 16.431-88 в обмотках не только рассчитываются растягивающие электромагнитные силы в обмотке ВН и сжимающие силы в обмотке НН, но и дается полный расчет прочности и

устойчивости обмоток, в котором используются нормированные значения допускаемых механических напряжений в проводниках, допускаемых значений деформаций (расчет сжимаемых обмоток на прочность, расчет допускаемых деформаций в растягиваемых обмотках) и допускаемые критические напряжения потери устойчивости.

Как правило, обмотки трансформаторов конструктивно плохо противостоят **тангенциальным** силам. Тангенциальные силы сдерживаются в основном силами трения на торцах обмоток в прокладках. Тангенциальные силы воспринимаются также конструкцией закрепления отводов обмоток. Только в приведенных выше случаях наличия радиальной опоры обмотки можно рассчитывать на возможность закрепления этих опор с обмоткой (расклиновкой цилиндра на стержне, упорами цилиндра на торцах и т.д.) для предотвращения поворота обмотки. В частном случае для механического расчета узлов крепления цилиндра напрямую должны быть использованы данные расчета тангенциальных сил по изложенной методике. Сам расчет узла крепления цилиндра (например, на прочность, на смятие или скалывание цилиндра и т.д.) заранее описан быть не может, так как нет типовой конструкции этого узла. Однако в каждом конкретном случае такой расчет может быть проделан с определенными допущениями по методам сопротивления материалов и строительной механики.

В настоящее время невозможно точно количественно оценить достаточность компенсации силами трения возникающих тангенциальных сил. Принципиально сила трения в каком-либо сечении обмотки рассчитывается по формуле

$$F_{\text{тр}} = K_{\text{тр}} P_{\text{норм}}, \quad (11)$$

где $F_{\text{тр}}$ — суммарная сила трения, возникающая между дистанцирующими прокладками обмоток, или между проводниками (катушками) и прокладками, или между катушками (зависит от конструкции обмотки);

$K_{\text{тр}}$ — коэффициент трения; $P_{\text{норм}}$ — величина нормального давления, т.е. осевая сила в рассматриваемом сечении. Например, если нужно рассматривать сечение на торце обмотки, тогда $P_{\text{норм}} = P_{\text{верх}}$ или $P_{\text{норм}} = P_{\text{низ}}$.

Условие необходимой прочности обмотки или ее участка по отношению к тангенциальной силе в общем случае (если нет жесткого закрепления отводов) заключается в том, что суммарная сила трения (сумма силы трения сверху $F_{\text{трверх}}$ и силы трения снизу $F_{\text{трниз}}$ от рассматриваемого участка) больше тангенциальной силы $F_{\text{т}}$, действующей на этот участок. Это условие записывается в виде:

$$F_{\text{т}} \leq (F_{\text{трверх}} + F_{\text{трниз}}) / K_{\text{зап}}, \quad (12)$$

где $K_{\text{зап}}$ — некоторый коэффициент запаса (на неточность определения силы трения и др.); $F_{\text{трверх}}$, $F_{\text{трниз}}$ — сила трения сверху и снизу рассматриваемого участка обмотки (например, обмотки целиком или половины обмотки) или отдельной катушки; $F_{\text{т}}$ — расчетная тангенциальная сила на обмотку целиком или рассматриваемый участок обмотки.

Величина коэффициента трения $K_{\text{тр}}$ в настоящее время не может быть точно нормирована. Этот коэффициент должен быть определен в специально поставленной экспериментальной работе для нескольких вариантов «трущихся пар» (прокладка — прокладка, прокладка — катушка, катушка — катушка) при варьировании величины нормального давления и при различных условиях действия как нормального давления (постоянное во времени; пульсирующее, как осевая сила при КЗ), так и силы трения (сила трогания, сила движения, постоянная во времени сила, пульсирующая сила). Представляется, что коэффициент трения двух гладких поверхностей в масле в условиях действия пульсирующих сил (фактически вибрационных сил) может оказаться достаточно малым, порядка $0,01 \div 0,05$ (общеизвестно, особенно автолюбителям, что при вибрациях возможно даже самопроизвольное откручивание гаек и болтов). Однако даже и при таком малом коэффициенте трения условие прочности

обмотки по отношению к тангенциальным силам формально может быть соблюдено, так как расчетные силы нормального давления в обмотке достаточно велики, а расчетные тангенциальные силы (судя по опыту расчетов) достаточно малы. Например, если по расчету тангенциальная сила, поворачивающая всю обмотку, равна $F_{\tau} = 1$ кН, а сила прессовки обмотки или сила на верхнем и нижнем торце обмотки равны 100 кН, то при коэффициенте трения $K_{\text{тр}} = 0,05$ и коэффициенте запаса (на неточность расчета) $K_{\text{зап}} = 2,0$ имеем $(100 \text{ кН} \times 0,05 + 100 \text{ кН} \times 0,05) / 2 = 5$ кН и в итоге $F_{\tau} = 1 \text{ кН} < 5$ кН, т.е. условие формально выполняется.

Рассмотрим далее действие тангенциальных сил в динамике.

Рассмотрим прежде всего «типичную» обмотку, которая при КЗ сжимается осевыми силами. Если сила прессовки обмотки достаточно велика (коэффициент прессовки $K_{\text{пр}} \geq 1$), то в течение всего времени КЗ во всех ее сечениях сохраняется сила сжатия. В середине высоты осевые силы КЗ приведут к увеличению силы сжатия по сравнению с силой прессовки (рис. 5, верхняя жирная ломаная линия), а на торцах — к ее уменьшению

(рис. 5, нижняя жирная ломаная линия), но при $K_{\text{пр}} \geq 1$ ни в одном ее сечении зазора не возникнет. Наоборот, при полном отсутствии прессовки обмотки ($K_{\text{пр}} = 0$) сразу же после начала КЗ уже самые небольшие осевые силы сожмут обмотку, и она «отойдет» от опор, «повиснет в воздухе» (влиянием силы веса обмотки в данном случае пренебрегаем, что идет в запас, но в дальнейшем может быть проделан и точный расчет). Так как обычно коэффициент прессовки выбирается меньше единицы (например, $K_{\text{пр}} = 0,4$), то при КЗ в середине высоты обмотки осевая сила по мере увеличения квадрата тока КЗ будет увеличиваться (рис. 5, верхняя пунктирная ломаная линия), а на торцах осевая сила будет снижаться (рис. 5, нижняя пунктирная ломаная линия), при $(i / I_{\text{уд}})^2 = 0,4$ на торцах обмотки возникнут зазоры, а при дальнейшем увеличении тока торцы обмотки будут отходить от опор, т.е. зазоры будут существовать достаточно большую часть периода (как уже сказано, зазоров на торце не должно быть при коэффициенте прессовки $K_{\text{пр}} = 1$ и более). Таким образом, существенное время при КЗ обмотка будет «повисать в воздухе», так как сил трения на

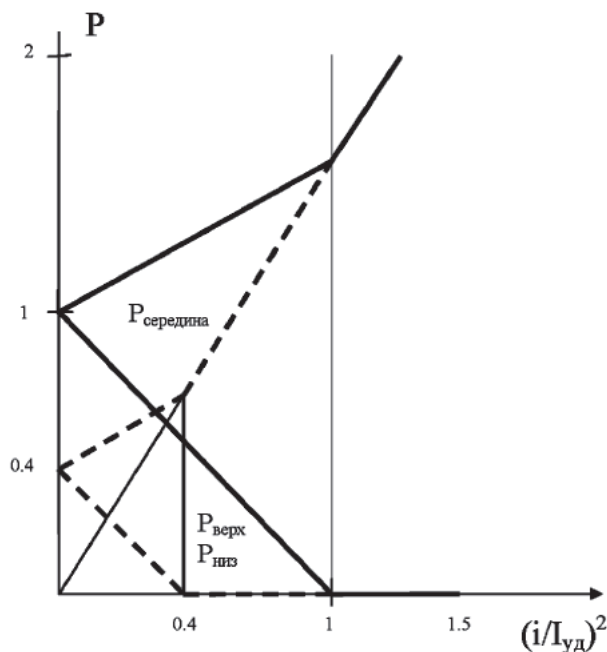


Рис. 5. Зависимость осевых сил в обмотке от квадрата тока КЗ

торцах не будет. В эти же промежутки времени тангенциальная сила на обмотку действовать будет (тангенциальная сила изменяется пропорционально квадрату тока КЗ так же, как и электромагнитная осевая сила). И препятствием для свободного поворота обмотки будет только закрепление отводов и инерция обмотки.

Вначале разберем простейший пример, когда есть свободное (без опор) круговое симметричное кольцо массой m , на которое действует равномерно распределенная по окружности кольца тангенциальная сила F_{τ} . Пусть эта сила, постоянная во времени, приложена внезапно и действует определенное время Δt . Ясно, что кольцо начнет равноускоренно вращаться (по второму закону Ньютона при постоянной силе и массе ускорение постоянно) и по истечении времени Δt оно повернется так, что все кольцо сместится по окружности (по дуге) на расстояние ΔS . В теоретической механике такое движение материальной точки массой m по окружности описывается дифференциальным уравнением 2-го порядка, соответствующим 2-му закону Ньютона

$$m \frac{d^2 S(t)}{dt^2} = F_{\tau}(t) - F_{\text{тр}}. \quad (13)$$

При решении этого уравнения будем считать, что силы трения нет (расчет с запасом).

Для случая постоянной силы при равноускоренном движении с нулевой начальной скоростью

$$\Delta S = \frac{F_{\tau}}{m} \frac{\Delta t^2}{2}. \quad (14)$$

После окончания действия силы в конце интервала времени Δt вращение кольца полностью прекратится (считается, что кольцо, так же как и обмотка, вернется в первоначальное запрессованное состояние).

Пусть масса кольца (масса обмотки) $m = 1000$ кг, тангенциальная сила $F_{\tau} = 1$ кН, а время действия силы $\Delta t = 0,01$ с (половина периода синусоиды 50 Гц). До начала движения при $t = 0$ кольцо зажато осевой силой прессовки и в конце после окончания

действия силы F_{τ} через время Δt оно снова зажато осевой силой прессовки, в интервале $0 \div \Delta t$ электродинамические осевые силы сжали обмотку, и на ее торцах образовались зазоры. Тогда смещение

$$\Delta S = \frac{10^3 \times 0,01^2}{2 \times 10^3} = 0,05 \text{ мм.}$$

Смещение 0,05 мм мало, но оно получается в каждом периоде (с учетом некоторого затухания апериодической составляющей тока) при каждом КЗ трансформатора, т.е. накапливается. Например, за 5 опытов КЗ длительностью по 0,5 секунды поворота на 0,05 мм возникнут 10×5 раз (броски тока КЗ затухают, условно считается расчетное число пиков тока, равное 10), и расчетный суммарный поворот будет уже около 2,5 мм (проявится кумулятивный эффект, эффект накопления перемещений). Это значит, что для трансформаторов немаловажно количество КЗ, которым они подвергаются при испытаниях или в течение своей эксплуатации. При испытаниях силовых трансформаторов (на МИС ВЭИ в г. Тольятти) явление накопления тангенциальных перемещений неоднократно фиксировалось, но только теперь оно получает достаточно четкое качественное и даже количественное объяснение.

В действительности тангенциальная сила во времени не постоянна, поэтому рассмотрим далее процесс поворота обмотки более подробно. На рис. 5 показана зависимость от квадрата тока (т.е. от электромагнитной силы) осевых сил в рассматриваемой обмотке («типичной» обмотке, сжимаемой осевыми силами) в сечении на середине высоты обмотки и на торцах. В середине обмотки сила в начале процесса КЗ при $t = 0$ и, следовательно, $(i / I_{\text{уд}})^2 = 0$, сила сжатия равна силе прессовки. В процессе КЗ осевая сила в середине обмотки возрастает, достигая при $(i / I_{\text{уд}})^2 = 1$ максимального значения. Для расчета важно, что на торцах обмотки (нижние жирная и пунктирная линии),

там, где сила трения препятствует тангенциальным перемещениям, в начале процесса при $i = 0$ сила осевого сжатия равна силе прессовки, а при возрастании тока КЗ обмотка осевыми силами сжимается и сила на опоре снижается, при $(i / I_{уд})^2 = K_{пр}$ она становится равной нулю (подробно кривые типа показанных на рисунке описаны, например, в [3]). На рис. 6 построена зависимость квадрата тока КЗ от времени, т.е. зависимость электромагнитной силы (осевых и тангенциальных в разных масштабах). Можно условно (с запасом) считать, что движение обмотки (ее поворот) происходит тогда, когда на торцах обмотки возникают зазоры от осевых сил (обмотка «повисает в воздухе», отрывается от опор, на которых ее удерживают от поворота силы трения), тогда интервалы времени Δt , когда обмотка поворачивается, находятся по кривой $F_t(t)$, где интервалы действия силы Δt при $K_{пр} = 0,4$ показаны штриховкой. Из рис. 5 и 6 можно видеть, что при отсутствии прессовки ($K_{пр} = 0$) интервал времени Δt наибольший, он соответствует почти всему времени КЗ, при большой силе прессовки ($K_{пр} > 1$) зазоров на торцах не возникает вообще и тангенциальные перемещения отсутствуют, в промежуточных случаях интервалы пере-

мещения Δt различны, они тем больше, чем меньше сила прессовки.

Ранее тангенциальная сила была принята постоянной, в трансформаторе она переменна во времени, изменяется по сложному закону (кривая тока КЗ содержит синусоиду и апериодическую составляющие, а кривая электромагнитной силы, т.е. кривая квадрата тока КЗ, имеет в своем составе периодические составляющие частотой 50 и 100 Гц, а также апериодическую и постоянную составляющие). Поэтому в общем случае для определения тангенциального перемещения $S(t)$ на интервалах Δt необходимо решать дифференциальное уравнение

$$\frac{d^2 S(t)}{dt^2} = \frac{F_t [(i / I_{уд})^2, t] - F_{тр}}{m}, \quad (15)$$

если $(i / I_{уд})^2 \geq K_{пр}$.

Если коэффициент прессовки $K_{пр} \geq 1$, то зазоров в обмотке не возникает, поэтому можно принять, что сила трения полностью компенсирует тангенциальную силу, и никаких тангенциальных перемещений вообще не должно быть. В этом случае решением уравнения (15) будет $S(t) = 0$.

В другом крайнем случае при полном отсутствии прессовки обмотки ($K_{пр} = 0$) расчет уравнения (15) достаточно сложен, так как зависимость от времени тангенциальной силы

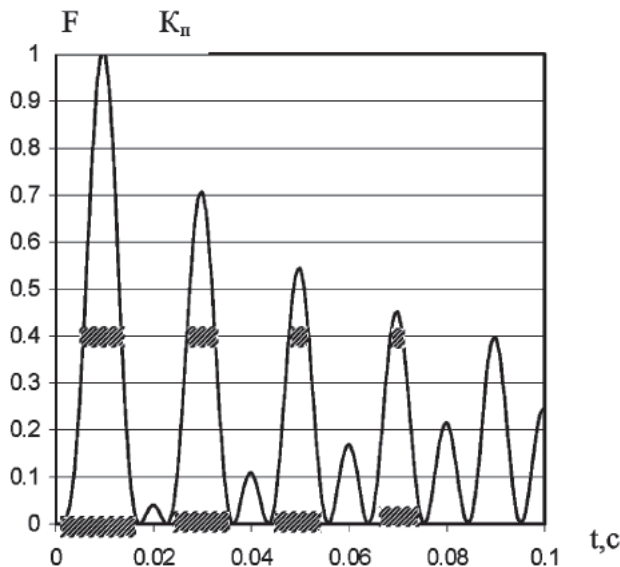


Рис. 6. Зависимость от времени квадрата тока КЗ и электромагнитных сил (осевых, F_y , радиальных F , тангенциальных F)

$F_{\tau} [(i / I_{уд})^2, t]$ достаточно сложна (рис. 6). Однако без существенной потери точности результата расчет может быть сильно упрощен, если принять, что на обмотку действует некоторая постоянная во времени тангенциальная сила, равная средней силе за полное время КЗ. Прямым интегрированием электромагнитной силы, т.е. квадрата тока КЗ можно показать, что средняя сила в **установившемся** режиме КЗ равна половине максимальной силы, а средняя сила в **первом периоде** с максимальной аperiodической в токе равна около 3/8 максимальной силы. Если взять ударный коэффициент в токе КЗ равным 1,8 то средняя сила в первом периоде окажется больше средней силы в установившемся режиме в 2,7 раза. В опыте КЗ длительностью 0,5 с средняя сила в рассмотренном ранее примере будет существенно меньше максимальной силы 1 кН, она может быть точно подсчитана интегрированием квадрата тока за время 0,5 с. Можно для упрощения оценки положить, что средняя сила будет равна 0,25 кН. Тогда тангенциальное перемещение будет равно

$$\Delta S = \frac{0,25 \text{ кН}}{1000 \text{ кг}} \times \frac{(0,5 \text{ с})^2}{2} = 31,25 \text{ мм.}$$

Как видно, при отсутствии прессовки даже небольшие тангенциальные силы могут вызывать большие тангенциальные перемещения обмотки. Ведь сил трения нет, обмотка по инерции продолжает двигаться (поворачиваться) и тогда, когда тангенциальная сила проходит в режиме КЗ через нулевое значение.

В промежуточных случаях, например, при $K_{пр} = 0,4$, расчет по формуле (15) оказывается технически более сложным, так как тангенциальная сила поворачивает обмотку только в определенные интервалы времени в течение каждого периода КЗ (выделены штриховкой на рис. 6). При необходимости точный расчет может быть проделан для каждого конкретного трансформатора. Как показал некоторый опыт таких расчетов, тангенциальные перемещения оказываются су-

щественно меньшими, чем перемещения при отсутствии прессовки, так как в каждом периоде КЗ есть интервалы времени, когда обмотка оказывается «запрессованной». Это значит, что силы трения в эти интервалы времени прекращают поворот обмотки (а при отсутствии прессовки и сил трения обмотка поворачивается по инерции и в моменты минимума электромагнитной силы, как это уже упоминалось). Утверждение, что силы трения ограничивают тангенциальные перемещения, нуждается в экспериментальной проверке. Как уже говорилось, известен эффект самопроизвольного откручивания гаек и болтов при вибрациях, который может проявиться и в трансформаторах (например, при испытаниях на стойкость при КЗ распределительных трансформаторов неоднократно наблюдалось самопроизвольное выбрасывание реек из межобмоточного канала, это явление также связано с проявлением вибрационных сил).

Изложенный выше расчет тангенциальных перемещений носит оценочный характер. Для подтверждения методики расчета необходимо решить ряд принципиальных вопросов, а также проделать определенные эксперименты. Например, можно рассмотреть вопрос о том, не стоит ли для обеспечения исчерпывающей надежности считать расчетным случай полного отсутствия прессовки.

Для того, чтобы внести некоторую определенность в оценку тангенциальных перемещений, в качестве первого варианта методики расчета предлагается ввести следующие допущения:

средняя (по времени) сила при расчете принимается равной расчетной силе, поворачивающей обмотку, умноженной на коэффициент 0,3;

эта расчетная сила действует в течение каждого периода КЗ 0,02 с;

расчетное число периодов КЗ при числе КЗ, равном 5, и расчетном числе пиков тока, равном 10, составляет $5 \times 10 = 50$;

обмотка трансформатора полностью прессовку не потеряла, т.е. в конце каждого периода КЗ силы тре-

ния на торцах обмотки тангенциальное перемещение прекращают.

В этом случае тангенциальное перемещение

$$\begin{aligned} \Delta S_{\tau} &= 50 \frac{0,3F_{\tau}}{m} \frac{\Delta r^2}{2} = \frac{0,3F_{\tau}}{m} \frac{0,02^2}{2} = \\ &= 3 \frac{F_{\tau}}{m} 10^{-3}, \end{aligned} \quad (14)$$

где F_{τ} — тангенциальная сила, кН; m — масса обмотки, кг.

Все эти расчеты можно проделать для конкретной обмотки трансформатора, что и необходимо делать для тех обмоток, для которых получаются большие тангенциальные силы. После накопления опытов расчетов они могут быть внесены и в нормированные расчеты.

В итоге стратегия расчета стойкости обмоток трансформатора к действию тангенциальных сил заключается в выполнении следующих этапов.

1. Расчет электромагнитных тангенциальных сил, действующих на обмотки и их элементы.

2. Расчет тангенциальных сил, действующих на отводы и их части.

3. Расчет тангенциальных сил, действующих на особые крайние катушки.

4. Расчет суммарных тангенциальных сил, необходимых для расчета крепления обмоток, отводов, бандажей крайних катушек.

5. Расчет тангенциальных деформаций (перемещений) обмоток и их частей.

Ниже в табл. 1 приведены некоторые результаты расчетов тангенциальных сил в мощных трансформаторах. Эти расчеты проделаны еще по более ранней методике, чем в настоящей работе, однако они дают представление о порядке тангенциальных сил в обмотках и отводах. Видно, что в ряде случаев тангенциальные силы, особенно в низковольтных обмотках, достигают больших значений.

5. Пример расчета приведен в табл. 2.

6. Рекомендации по обеспечению стойкости обмоток трансформаторов к тангенциальным силам

1. Как следует из приведенных формул для расчета тангенциальных сил и результатов расчетов трансформаторов, наибольшие тангенциальные силы возникают в обмотках с большим током КЗ (обмотки НН, СН), что естественно. Поэтому первая рекомендация состоит в особом внимании к таким обмоткам.

2. Рекомендуется по возможности обеспечивать радиальную опору обмотки. При этом тангенциальные силы на верхнюю и нижнюю части обмоток компенсируются и их вообще можно не рассчитывать. Если обмотка НН намотана на бакелитовом цилиндре, то необходимо конструктивно обеспечить невозможность поворота цилиндра. Это можно сделать, предусмотрев, например, вырезы в нижнем торце цилиндра, заходящие в пакеты стали нижнего ярма, или закрепив нижний торец цилиндра относительно деталей нижней ярмовой изоляции.

3. При конструировании обмоток необходимо применять такие конструкции отводов и их креплений, которые способны воспринимать суммарные тангенциальные силы, действующие на обмотку и отводы.

Особое внимание следует уделить отводам, расположенным в канале между обмотками или между обмоткой и стержнем. Лучше вертикальный отвод располагать в канале между обмоткой и стержнем, где относительно проще обеспечить крепление этого отвода к стержню (клиньями, бандажками и пр.). В канале между обмотками можно располагать отводы только с малыми токами, так как при больших токах возникают опасные тангенциальные силы, а конструктивно закрепить вертикальный отвод обычно затруднительно.

4. Первая (крайняя) катушка обмотки должна быть надежно прибандажирована к соседним катушкам (второй, третьей, четвертой катушкам). Применение сплошного бандажирования обмотки стеклолентой, по-видимому, также повышает прочность обмотки к действию тангенциальных сил, однако эта рекомендация

Таблица 1

Тангенциальные силы (кН) в обмотках и отводах

Тип трансформатора	Обмотка	Поворот обмотки	Скручивание обмотки		Поворот катушки	Поворот отводов			
			верх	низ		Горизонтальная часть		Вертикальная часть	
						верх	низ	верх	низ
ТЦ-1000000/500	НН	7	117,9	118,6	9,2	43,3	43,1	26,6	-26,2
	ВН	1,0	0,5	0,5	-0,1	0,1	0,1	0,6	-0,6
ТЦ-1000000/330	ВН2	0,3	1,4	1,7	0,1	3,4	3,6	-0,2	0,3
	НН2	-3,9	58,2	54,2	-4,8	6,1	6,3	41,9	-43,2
	ВН1	1,5	0,7	0,8	0,2	0,2	0,2	0,9	-1,0
	НН1	-3,9	67,5	63,6	-4,9	47,1	49,2	29,8	-30,2
ТЦ-666000/500	НН	1,3	42,2	43,5	6,8	35,3	35,9	20,7	-20,9
	ВН	1,8	0,9	0,9	-0,1	0,0	0,0	0,4	-0,4
ТНЦ-630000/330	ВН2	1,4	0,5	1,9	-0,2	3,2	3,8	0,4	-0,5
	НН2	-12,4	74,3	61,9	4,7	1,4	1,3	31,6	-31,1
	НН1	-11,0	78,8	67,8	5,0	33,0	-31,0	22,9	-21,2
	ВН1	1,7	0,6	1,1	-0,1	0,2	0,2	0,7	-0,9
ТДЦ-400000/500	НН	2,8	37,0	39,8	3,3	18,6	19,1	13,3	-14,0
	ВН	0,5	0,3	0,2	0,0	0,0	0,0	0,2	0,2
ТДЦ-400000/220	НН1	1,4	38,7	40,1	5,1	12,8	13,1	20,0	-21,1
	НН2	1,5	32,8	34,3	4,2	25,3	26,2	13,7	-14,0
	ВН	1,5	0,8	0,7	-0,1	0,0	0,0	0,5	-0,5
АОДЦТН-333000/750	НН	-2,7	57,3	54,6	-5,3	21,3	20,9	15,6	-15,1
	ОО	0,1	3,3	3,4	-0,4	2,3	2,3	1,7	-1,7
	ПО	1,2	0,6	0,6	0,1	0,0	0,0	0,3	-0,3
ОДЦНП-320000/750	РО	0,0	1,5	1,5	0,1	0,1	0,1	0,4	-0,4
ОДЦНП-320000/400	РО	0,3	2,4	2,7	0,1	0,3	0,4	0,9	-1,0
ТДТН-40000/110	СН	0	1,4	1,4	0,2	1,9	1,9	0,9	-0,9
	НН	1,5	2,3	2,3	0,7	4,0	4,0	3,9	-3,9
	ВН	0,8	0,5	0,3	-0,1	-0,1	0,1	0,2	-0,2

Таблица 2

Пример расчета: однофазный трансформатор мощностью 62500 кВА, 163 кВ/15,5 кВ. Обмотка НН

Типы сил, формулы	Расчет сил
1. Тангенциальная сила скручивания верхней половины концентрической обмотки $F_{\tau \text{ верх}} = (P_{\text{макс}} - P_{\text{верх}}) H / (\pi D w),$ где w — число витков обмотки (концентра)	$(1651,6 - 0) \times 1925 / (\pi 919 \times 107) = 10,29 \text{ кН}$
2. Тангенциальная сила скручивания нижней половины концентрической обмотки $F_{\tau \text{ низ}} = (P_{\text{макс}} - P_{\text{низ}}) H / (\pi D w).$	$(1651,6 - 1,2) \times 1925 / (\pi 919 \times 107) = 10,29 \text{ кН}$
3. Тангенциальная сила скручивания верхней и нижней катушек, вызванная осевым током концентрической обмотки $F_{\tau \text{ кат верх ос}} = B_x K_T K_{уд} I_{уд} \Pi,$ $F_{\tau \text{ кат низ ос}} = B_x K_T K_{уд} I_{уд} \Pi,$ где Π — суммарная высота провода, бумажной изоляции и прилегающего канала, B_x — среднее значение радиальной составляющей индукции по трем образующим обмотки в верхней (нижней) катушке	$B_x = B_{x \text{ ср верх}} = -78,2 \text{ мТ}$ $-78,2 \times 8,84^2 \times \sqrt{2} \times 2016 \times 23,17 \times 10 = -1,308 \text{ кН}$ $+78,2 \times 8,84^2 \times 1,8^2 \times \sqrt{2} \times 2016 \times 23,17 \times 10 = +1,308 \text{ кН}$ $\Pi_{\text{верх}} = \Pi_{\text{низ}} = 12,32 + 0,85 + 10 = 23,17 \text{ мм}$ $B_x = B_{x \text{ ср низ}} = +78,2 \text{ мТ}$
4. Тангенциальная сила скручивания верхней и нижней катушек, вызванная радиальным током катушки $F_{\tau \text{ кат верх рад}} = B_y K_T K_{уд} I_{уд} d,$ $F_{\tau \text{ кат низ рад}} = B_y K_T K_{уд} I_{уд} d,$ где B_y — среднее значение осевой составляющей индукции по трем образующим в верхней (нижней) катушке	(Такая сила отсутствует в винтовой обмотке)
5. Тангенциальная сила, действующая на горизонтальную часть верхнего отвода $F_{\tau \text{ г.отв.верх}} = B_{y \text{ верх}} K_T K_{уд} I_{уд} L_{\text{г.отв.верх}},$ где $B_{y \text{ верх}}$ — среднее значение осевой составляющей индукции по длине отвода $L_{\text{г.отв.верх}}$, которое может быть принято с запасом, равным максимальной индукции B_y на уровне верхней торцевой катушки	$L_{\text{г.отв.верх}} \approx (d_{HH} + d_{BH} + d_{HH} - BH) \approx [(1229 + 108) - (919 - 92)] \times 0,5 = 255 \text{ мм}$ $B_y = -105,2 \text{ мТ}$ $-105,2 \times 8,84^2 \times 1,8^2 \times \sqrt{2} \times 2016 \times 255 \times 10^{-9} = -19,36 \text{ кН}$
6. Тангенциальная сила, действующая на горизонтальную часть нижнего отвода $F_{\tau \text{ г.отв.низ}} = B_{y \text{ низ}} K_T K_{уд} I_{уд} L_{\text{г.отв.низ}},$ где $B_{y \text{ низ}}$ — среднее значение осевой составляющей индукции по длине отвода $L_{\text{г.отв.низ}}$, которое может быть принято с запасом, равным максимальной индукции B_y на уровне нижней торцевой катушки	$L_{\text{г.отв.низ}} \geq 255 \text{ мм}$ $B_y = -105,2 \text{ мТ}$ $-105,2 \times 8,84^2 \times 1,8^2 \times \sqrt{2} \times 2016 \times 255 \times 10^{-9} = -19,36 \text{ кН}$

Типы сил, формулы	Расчет сил
7. Тангенциальная сила, действующая на вертикальную часть верхнего отвода $F_{\text{тв.отв.верх}} = B_{\text{х.верх}} K_{\text{Т}} K_{\text{уд}} I_{\text{уд}} L_{\text{в.отв.верх}}$ где $B_{\text{х.верх}}$ — среднее значение радиальной составляющей индукции по длине отвода $L_{\text{в.отв.верх}}$, которое может быть принято с запасом, равным максимальной индукции $B_{\text{х}}$ на уровне торцевой катушки в месте расположения отвода	$L_{\text{в.отв.верх}} = 50 \text{ мм (условно)}$ $B_{\text{х}} = B_{\text{х.верх.НН}} = -83,9 \text{ мТ}$ $-83,9 \times 8,84^2 \times 1,82\sqrt{2} \times 2016 \times 50 \times 10^{-9} = -3,02 \text{ кН}$
8. Тангенциальная сила, действующая на вертикальную часть нижнего отвода $F_{\text{тв.отв.низ}} = B_{\text{х.низ}} K_{\text{Т}} K_{\text{уд}} I_{\text{уд}} L_{\text{в.отв.низ}}$ где $B_{\text{х.низ}}$ — среднее значение радиальной составляющей индукции по длине отвода $L_{\text{в.отв.низ}}$, которое может быть принято с запасом, равным максимальной индукции $B_{\text{х}}$ на уровне нижней торцевой катушки в месте расположения отвода	$L_{\text{в.отв.низ}} = 50 \text{ мм (условно)}$ $B_{\text{х}} = B_{\text{х.низ.НН}} = 83,9 \text{ мТ}$ $83,9 \times 8,84^2 \times 1,82\sqrt{2} \times 2016 \times 50 \times 10^{-9} = +3,02 \text{ кН}$
9. Суммарная тангенциальная сила, скручивающая верхнюю часть концентратора обмотки $F_{\text{т.верх}} \Sigma = F_{\text{т.верх}} + F_{\text{тг.отв.верх}} + F_{\text{тв.отв.верх}}$	$10,29 + 19,36 + 3,02 = 32,67 \text{ кН}$
10. Суммарная тангенциальная сила, скручивающая нижнюю часть концентратора обмотки $F_{\text{т.низ}} \Sigma = F_{\text{т.низ}} + F_{\text{тг.отв.низ}} + F_{\text{тв.отв.низ}}$	$10,28 + 19,36 + 3,02 = 32,66 \text{ кН}$
11. Суммарная сила, действующая на верхнюю торцевую катушку и ее отвод $F_{\text{т.кат.верх}} \Sigma = F_{\text{т.кат.верх.ос}} + F_{\text{т.кат.верх.рад}} + F_{\text{тг.отв.верх}} + F_{\text{тв.отв.верх}}$	$1,308 + 0 + 19,36 + 3,02 \approx 23,69 \text{ кН}$
12. Суммарная сила, действующая на нижнюю торцевую катушку и ее отвод $F_{\text{т.кат.низ}} \Sigma = F_{\text{т.кат.низ.ос}} + F_{\text{т.кат.низ.рад}} + F_{\text{тг.отв.низ}} + F_{\text{тв.отв.низ}}$	$1,308 + 0 + 19,36 + 3,02 \approx 23,69 \text{ кН}$
13. Тангенциальная сила, поворачивающая концентратор обмотки $F_{\text{т.сум}} = F_{\text{т.верх}} - F_{\text{т.низ}}$ Для концентратора обмотки с вводом в середину $F_{\text{т.сум}} = F_{\text{т.верх}} + F_{\text{т.низ}}$	$10,29 - 10,28 = 0,01 \text{ кН}$
14. Суммарная тангенциальная сила, действующая на весь концентратор обмотки $F_{\text{т.}\Sigma} = F_{\text{т.сум}} + F_{\text{тг.отв.верх}} + F_{\text{тг.отв.низ}} + F_{\text{тв.отв.верх}} + F_{\text{тв.отв.низ}}$	$32,67 - 32,66 = 0,01 \text{ кН}$
15. Тангенциальное перемещение концентратора (при отсутствии закрепленного цилиндра): $\Delta S_{\text{т}} = 3 \frac{F_{\text{т.}\Sigma}}{m} 10^3, \text{ мм,}$ где $F_{\text{т.}\Sigma}$ — суммарная тангенциальная сила, действующая на весь концентратор обмотки, кН; m — масса обмотки, кг. Величина $\Delta S_{\text{т}}$ не должна превышать значения 20 мм	$3 \times 0,01 \times 10^3 / 2475 = 0,012 \text{ мм} \approx 0$ $F_{\text{т.}\Sigma} = 0,01 \text{ кН}$ $M = 2475 \text{ кг}$

нуждается в дополнительной проверке и уточнении.

5. Для повышения стойкости обмоток по отношению к тангенциальным силам необходимо обеспечивать как можно большую силу прессовки, как можно большую надежность длительного сохранения силы прессовки в эксплуатации. Эта рекомендация должна выполняться и при расчете трансформаторов (например, выбором как можно большего коэффициента прессовки), и, что особенно важно, при изготовлении обмоток. Необходимо, чтобы были выполнены следующие технологические мероприятия при изготовлении и обработке обмоток:

применение малоусадочных изоляционных материалов;

прессовка столбов прокладок перед намоткой обмоток, контроль размеров и числа прокладок в каждой столбе прокладок;

осевая подпрессовка обмоток при их намотке;

сушка обмоток под давлением;

тщательный контроль осевых размеров обмоток на всех технологических операциях, доводка размеров до нормируемых (вложение или изъятие прокладок);

сохранение обмоток без их увлажнения в течение промежутка времени между окончанием сушки обмоток и монтажом на 3-й сборке;

циклическая запрессовка — распрессовка обмоток на трансформаторе после 3-й сборки.

6. В связи с особенностью действия тангенциальных сил, заключающейся в накоплении тангенциальных перемещений в обмотках (кумулятивный эффект, приводящий к сдвигу реек и столбов прокладок и в конечном итоге к соскакиванию столбов прокладок с ярмовой изоляции, потере прессовки обмотки и т.д.), необходимо с особой осторожностью относиться к числу и частоте электродинамических воздействий, которым подвергаются трансформаторы. Поэтому необходимо тщательно дозировать и по возможности ограничивать увеличение в эксплуатации числа коротких замыканий. Это же относится

к согласованию программ испытаний при КЗ, в которых необходимо стремиться как можно к меньшему числу электродинамических воздействий. Например, следует не допускать большого числа наладочных опытов, по возможности не идти на дополнительные опыты КЗ, не допускать «переиспытаний» трансформаторов ни по числу опытов КЗ, ни по их длительности, ни по ударным токам в обмотках.

7. При испытаниях трансформаторов при питании со стороны НН (если не принять соответствующих мер) возможно появление бросков намагничивающего тока, увеличивающих ток обмотки НН. Этот эффект, как известно, приводит к снижению радиальных сил в обмотке НН, но из-за увеличенных токов в обмотке НН он приводит к увеличению тангенциальных сил (и к изменению осевых сил), что в свою очередь приводит к увеличению накапливаемых тангенциальных перемещений обмоток. Поэтому нельзя допускать появления бросков намагничивающего тока при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ.

Изложенные рекомендации носят общий характер. В каждом частном случае в зависимости от конструкции трансформатора, технологии обработки обмоток и их сборки, условий эксплуатации или программ испытаний на стойкость при КЗ рекомендации должны быть конкретизированы. Накопление опыта выработки таких рекомендаций в свою очередь приведет к уточнению и более полному описанию всех мероприятий, обеспечивающих стойкость трансформатора по отношению к тангенциальным силам КЗ.

7. Направления дальнейшей работы по совершенствованию и расширению методики расчета стойкости трансформатора к тангенциальным силам КЗ. К настоящему времени накоплен некоторый опыт расчетов тангенциальных сил в мощных трансформаторах по методике, изложенной в настоящей работе. Однако данная работа является первой попыткой нормирования расчетов тангенциальных сил с прицелом на последующее введение новой методики в РД 16.431-88. По-

этому ближайшими задачами являются накопление опыта расчетов и выявление замечаний и предложений на базе анализа всех сторон расчетов конкретных трансформаторов: достаточность исходных данных, ход расчета, анализ воздействий тангенциальных сил, трудности в расчете механических напряжений и деформаций, возникающих под действием тангенциальных сил.

Одним из важных направлений дальнейшей работы является сопоставление результатов расчета с данными испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ. Так как в настоящее время объем испытаний трансформаторов (особенно мощных трансформаторов) резко ограничен, необходимо предпринимать попытки анализа результатов испытанных ранее трансформаторов.

Подлежат анализу и систематизации варианты конструкции и закрепления отводов обмоток (особенно обмоток НН с большими токами), так как именно эти узлы конструкции наиболее опасны при воздействии тангенциальных сил. Представляется необходимым проанализировать методы и результаты расчетов отводов, пути обеспечения надежности работы отводов под действием тангенциальных сил, конструктивные меры по предотвращению опасных натяжений отводов, касания отводов прессующих колец и т.д.

Необходимо провести эксперименты на образцах электрокартонных прокладок и коротких образцах обмоток по определению коэффициентов трения с целью конкретизации расчетов сил трения, противостоящих тангенциальным силам и противодействующим смещению реек и столбов прокладок при КЗ, которое опасно, так как может вызвать потерю пресовки обмоток и дальнейшее разрушение их осевыми и радиальными силами. В дальнейшей работе предполагается дать конкретные предложения по конструкции моделей узлов трения и условий создания постоянного по времени или переменного (вибрационного) нормального давле-

ния, т.е. составить программу дальнейших исследований.

Предусматривается проведение более точных расчетов тангенциальных перемещений обмоток с учетом динамического характера осевых сил, создающих переменное во времени (по сложному закону) нормальное давление в различных сечениях обмоток и на их торцах и приводящее к сложному закону изменения сил трения, или к их исчезновению (в отдельные интервалы времени). Эти расчеты предполагается проводить на конкретных трансформаторах. Так как тангенциальные перемещения обмоток накапливаются от опыта к опыту, то будут дополнительно исследованы эти процессы и даны предложения по более жесткому нормированию числа коротких замыканий как в эксплуатации, так и при испытаниях на стойкость при КЗ.

В настоящей работе дан метод расчета перемещения (поворота) обмотки целиком под действием суммарной тангенциальной силы. Необходимо разработать методику расчета деформаций скручивания обмотки, когда тангенциальные силы в одной части обмотки действуют в одну сторону, в другой — в другую.

Необходимо изучить и разработать методику оценки эффекта раскручивания обмотки, как пружины, которая образовалась при намотке обмотки. Этот эффект противоположен основному эффекту действия электромагнитных сил, скручивающих обмотку. Эффект самораскручивания может проявляться при недостаточной бандажировке и при сильной распрессовке обмотки в условиях действия вибраций.

На базе результатов новых исследований и расчетов предполагаются разработка дополнительных рекомендаций по совершенствованию методики расчета тангенциальных сил, корректировке нормирования этих расчетов в РД 16.431-88 и разработка новых рекомендаций по обеспечению стойкости трансформаторов по отношению к тангенциальным силам КЗ.

Следует отметить, что за рубежом публикаций по тангенциальным си-

лам также мало, хотя неблагоприятные последствия этих сил неоднократно были как при испытаниях трансформаторов на стендах, так и в эксплуатации. Поэтому в разрабатываемую в настоящее время в рамках пересмотра Стандарта МЭК 60076-5 методику расчета стойкости при КЗ введена попытка оценки «скручивающих» сил. При этом предполагается, что тангенциальные силы являются проявлением действия только радиальных сил (особенно в винтовых обмотках с большим сечением винта). Этому можно дать такое объяснение. В обмотках трансформаторов радиальные силы, как известно, вызывают в проводах напряжения растяжения во внешних обмотках (условно обмотках ВН) и напряжения сжатия во внутренних обмотках (условно обмотках НН). Внутри обмоток эти напряжения компенсируются и тангенциальных сил не вызывают. Ведь в любом воображаемом сечении витка радиальные силы слева и справа равны между собой, т.е. эти силы — внутренние. Но на торцах обмоток имеется только одно сечение, т.е. компенсации радиальной силы нет. Нескомпенсированная радиальная сила — это и есть тангенциальная сила, которая действует на крайний виток и на всю обмотку.

Например, по этой теории для рассматриваемого трансформатора мощностью 62500 кВА в обмотке НН на торцевой виток должна действовать тангенциальная сила, равная произведению 18,5 МПа (это — среднее радиальное напряжение сжатия) и 900 мм² (сечение витка), что составит величину 16,7 кН. Расчет по предлагаемой в настоящей статье методике (см. раздел 5) дал большую, но соизмеримую величину.

Данная оценка безусловно заслуживает внимания. Однако имеются некоторые противоречия. Например, по такой оценке радиальные силы должны обмотку ВН раскручивать, а обмотку НН — скручивать. В то же время по изложенным выше соображениям тангенциальные силы обмотки всегда закручивают. Кроме того, этот подход не учитывает самых глав-

ных, по нашему мнению, составляющих тангенциальных сил — сил, действующих на вертикальные и горизонтальные отводы обмоток. Таким образом, принятая в стандарте МЭК методика оценки поворачивающих сил на основе расчета радиальных сил требует дальнейших уточнений и пояснений.

Данные в этой статье материалы в более полном объеме объясняют действие всех видов тангенциальных сил и дают методику их практической оценки.

8. Заключение

1. В эксплуатации и при испытаниях на стойкость при КЗ наблюдаются деформации, которые свидетельствуют о действии на обмотки тангенциальных (по направлению) сил КЗ. Однако в литературе они отражены крайне мало, необходимость же расчета этих сил очевидна.

2. Возможные последствия действия этих сил: поворот обмотки вокруг своей оси целиком, скручивание (или раскручивание) обмотки, когда верхняя и нижняя половины поворачиваются в разные стороны, комбинация поворота и скручивания обмотки или ее части; тангенциальные перемещения и изгибы вертикальных и горизонтальных отводов, повороты и изгибы крайних витков отдельных катушек, переходов между катушками.

В результате тангенциальных перемещений обмоток могут возникнуть опасные деформации отводов, их натяжение, соприкосновение с прессующими кольцами и другими деталями. При этом могут произойти замыкания между витками или на землю, что вызывает дальнейшие разрушения.

Часто возникают хорошо видимое тангенциальное смещение реек с прокладками, свидетельствующее о повороте или скручивании обмоток.

3. Теоретически тангенциальная сила возникает тогда, когда в обмотке имеется осевой или радиальный ток. Она определяется как алгебраическая сумма двух произведений осевого то-

ка на радиальную индукцию и радиального тока на осевую индукцию.

4. По данным расчета радиального поля рассеяния обмоток можно определять тангенциальные силы почти на все элементы обмотки, кривая осевой силы в определенном масштабе отражает составляющую тангенциальной силы, возникающую от постоянной по всей высоте обмотки осевой составляющей тока в обмотке.

5. Направление действия тангенциальных сил может быть определено по правилу: **тангенциальные силы в обмотке, находящейся в собственном (или «естественном») магнитном поле всегда закручивают обмотку (уменьшая диаметр обмотки)**. Это универсальное правило, легко проверяемое применением правила «левой руки», полезно запомнить, так как оно позволяет определять направления действия тангенциальных сил и проводить проверку сложных расчетов. Направление тангенциальной силы не зависит от выбранного направления тока (аналогично осевой и радиальной силам).

6. Для каждого типа обмотки имеются свои особенности действия тангенциальных сил. В частности, в обмотке с вводом в середину тангенциальные силы половин обмоток не вычитаются, а складываются. При этом возникает суммарная тангенциальная сила, поворачивающая обмотку. Радиальная и осевая составляющие тока имеются в «явном виде» в отводах и переходах или их частях, расположенных горизонтально и вертикально.

7. Тангенциальные силы сдерживаются в основном силами трения на торцах обмоток в прокладках. Тангенциальные силы воспринимаются также конструкцией закрепления отводов обмоток. При наличии радиальной опоры обмотки можно рассчитывать на возможность закрепления этих опор с обмоткой (расклиновкой цилиндра на стержне, упорами цилиндра на торцах и т.д.) для предотвращения поворота обмотки или ее элементов. В частном случае для механического расчета узлов крепления цилиндра напрямую дол-

жны быть использованы данные расчета тангенциальных сил по изложенной методике. В каждом конкретном случае расчет может быть проделан с определенными допущениями по методам сопротивления материалов и строительной механики.

8. Условие необходимой прочности обмотки или ее участка по отношению к тангенциальной силе при отсутствии жесткого закрепления отводов в общем случае заключается в том, что суммарная сила трения (сумма сил трения сверху и снизу от рассматриваемого участка) больше тангенциальной силы, действующей на этот участок.

9. Если коэффициент прессовки $K_{пр} \geq 1$, то зазоров в обмотке не возникает, сила трения полностью компенсирует тангенциальную силу, и никаких тангенциальных перемещений вообще нет. В другом крайнем случае при полном отсутствии прессовки обмотки ($K_{пр} = 0$) небольшие тангенциальные силы могут вызывать большие тангенциальные перемещения обмотки. Ведь сил трения нет, обмотка по инерции продолжает двигаться (поворачиваться) и тогда, когда тангенциальная сила проходит в режиме КЗ через нулевое значение. В промежуточных случаях тангенциальная сила поворачивает обмотку только в определенные интервалы времени в течение каждого периода КЗ. Предположение, что силы трения ограничивают тангенциальные перемещения, нуждается в дополнительной экспериментальной проверке. В распрессованной обмотке возможно возникновение вибрационного самопроизвольного тангенциального перемещения.

10. Расчет тангенциальных перемещений носит оценочный характер. Для подтверждения методики расчета необходимо решить ряд принципиальных вопросов, а также проделать определенные эксперименты.

11. Приведены некоторые результаты расчетов тангенциальных сил в мощных трансформаторах. В ряде случаев тангенциальные силы, особенно в низковольтных обмотках, достигают больших значений.

12. Даны рекомендации по обеспечению стойкости обмоток трансформаторов к тангенциальным силам. Изложенные рекомендации носят общий характер. В каждом частном случае в зависимости от конструкции трансформатора, технологии обработки обмоток и их сборки, условий эксплуатации или программ испытаний на стойкость при КЗ рекомендации должны быть конкретизированы. Накопление опыта выработки таких рекомендаций, в свою очередь, приведет к уточнению и более полному описанию всех мероприятий, обеспечивающих стойкость трансформатора по отношению к тангенциальным силам КЗ.

13. Дан подробный пример расчета обмотки НН однофазного трансформатора мощностью 62500 кВА, 163/15,5 кВ.

14. Сформулированы направления дальнейшей работы по совер-

шенствованию и расширению методики расчета стойкости трансформатора к тангенциальным силам КЗ.

15. Показано, что принятая в стандарте МЭК методика оценки поворачивающих сил на основе расчета радиальных сил требует дальнейших уточнений и пояснений.

Литература

1. Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н. Тангенциальные силы в обмотках трансформаторов при коротких замыканиях. International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering. 1991. Southampton. England. ISEF'91. COMPEL. (на англ. языке).

2. Конов Ю.С., Левченко В.Т., Языков В.И. Исследование электродинамической стойкости силовых трансформаторов. Электрические станции. 1974. № 6.

3. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И. Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1986. № 6.

Намагничивающий ток (ток включения) трансформаторов, стойкость при токах включения

Лурье А.И.

1. Введение. В электрических сетях происходят различные плановые коммутации (включение и отключение линий, участков линий, трансформаторов, реакторов, другого электротехнического оборудования) и неплановые (аварийные отключения, короткие замыкания и др.). При подключении к сети трансформатора (с нагрузкой, без нагрузки, закороченного) возникает переходный процесс, при котором ток больше, чем в установившемся режиме.

При включении закороченного трансформатора с ненасыщенным магнитопроводом на переменное синусоидальное напряжение в момент времени, когда оно проходит через максимум, трансформатор фактически является линейным реактором. Такой реактор имеет параметры, соответствующие сопротивлению короткого замыкания трансформатора: индуктивность L_k , электрическое сопротивление r_k и добротность $Q = \frac{\omega L_k}{r_k}$. При включении сразу возникает установившийся синусоидальный ток.

При включении закороченного трансформатора в момент времени, когда напряжение равно нулю, ток переходного процесса будет содержать периодическую составляющую и апериодическую, затухающую с постоянной времени $\tau = L_k / r_k = Q / \omega$ ($\omega = 2\pi f$ — круговая частота сети). В результате возникнет ударный ток, который может достигать больших значений вплоть до почти двойной амплитуды установившегося тока КЗ.

При подключении трансформатора к сети переменного тока в случае насыщения его магнитопровода возникают броски намагничивающего тока, природа которых существенно отличается от рассмотренных бросков тока переходного процесса включе-

ния ненасыщенного трансформатора. Обычно ошибочно считают, что эти броски получаются только при подключении трансформатора к сети на холостом ходу (ХХ). Однако броски намагничивающего тока при определенных условиях возможны и при подключении трансформатора с нагрузкой, и в режиме короткого замыкания.

Для силовых трансформаторов максимальные броски тока включения на ХХ в сотни и тысячи раз больше тока ХХ в установившемся режиме, они могут быть на порядок больше номинального тока и обычно такого же порядка, что ударный ток КЗ. Последнее обстоятельство послужило причиной того, что до последнего времени броски тока ХХ привлекали внимание специалистов по релейной защите, которая может воспринять токи включения, как токи КЗ. При этом произойдут ложные срабатывания защиты и отключение только что включенного трансформатора от сети (бывали случаи, когда при этом невозможно было включить трансформатор!). Но иногда возникает опасность повреждения трансформаторов электродинамическими силами при бросках тока ХХ, например, в электропечных трансформаторах, которые имеют частые включения на ХХ и нагрузку, а их расчетный ток КЗ ограничен сопротивлением «короткой сети» (часть силовой сети от печного трансформатора до электрической печи) на стороне нагрузки. Это значит, что стойкость при КЗ печных трансформаторов принципиально может быть рассчитана на меньшие токи, чем трансформаторов общего назначения. Однако в этих трансформаторах токи включения могут быть иногда больше токов КЗ, так как они работают при активной нагрузке, что приводит к большой остаточной индукции в стер-

жня, от которой в значительной степени и зависит величина тока включения. Имели место аварии электропечных трансформаторов, работавших в режиме частых включений, из-за электродинамических сил, вызываемых большими токами включения.

Расчет режимов трансформаторов, сопровождающихся сильным насыщением (намагничиванием) стали, является более сложным, чем обычных режимов при ненасыщенной стали. К сожалению, в учебной литературе вопросы таких расчетов изложены очень упрощенно, без учета главных влияющих факторов. Из специальной литературы прежде всего можно рекомендовать книгу Л.В. Лейтеса [1], в которой, в частности, изложена современная теория и методика расчета бросков тока включения трансформаторов, а также приведена библиография по этому вопросу.

Под намагничивающим током трансформатора нужно понимать взаимно не скомпенсированный ток обмоток. Например, для двухобмоточного трансформатора с ампервитками обмоток $I_1 w_1$ и $I_2 w_2$ намагничивающий ток равен $I_{\text{нмг}} = \frac{I_1 w_1 - I_2 w_2}{w_1}$. Этот

намагничивающий ток может быть в любом режиме трансформатора. В частном случае в режиме ХХ, когда напряжение подключается к одной из обмоток, намагничивающий ток этой обмотки называется током ХХ или броском тока ХХ. Таким образом, термин «намагничивающий ток» является более общим термином, чем «ток ХХ».

2. Схема замещения для расчета режимов трансформаторов с насыщением стали. Для расчета режимов с насыщением стержня можно пользоваться системой уравнений, специальными программами расчета на компьютерах. Для этих расчетов могут быть использованы также эквивалентные схемы, т.е. схемы замещения. На рис. 1,а показана расчетная магнитная модель двухобмоточного трансформатора с концентрическими обмотками 1 и 2, на рис. 1,б — расчетная характеристика намагничивания стали, на рис. 1,в — схема заме-

щения трансформатора и на рис. 1,г — практическая расчетная схема для определения броска тока включения. При составлении схемы замещения принято, что обмотки — тонкие (радиальный размер существенно меньше высоты), это обычное допущение не приводит к заметной неточности расчета, при необходимости его можно учесть, несколько усложнив схему замещения. В схеме, практически применяемой для расчетов бросков тока включения силовых трансформаторов, используются всего две индуктивности — индуктивность КЗ L_K и индуктивность L_S обмотки, ближайшей к стержню, в предположении, что сталь стержня полностью насыщена, т.е. индуктивность этой обмотки, когда стержня вообще нет (иногда эту индуктивность называют «индуктивность в воздухе», «воздушная индуктивность», «насыщенная индуктивность», даже «остаточная индуктивность»).

Формулы для перехода от параметров магнитной модели к параметрам схемы замещения:

$$\begin{aligned} i'_2 &= i_2 w_2 / w_1; \quad u'_2 = u_2 w_1 / w_2; \\ r'_2 &= r_2 (w_1 / w_2)^2; \quad L_K = \mu_0 w_1^2 S_{12} / h; \\ L_1 &= \mu_0 w_1^2 S_1 / h; \quad L_{\text{СТ}} = \mu_0 w_1^2 S_{\text{СТ}} / h; \\ L_1 &= L_K + L_{\text{СТ}}; \quad S_{\text{СТ}} = \pi D_{\text{СТ}}^2 K_{\text{зап}} / 4; \\ S_1 &= \pi D_1^2 / 4 - S_{\text{СТ}}; \\ S_{12} &= \pi (D_{\text{СТ}}^2 - D_1^2) / 4 = \\ &= \pi D_{\text{СР}} a_{12}; \quad D_{\text{СР}} = (D_1 + D_2) / 2; \\ a_{12} &= (D_2 - D_1) / 2, \end{aligned}$$

где r_1 и r_2 — электрические сопротивления обмоток 1 и 2, $S_{\text{СТ}}$ — сечение стали стержня (остальные параметры см. на рис. 1).

Очень важный элемент схемы — ключ K . Ключ разомкнут в течение всего времени, когда сталь не насыщена, т.е. когда индукция в стали стержня $B(\omega t)$ менее индукции насыщения B_s . Ключ замкнут все время, когда сталь насыщена.

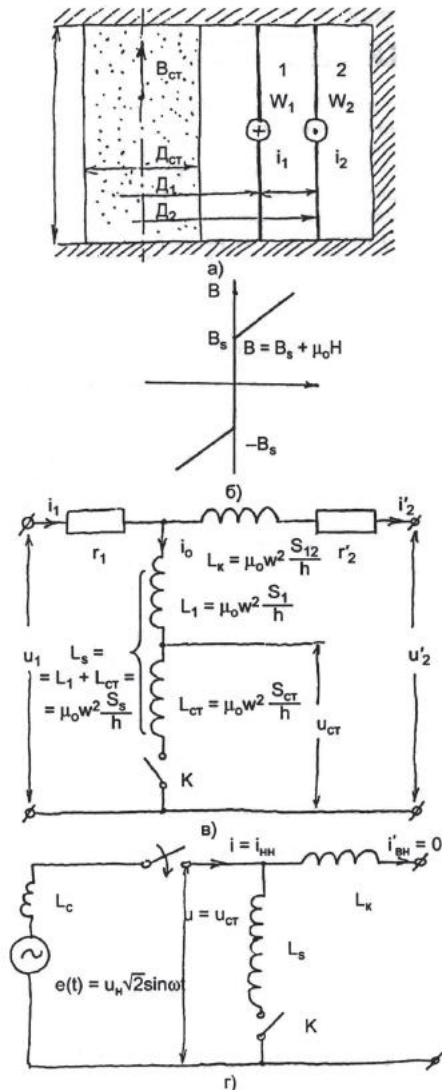


Рис. 1. Расчетная магнитная модель двухобмоточного трансформатора с концентрическими обмотками 1 и 2 (а), расчетная характеристика намагничивания стали (б), схема замещения трансформатора (в) и практическая расчетная схема для определения броска тока включения (г). При ненасыщенной стали ключ K разомкнут, когда сталь насыщена — ключ K замкнут.

$$\begin{aligned}
 i_2' &= i_2 w_2 / w_1; u_2' = u_2 w_1 / w_2; \\
 r_2' &= r_2 (w_1 / w_2)^2; L_k = \mu_0 w_1^2 S_{12} / h; \\
 L_1 &= \mu_0 w_1^2 S_1 / h; L_{ст} = \mu_0 w_1^2 S_{ст} / h; \\
 L_s &= L_1 + L_{ст}; S_{ст} = \pi D_{ст}^2 K_{зап} / 4; \\
 S_1 &= \pi D_1^2 / 4 - S_{ст}; \\
 S_{12} &= \pi (D_{ст}^2 - D_1^2) / 4 = \pi D_{ср} a_{12}; \\
 D_{ср} &= (D_1 + D_2) / 2; a_{12} = (D_2 - D_1) / 2.
 \end{aligned}$$

Введение в схему замещения ключа K и «насыщенной индуктивности» L_s соответствует идеализированной характеристике намагничивания стали $B(H)$, когда при индукции, по модулю меньшей индукции насыщения ($B \leq B_s$ и $B \geq -B_s$) магнитная проницаемость бесконечна, т.е. магнитная напряженность в стали $H = 0$. При индукции больше индукции насыщения дифференциальная относительная магнитная проницаемость стали принимается равной $\mu = 1$. Это значит, что в этих областях при $B > B_s$ $B = B_s + \mu_0 H$, а при $B < -B_s$ $B = -B_s + \mu_0 H$. Эта характеристика намагничивания дана на рис. 1, б. Следует подчеркнуть, что многочисленные эксперименты на трансформаторах показали, что принятая идеализация, несмотря на ее простоту, обеспечивает достаточно хорошую точность практических расчетов.

Условие, определяющее состояние ключа, должно вытекать из анализа индукции в стали стержня трансформатора. При ненасыщенной стали стержня, когда весь магнитный поток, охватываемый внутренней обмоткой трансформатора, сосредоточен в сечении стали стержня $S_{ст}$, индукция в стали $B(\omega t)$ определяется из дифференциального уравнения, соответствующего закону электромагнитной индукции:

$$\omega w_1 S_{ст} dB(\omega t) / d(\omega t) =$$

$$= u_{ст}(\omega t) = u_1(\omega t) - \eta i_1(\omega t), \quad (1)$$

где $u_1(\omega t)$ — напряжение на обмотке 1, ближайшей к стержню; $u_{ст}(\omega t)$ — расчетное напряжение в схеме замещения, определяющее индукцию в стержне; $i_1(\omega t)$ — ток обмотки 1; r_1 и w_1 — ее электрическое сопротивление и число витков; $S_{ст}$ — сечение стали стержня; $\omega = 2\pi f$ — круговая частота, f — частота сети.

Из (1) следует

$$B(\omega t) = B(0) + B_m \int_0^{\omega t} \frac{u_{ст}(\omega t) d(\omega t)}{U_H \sqrt{2}}. \quad (2)$$

В этой формуле введена номинальная магнитная индукция в режиме ХХ при номинальном напряжении U_H :

$$B_m = \frac{U_H \sqrt{2}}{2\pi f w_1 S_{ст}} = \frac{U_H}{4,44 f w_1 S_{ст}} \quad (3)$$

Ранее эту самую важную в трансформаторах формулу называли «формулой 4,44», так как $2\pi / \sqrt{2} = 4,44$.

Следует заметить, что все расчеты чаще всего удобнее вести при аргументе ωt — фазовом угле, а не времени t .

Очень важный параметр расчета — это индукция в начале расчета $B(0)$, которая при подключении трансформатора к сети является остаточной индукцией в стали стержня B_r .

Когда сталь переходит в насыщенное состояние и ключ K замкнут, в индуктивности L_s появляется намагничивающий ток

$$i_s(\omega t) = i_1(\omega t) - i_2'(\omega t).$$

Если в переходном процессе в какой-то момент намагничивающий ток снижается до нуля, то это значит, что насыщение исчезает, и ключ K размыкается. Повторное включение происходит тогда, когда индукция

снова увеличится до индукции насыщения B_s .

Приведенная схема замещения позволяет рассчитывать любые режимы, сопровождающиеся насыщением стержня: при включении трансформатора со стороны ВН или НН, при XX, КЗ и любой сложной нагрузке. Расчеты можно проводить, например, на компьютере при помощи универсальных программ для расчета электрических цепей. Как правило, расчеты первого броска тока можно провести ручным способом и получить при этом достаточно точные для практического использования числовые результаты. Ручные расчеты безусловно полезны для ориентировочных оценок и понимания физического смысла электромагнитных процессов в трансформаторах при насыщении стали.

3. Расчет процесса включения трансформатора на холостой ход (XX).

Прежде всего проанализируем кривые напряжения, тока и индукции трансформатора при включении его в сеть (рис. 2).

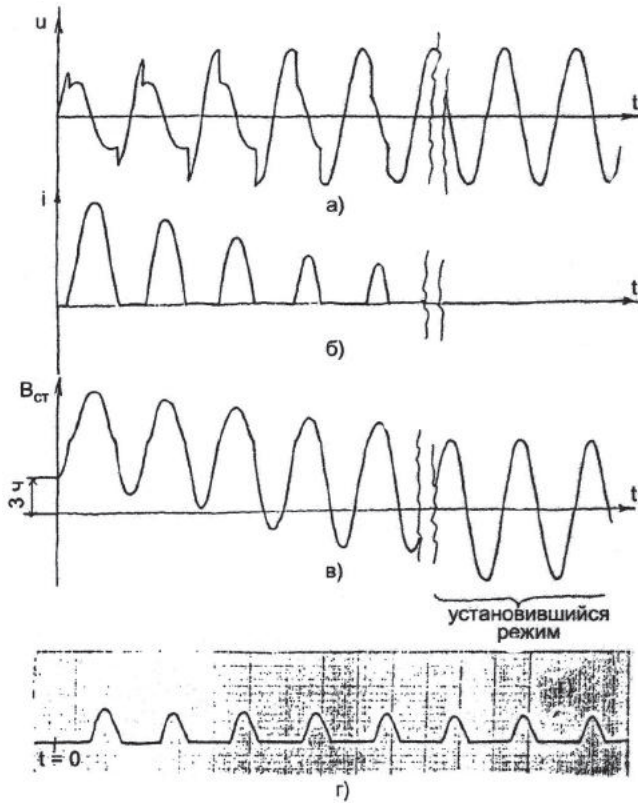


Рис. 2. Процесс включения на переменное напряжение трансформатора: напряжение на трансформаторе (а), ток (б) и индукция в стали стержня (в). Искажения в кривой напряжения возникают из-за падения напряжения в сети. Затухание процесса утрировано, в действительности затухание очень слабое, реальная осциллограмма тока включения мощного печного трансформатора показана на кривой г

Кривая напряжения сети перед включением трансформатора и в установившемся режиме ХХ — синусоида, в переходном режиме она сильно искажена (рис. 2,а). Но в этих искажениях можно разобраться, если посмотреть на схему замещения рис. 1. Одна часть каждой волны синусоиды — это часть кривой напряжения ХХ, когда ключ K разомкнут. Другая часть — тоже часть синусоиды, но синусоиды с меньшей амплитудой. Это — напряжение на обмотке при замкнутом ключе K , когда в цепи есть ток, причем этот ток создает падение напряжения в сети, что приводит к снижению напряжения на трансформаторе.

Из сказанного ясно, почему броски тока включения (рис. 2,б) имеют вид цепочки срезанных синусоид, они получаются в схеме замещения при замкнутом ключе K , когда к сети подключена одна «насыщенная индуктивность» L_S (при подключении трансформатора со стороны внутренней обмотки 1) или две последовательные индуктивности (индуктивность КЗ L_K и «насыщенная индуктивность» L_S при подключении со стороны обмотки 2).

В реальных расчетных схемах всегда необходимо учитывать индуктивность сети L_C . При проектировании же трансформаторов приходится закладывать в расчет наихудший вариант, т.е. брать мощность короткого замыкания сети S_C предельно большой в соответствии с требованиями стандартов (индуктивное сопротивление сети $x_C = \frac{U_{н.с}^2}{S_C}$, где $U_{н.с}$ — номинальное напряжение сети). Даже при этом учет сети заметно снижает расчетный ток включения. Но в реальности трансформаторы почти никогда не работают в точках сети с предельно большой мощностью короткого замыкания. Поэтому при расчетах токов включения в реальных сетях индуктивность сети учитывать необходимо.

На рис. 2,б ток в установившемся режиме (правая часть кривой) выглядит как нулевая линия, так как кривая установившегося тока холостого хода — это искаженная синусоида с

амплитудой, примерно в 1000 раз меньше первого броска тока ХХ.

На кривой индукции (рис. 2,в) видно, что она начинается с точки B_r (остаточной индукции). Кривая индукции, как и кривые всех параметров процесса, также состоит из кусков синусоиды при установившемся режиме ХХ (когда ключ K разомкнут) и из кусков синусоиды установившегося режима со сниженной амплитудой (с включенным ключом K). Это объясняется тем, что в течение тех отрезков времени, когда ключ K замкнут, к трансформатору приложено сниженное переменное напряжение (из-за падения напряжения в сети), а индукция в стали стержня выше индукции насыщения стали B_S (ключ K замкнут).

Одним из самых важных параметров, подлежащих определению, является максимальный (первый) бросок тока включения $I_{вкл}$. Рассмотрим вначале расчет этого тока в предположении, что электрические сопротивления обмотки и сети равны нулю, этому соответствует схема замещения на рис. 1,г. Такой упрощенный расчет достаточно точный для всех силовых трансформаторов, он дает бросок тока с некоторым запасом, который заметен только для трансформаторов относительно малой мощности (менее 1000–2500 кВ·А).

На рис. 3 подробно даны все этапы такого расчета. Первые три кривые (рис. 3а, б и в) — это кривые напряжения на трансформаторе, напряжения сети (взятого в данном примере номинальным, $U_{н.с} = U_N$), тока и индукции в стали стержня для двух условных расчетных установившихся режимов:

при ненасыщенной стали — сплошными кривыми;

при насыщенной стали — пунктирными кривыми.

Отметим, что кривая напряжения — синусоида с нулевой начальной фазой. Принципиально фаза включения может быть любой, но для рассматриваемого случая бросок тока ХХ получается наибольшим.

На рис. 3,г построена очень важная для понимания процесса включе-

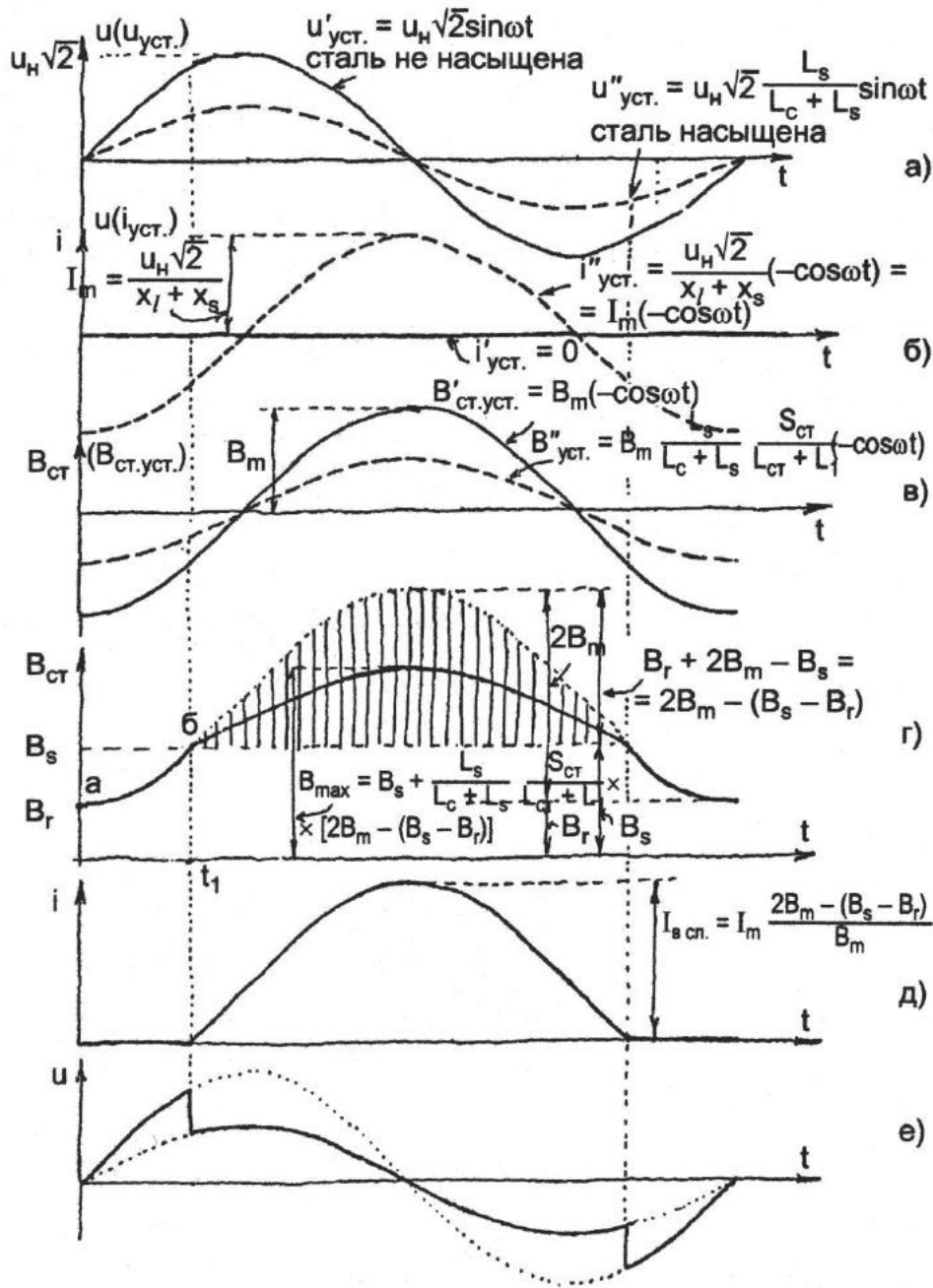


Рис. 3. К расчету процесса включения и определению максимального броска тока включения двухобмоточного трансформатора: а, б и в — кривые напряжения, тока и индукции в стали стержня в установившемся режиме при ненасыщенном стержне (—) и в установившемся режиме при насыщенном стержне (---); г, д и е — кривые индукции в стали, тока и напряжения в переходном процессе, построенные методом «припасовывания» частей кривых установившихся режимов

ния кривая индукции (сплошная линия). Участок кривой ab перенесен с верхней кривой установившейся индукции. Кривая индукции в стержне магнитопровода «идет» по «ненасыщенной» кривой только до точки b , до индукции насыщения B_s . Момент времени t_1 — это момент включения ключа K . Из рис. 3 видно, что имеется геометрическое соотношение $B_s - B_r = B_m - B_m \cos \omega t_1$. Из этого соотношения следует, что фазовый угол $\omega t_1 = \arccos [1 - (B_s - B_r) / B_m]$. Далее при $t > t_1$ для построения кривой индукции берется отрезок синусоиды при насыщенной стали с рис. 3, в.

В нашем примере остаточная индукция B_r положительная, при этом бросок тока ХХ получается максимальным. В реальности остаточная индукция B_r в начале процесса может быть не положительной, а нулевой (трансформатор размагничен) или отрицательной, тогда насыщение может произойти или позже, или может вообще не произойти, т.е. не будет броска тока.

На рис. 3, д до момента t_1 ток равен нулю, так как ключ K разомкнут. А далее необходимо взять часть синусоиды с кривой рис. 3, б (с учетом того, что в индуктивности ток скачком измениться не может). Максимум полученного таким образом куска синусоиды — высота «горбушки» — это и есть бросок тока включения $I_{\text{вкл}}$.

На рис. 3, г построена кривая напряжения, состоящая из отрезков разных синусоид. В этой кривой при переходах от одного состояния стали к другому есть скачки напряжения. Физическое объяснение скачков — мгновенный по всей высоте стержня переход из ненасыщенного в насыщенное состояние, что было подтверждено в экспериментах. В учебной литературе на эти скачки, имеющие важное значение для понимания процесса (наличие этих скачков — явный признак бросков намагничивающего тока), внимание не обращается. Следует также заметить, что наличие скачков в кривой напряжения в цепях с индуктивностями (без конденсаторов) не противоречит законам ТОЭ.

Для определения броска тока ХХ вернемся к рис. 3, д. По нему можно получить соотношение

$$\frac{I_{\text{вкл}}}{I_m} = 1 + \cos \omega t_1 = 2 - \frac{B_s - B_r}{B_m},$$

из которого следует:

$$I_{\text{вкл}} = I_m [2 - (B_s - B_r) / B_m], \quad (4)$$

где $I_m = U\sqrt{2} / (x_c + x_s)$ — амплитуда установившегося тока трансформатора при полном насыщении стержня (если мысленно полностью убрать стальной магнитопровод).

Анализируя схему замещения для расчета режимов с намагничивающим током, можно сделать вывод, что и при замкнутом, и при разомкнутом ключе все элементы цепи линейны. Однако из-за наличия ключа K рассматриваемую схему замещения и всю расчетную цепь линейной считать принципиально нельзя, ее нужно считать нелинейной, а точнее — квазилинейной.

4. Формула для максимального броска тока ХХ и параметры, входящие в эту формулу. Для практических расчетов рекомендуется пользоваться формулой, учитывающей электрическое сопротивление обмотки, в следующем виде:

$$\begin{aligned} I_{\text{вкл}} &= \frac{U\sqrt{2}K_r [2 - (B_s - B_r) / (B_m U / U_n)]}{x_c + x_s} = \\ &= U\sqrt{2}K_r K_B / (x_c + x_s), \end{aligned} \quad (5)$$

где U — напряжение, к которому подключается трансформатор, U_n — номинальное напряжение трансформатора, K_r — коэффициент, дающий поправку на электрическое сопротивление обмотки, B_s — индукция насыщения электротехнической стали, B_r — остаточная индукция в стержне, начальная индукция процесса, $\frac{B_m U}{U_n}$ — индукция в стержне при напряжении U , B_m — номинальная индукция в стержне (3), $K_B = 2 - \frac{B_s - B_r}{B}$ — коэффициент индукции.

Формула дана для случая, когда нужно рассчитать бросок тока ХХ при произвольном напряжении U , от-

личном от номинального, хотя часто расчет проводят только для номинального напряжения U_H .

Ниже приведены пояснения к основным параметрам, входящим в формулу (5).

Индукция насыщения B_s для электротехнической стали разных марок отличается незначительно и может быть взята при расчетах $B_s = 2$ Тл.

Остаточная индукция B_r зависит от типа конструкции магнитопровода трансформатора и качества шихтовки. Чем меньше шихтовальных зазоров, чем качественнее шихтовка, тем остаточная индукция больше. Остаточная индукция по величине и знаку также сильно зависит от предшествовавшего режима работы. Чем больше напряжение (и индукция) в предшествующем режиме, тем больше величина B_r . Остаточная индукция как характеристика материала мало различается для марок стали, применяемых в современных силовых трансформаторах.

При практических расчетах необходимо ориентироваться на самый неблагоприятный случай остаточной индукции в стержне. Рекомендуемые в [3] значения B_r для силовых трансформаторов с планарной конструкцией магнитопровода и обычной схемой шихтовки листов стали: $B_r = 1,0$ Тл для $B_m > 1,4$ Тл и $B_r = 0,7 B_m$ при $B_m < 1,4$ Тл. Для трансформаторов с тороидальными магнитопроводами, намотанными из стальной ленты (без зазоров) остаточную индукцию при расчете бросков тока включения рекомендуется брать достаточно большой — 1,6 Тл.

Для иллюстрации особенностей остаточной индукции в трансформаторах приводим рис. 4 с экспериментальными данными при измерениях на трансформаторах, взятый из [3].

Остаточная индукция в стали B_r — один из самых неопределенных параметров. Мало того, что B_r существенно зависит от качества сборки магнитопровода, эту постоянную во времени величину нельзя просто так измерить, как измеряют геометрические размеры, ток, напряжение и т.д. Измерение остаточной индукции тре-

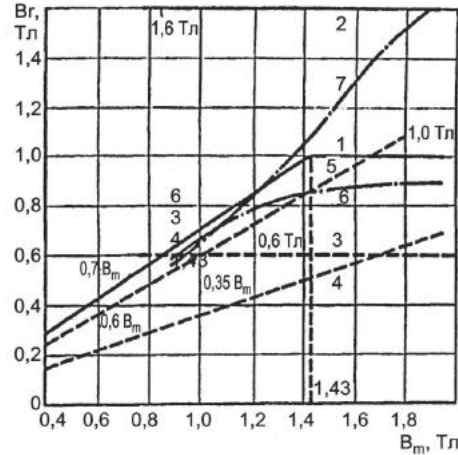


Рис. 4. Зависимость остаточной индукции в стержнях трансформаторов от максимальной индукции: — — для расчета стержневых (1) и тороидальных (2) трансформаторов, - - - - по литературным данным (3, 4 и 5), - · - · - по экспериментам на стержневом (6) и тороидальном трансформаторах (7)

бует специального оборудования и специальной методики измерений и расчетов [3].

Как было отмечено, остаточная индукция B_r сильно зависит от предшествующего режима трансформатора, чему ранее ошибочно не придавали значения. Этот вопрос вообще не освещен в учебной и методической литературе по трансформаторам. Поэтому изложим его подробнее.

Если перед отключением (в предшествующем новому включению режиме) трансформатор работал на **активную нагрузку**, то фазы напряжения на нем и его тока совпадали. При выключении цепи переменного тока разрыв тока происходит всегда в момент, близкий к прохождению тока через нуль. Напряжение на трансформаторе в момент отключения тоже близко к нулю. Но в соответствии с законом электромагнитной индукции (напряжение — производная потока сцепления, т.е. и индукции) синusoида напряжения и синusoида магнитной индукции в стержне сдвинуты на фазовый угол $\pi/2$. Таким образом, выключение происходило примерно в

момент прохождения индукции в стали через максимум. А это значит, что и **остаточная индукция будет максимальной**.

Рассуждая аналогичным образом, можно заключить, что при отключении трансформатора с **реактивной нагрузкой** (индуктивной или емкостной), остаточная индукция будет существенно **меньше**, так как при отключении в момент разрыва цепи нуль тока соответствует максимуму напряжения на трансформаторе, т.е. близкой к нулю индукции в стержне магнитопровода.

Режимы ХХ или КЗ трансформатора ближе к режиму индуктивной нагрузки, поэтому при отключении холостого или короткозамкнутого трансформатора остаточная индукция также будет существенно меньше, чем при отключении трансформатора с активной нагрузкой.

Остаточная индукция может сильно зависеть от совершенно случайных обстоятельств. Весьма возможно, что перед включением трансформатор мог быть случайно сильно намагничен, например, после измерений на нем электрического сопротивления на постоянном токе. Если его после измерений не размагнитили, величина B_r окажется очень большой.

В расчетную формулу (5) входит индуктивное сопротивление $x_s = \omega L_s$ и **индуктивность L_s** . Эта индуктивность «свободной обмотки без стали» может быть рассчитана по справочникам, например по известной формуле Нагаока:

$$L_s = \frac{\mu_0 w^2 \pi D^2}{4(h+0,44D)}, \quad (6)$$

где D и h — средний диаметр и высота сечения обмотки, w — число витков, магнитная проницаемость воздуха (вакуума) $\mu_0 = 0,4\pi \cdot 10^{-6}$ В·с/(А·м).

В технической литературе дается и другая формула, более точная при расчетах трансформаторов:

$$L_s = \frac{\mu_0 w^2 \pi \left(D_{\text{внутр}} + \frac{3}{2} a \right)^2}{4h_s}, \quad (7)$$

где $D_{\text{внутр}}$ — внутренний диаметр обмотки, a — ее радиальный размер (толщина), а h_s — условная высота обмотки, несколько большая ее геометрической высоты, например, высота окна магнитопровода или высота от нижнего ярма до стального прессующего кольца.

График для определения **коэффициента K_r** , учитывающего электрическое сопротивление обмотки (зависимость K_r от мощности силового трансформатора S_H), дан на рис. 5. Он получен расчетом процессов включения многих трансформаторов на ХХ по [3]. Видно, что учитывать сопротивление необходимо только для относительно маломощных силовых трансформаторов. Практически при мощности более 2500 кВА можно принять $K_r = 1$, т.е. электрическое сопротивление не учитывать вообще, а при расчетах применять простую схему замещения рис. 1,з.

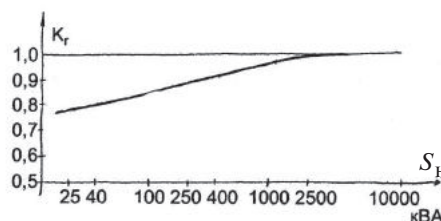


Рис. 5. Поправочный коэффициент K_r для учета электрического сопротивления обмотки при расчете броска тока включения трансформатора на ХХ [3]

5. Затухание бросков намагничивающего тока. Как видно из осциллограммы тока включения трансформатора мощностью 160 МВ·А (рис. 2,з), затухание процесса включения очень слабое. Для силовых трансформаторов броски тока включения могут ощущаться через многие десятки секунд после включения. Прогнозирование затухания тока включения иногда очень важно (например, для настройки релейной защиты), однако этот вопрос в технической и учебной литературе освещен очень слабо, имеются ошибочные рекомендации.

Принципиально переходный процесс включения трансформатора может быть рассчитан по рассмотрен-

ной ранее схеме замещения (рис. 1), из которой видно, что при разомкнутом ключе K , т.е. при ненасыщенной стали $|B(t)| \leq B_s$, тока в цепи нет, $i(t) = 0$.

При замкнутом ключе K , т.е. при $|B(t)| > B_s$ имеем

$$e(t) = L_s \frac{di}{dt} + ir. \quad (8)$$

Решение этого дифференциального уравнения при $e(t) = U\sqrt{2} \sin(\omega t)$:

$$I(\omega t_k) = I(\omega t_{k-1}) + \int_{\omega t_{k-1}}^{\omega t_k} \frac{e(t) - ir}{\omega L_s} d(\omega t). \quad (9)$$

Если аргумент ωt_k соответствует максимуму тока включения I_k с произвольным номером k , а ωt_{k-1} — предыдущему максимуму I_{k-1} , то

$$I_k = I_{k-1} + \int_{\omega t_{k-1}}^{\omega t_{k-1} + 2\pi} \frac{[e(\omega t) - ir] d(\omega t)}{\omega L_s} = I_{k-1} - \int_{\omega t_{k-1}}^{\omega t_{k-1} + 2\pi} \frac{ri(\omega t) d(\omega t)}{\omega L_s}. \quad (10)$$

При расчетах вполне можно принять, что броски тока представляют собой части синусоиды («срезанные горбушки»), это дает возможность получить

$$I_k = I_{k-1} \{1 - [\text{sinarccos}(1 - I_{k-1} / I_m) - (1 - I_{k-1} / I_m) \arccos(1 - I_{k-1} / I_m) + \text{sinarccos}(1 - I_k / I_m) - (1 - I_k / I_m) \times \arccos(1 - I_k / I_m)] / Q_s\} \approx I_{k-1} \{1 - 2 [\text{sinarccos}(1 - I_{k-1} / I_m) - (1 - I_{k-1} / I_m) \arccos(1 - I_{k-1} / I_m) - I_{k-1} / I_m] / Q_s\} \approx I_{k-1} [1 - 4I_{k-1} \times \arccos(1 - I_{k-1} / I_m) / 3I_m Q_s], \quad (11)$$

где $Q_s = \omega L_s / r$ — добротность контура тока включения при насыщенной стали, I_m — амплитуда расчетного тока, см. (4).

Полученные соотношения представляют собой рекуррентные формулы, которые позволяют шаг за шагом получить амплитуды бросков тока.

На рис. 6 показаны результаты расчета бросков тока включения двух рассмотренных ранее трансформаторов (в случае включения со стороны внутренней, ближайшей к стержню обмотки, когда ток включения максимален). На этом же рисунке даны графики экспонент, соответствующих затуханию бросков тока с постоянной времени $\tau_s = 2L_s / r = 2Q_s / \omega$ (это рекомендуется в [2]), а также графики экспонент, соответствующих затуханию апериодической составляющей тока короткого замыкания. Видно, что затухание тока ХХ существенно более медленное, чем затухание этих экспонент.

Следует отметить две основные причины этого явления. Во-первых, добротность контура тока ХХ при насыщенной стали $Q_s = \omega L_s / r_s$ и постоянная времени $\tau_s = Q_s / \omega = L_s / r_s$ существенно больше Q_k и $\tau_k = \frac{Q_k}{\omega} = \frac{L_k}{r_k}$ контура короткого замыкания. Индуктивность L_s больше, чем индуктивность L_k (в приведенных далее примерах в 1,43—3,11 раза), а сопротивление r_s примерно в 2 раза меньше сопротивления r_k (в контуре тока ХХ присутствует одна обмотка трансформатора, а в контуре тока КЗ — две обмотки). Во-вторых, сам процесс изменения тока во времени существенно более затянут, чем экспоненциальное затухание, причем темп затухания тока ХХ не остается постоянным, а со временем заметно снижается.

Физический смысл этого явления в том, что затухание пиков тока ХХ связано в основном с рассеянием энергии магнитного поля за счет потерь на нагрев обмотки. Это следует из (9), где под знаком интеграла стоит величина $ri(\omega t) d(\omega t)$. А так как броски тока уменьшаются, уменьшается и степень их затухания. Сказанное можно подтвердить следующими расчетами.

Для затухающих бросков тока ХХ двух соседних периодов k и $k+1$ фор-

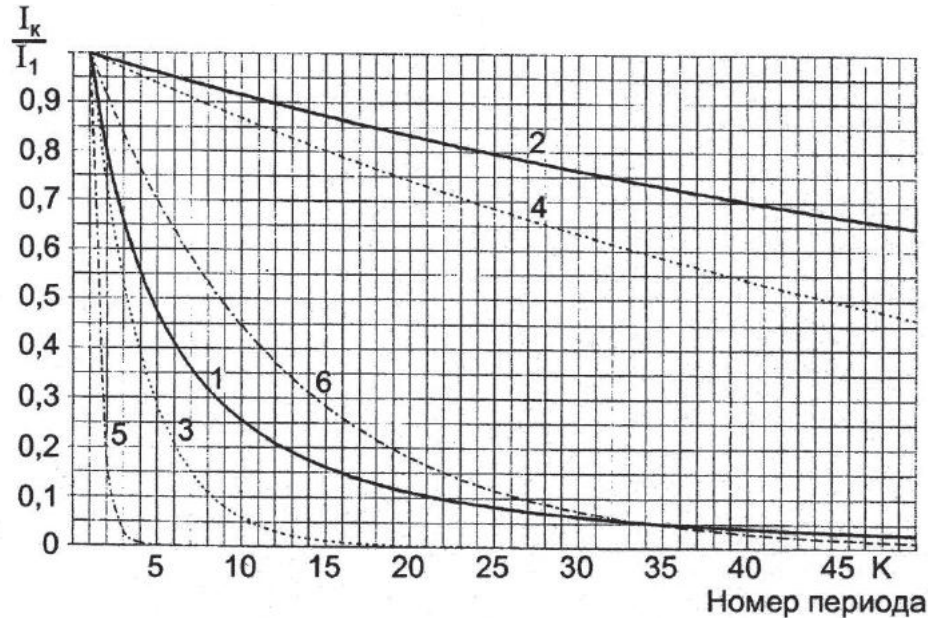


Рис. 6. Кривые затухания бросков тока включения трансформатора мощностью 400 кВА, 11 кВ (1) и трансформатора мощностью 400 МВ·А, 500 кВ (2). Для сравнения даны экспоненты $I_k / I_1 = \exp[-(2\pi k - 2\pi) / Q]$ затухания тока XX по [2] с $Q = 2Q_s$ (3 и 4) и затухания апериодической составляющей тока короткого замыкания (5 и 6) по экспоненте $I_k / I_1 = \exp[-(2\pi k - 2\pi) / Q]$ с $Q = Q_k = \omega L_k / r_k$. Для экспоненты постоянная времени $\tau = Q / \omega$, для соседних пиков двух периодов $I_k / I_{k-1} = \exp(-2\pi / Q)$. I_k — амплитуда броска тока XX в периоде с номером k , I_1 — амплитуда броска тока XX в первом периоде

мула (11) при $I_k < I_m$ с использованием приближенных соотношений $\cos(1 - \alpha) \approx (2\alpha)^{0,5}$ и $1 - \alpha \approx \exp(-\alpha)$ может быть представлена в другом виде:

$$I_{k+1} / I_k \approx \exp[-4\sqrt{2} (I_k I_m)^{0,5} / 3Q_s] / \tau = \exp(-2\pi / \omega\tau_3). \quad (12)$$

Для двух соседних по периоду затухающих экспоненциально с постоянной времени $\tau = Q_s / \omega$ бросков тока при $t = T = 1 / f = 2\pi / \omega$

$$\frac{I_{k+1}}{I_k} = \exp(-t / \tau) = \exp(-2\pi / \omega\tau). \quad (13)$$

Входящая в формулу (12) эквивалентная постоянная времени затухания в k -м периоде τ_3 по внешнему виду соответствует постоянной времени экспоненты τ в формуле:

$$\tau_3 = 3\pi Q_s (I_m / I_k)^{0,5} / 2\sqrt{2}\omega \approx$$

$$\approx 3,33\tau_s (I_m / I_k)^{0,5}. \quad (14)$$

Однако τ_3 — это по-существу **не постоянная величина**, а возрастающая от периода к периоду по мере снижения тока I_k . Например, при снижении тока в 2 раза «постоянная времени» τ_3 возрастет в 1,41 раза, при снижении тока в 100 раз — в 10 раз и т.д.

В формулу (12) входит постоянная времени обмотки без стали $\tau_s = Q_s / \omega = L_s / r_s$ с коэффициентом 3,33. Следует заметить, что в технической литературе иногда для оценки затухания бросков тока XX рекомендуется экспонента с постоянной времени τ_s и коэффициентом 2 [2]. Приведенные графики и формулы подтверждают сделанные ранее выводы о том, что закон изменения бросков тока XX существенно (количественно и по форме) отличается от экспоненциального.

Для того, чтобы оценивать затухание бросков тока XX силовых транс-

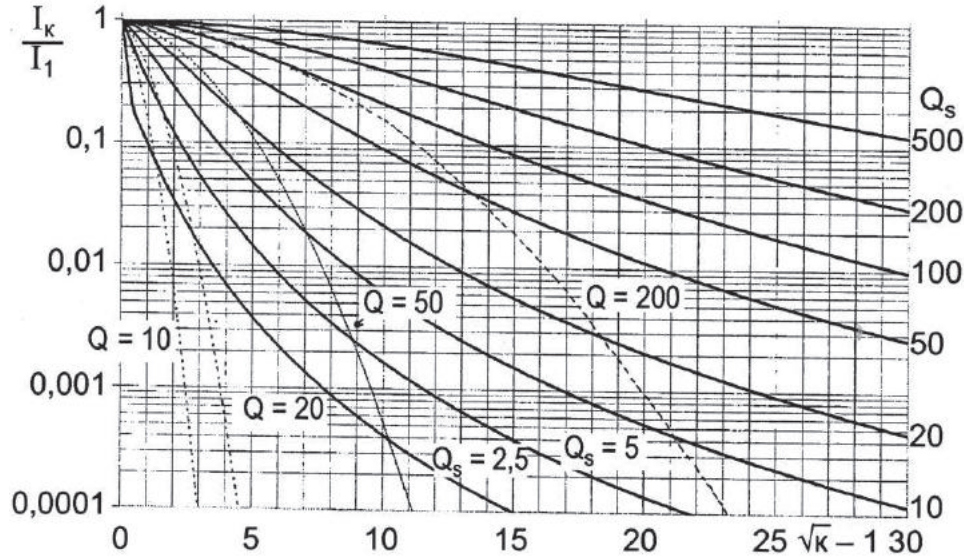


Рис. 7. Семейство кривых для расчета затухания бросков тока включения на XX трансформатора. I_k — амплитуда броска тока XX в периоде с номером k , I_1 — амплитуда броска тока XX в первом периоде, k — номер пика, время максимума пика $t(k)=0,02(k-0,5)$. По горизонтальной оси отложена величина $\sqrt{k}-1$. Например, для $k=100$ $\sqrt{k}-1=9$, для $\sqrt{k}-1=20$ $k=(20+1)^2=441$. Пунктиром даны экспоненты с разными постоянными времени $\tau = Q/\omega$, см. подпись к рис. 6

форматоров и производить конкретные расчеты, даются универсальные графики на рис. 7. Эти графики построены в особой системе координат, они охватывают большой диапазон изменения амплитуд бросков тока (от 100% до 0,01%) и числа периодов (примерно до 1000, т.е. до 20 с).

Исходными данными для расчета является добротность Q_s и первый бросок тока I_1 по (5). По графикам рис. 7 можно решить все практические задачи:

определить при заданной амплитуде броска тока I_{k-1} номер броска k (номер периода) и время, соответствующее этому броску $t_k = T(k-0,5) = -0,02(k-0,5)$;

при заданном времени t_k определить амплитуду броска тока.

На рис. 7 построены несколько экспонент для иллюстрации ранее высказанных соображений по сравнению различных законов затухания.

6. Рекомендации по снижению бросков намагничивающего тока. Анализ основной расчетной формулы (5) показывает, что зависимость броска

намагничивающего тока от магнитной индукции (насыщения стали B_s , остаточной B_r и максимальной B_m) следует характеризовать величиной, стоящей в квадратных скобках, которую можно назвать коэффициентом индукции $K_B = 2 - (B_s - B_r) / B_m$. На рис. 8, где дана зависимость этого коэффициента от остаточной индукции B_r , показано, что при индукции насыщения $B_s = 2$ Тл и остаточной индукции $B_r = 1$ Тл, которую рекомендуется брать для расчетов при индукции в стали B_m более 1,4 Тл, коэффициент K_B изменяется мало:

B_m , Тл	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9
K_B	1,28	1,33	1,38	1,41	1,44	1,47

Это значит, что для эффективного снижения броска тока включения номинальную индукцию нужно брать менее 1,4 Тл, но такое снижение вряд ли можно серьезно рекомендовать, ведь это снижение приводит к неблагоприятному ухудшению массогабаритных показателей трансформатора.

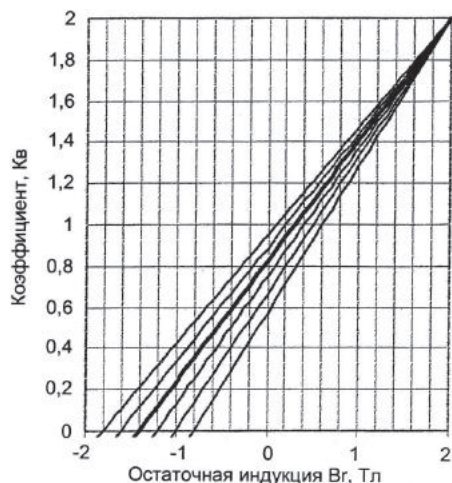


Рис. 8. Коэффициент индукции $K_B = 2 - (B_s - B_r) / B_m$ для расчета броска тока включения холостого трансформатора в зависимости от остаточной индукции B_r при индукции насыщения $B_s = 2$ Тл и различной максимальной рабочей индукции. Нижняя линия $B_m = 1,4$ Тл, далее линии $B_m = 1,5$ Тл, $B_m = 1,6$ Тл, $B_m = 1,7$ Тл (линия выделена), $B_m = 1,8$ Тл, верхняя линия $B_m = 1,9$ Тл

Бросок тока существенно зависит от индуктивности «свободной обмотки без стали» $L_s = x_s / \omega$. Однако для увеличения этой индуктивности, что, исходя из формулы (7), может снизить бросок тока включения, необходимо изменить диаметр, высоту и число витков обмотки, а это также приводит к снижению индукции и также к неблагоприятному изменению основных параметров трансформатора.

Таким образом, изменение тех параметров, которое может сделать расчетчик трансформатора при проектировании, мало что дает для снижения бросков тока ХХ.

Анализируя формулы (5) и (7), можно дать рекомендацию по снижению броска тока включения — включать трансформатор в сеть со стороны обмотки, наиболее удаленной от стержня, у которой индуктивность $L_s = x_s / \omega$ максимальна. Это же следует из анализа схемы замещения рис. 1. Глядя на эту схему, можно отметить ее несимметрию. Если включать трансформатор на ХХ со сторо-

ны обмотки, ближайшей к стержню, то в цепи тока будет только «воздушная» индуктивность этой обмотки L_s . Если же включать трансформатор со стороны обмотки, расположенной на стержне второй, то в цепь тока ХХ попадает еще и индуктивность КЗ двух обмоток L_k (примерно такого же порядка). Естественно, что в этом случае бросок тока получается существенно меньшим. В итоге можно рекомендовать те обмотки трансформаторов, которые при работе будут часто подсоединяться к сети, располагать на стержне не внутренними, а наружными. Такая рекомендация часто оказывается очень действенной.

На рис. 9 в качестве примера показано сечение стержней трансфор-

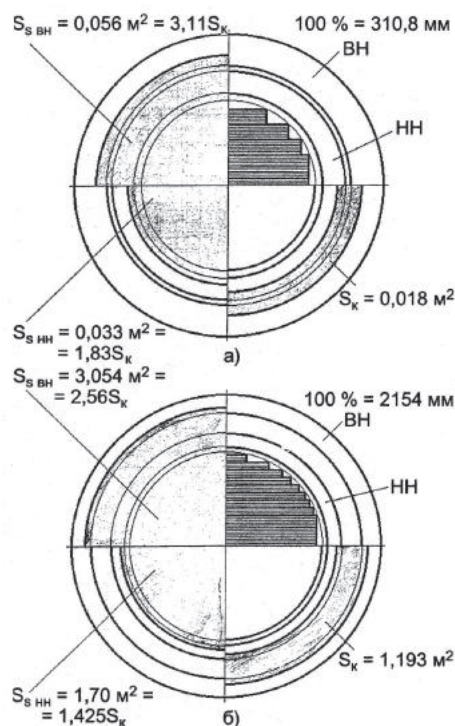


Рис. 9. Сечение стержней трансформаторов мощностью 400 кВА, 11 кВ (а) и мощностью 400 МВ·А, 500 кВ (б). Серой заливкой показана площадь сечения $S_{снн}$ для расчета броска тока включения на холостой ход со стороны обмотки НН, $S_{свн}$ — со стороны обмотки ВН и S_k — площадь сечения расчетного («редуцированного») канала рассеяния между обмотками для определения напряжения короткого замыкания и тока короткого замыкания

моторов мощностью 400 кВА, 11 кВ (а) и мощностью 400 МВ·А, 500 кВ (б). Серой заливкой показана площадь сечения $S_{сНН}$ для расчета броска тока включения на холостой ход со стороны обмотки НН, $S_{сВН}$ — со стороны обмотки ВН, для сравнения дана и $S_{к}$ — площадь сечения расчетного («редуцированного») канала рассеяния, необходимая для расчета реактанса КЗ и ударного тока КЗ. Сделаем расчет броска тока включения по формулам (5) и (7) и сравним этот ток с ударным током короткого замыкания

$$I_{уд} = \frac{U\sqrt{2}K_{уд}}{x_c + x_k} \cong \frac{U\sqrt{2}K_{уд}}{x_c + x_k}, \quad (15)$$

где $x_k \approx \omega\mu_0 w^2 \pi S_k / 4h$ — реактанс короткого замыкания, $K_{уд}$ — ударный коэффициент тока КЗ.

Для наглядной сравнительной оценки бросков тока включения трансформаторов различной мощности (400 кВА и 400 МВ·А) рассмотрим отношение ударного тока короткого замыкания $I_{уд}$ к броску тока включения $I_{вкл}$. Введем упрощающие допущения (не влияющие на принципиальные выводы), что реактанс сети мал по сравнению с реактансом трансформатора, а коэффициент Роговского равен единице. В результате использования формул (7) и (15) получим простое соотношение

$$I_{уд} / I_{вкл} = (S_s / S_k) K_{уд} / (K_r K_B). \quad (16)$$

Для трансформатора мощностью 400 кВА, 11 кВ с учетом имеющихся дополнительных данных $K_{уд} = 1,37$, $K_r = 0,9$ (по рис. 5), $K_B = 1,4$ (по рис. 6) и соотношений сечений в плане обмоток

$$S_{сНН} / S_k = 0,033 \text{ м}^2 / 0,018 \text{ м}^2 = 1,83,$$

$$S_{сВН} / S_k = 0,056 \text{ м}^2 / 0,018 \text{ м}^2 = 3,11$$

(рис. 9) имеем

$$I_{уд} / I_{вклНН} = 1,83 \cdot 1,37 / (0,9 \cdot 1,4) = 2,0;$$

$$I_{уд} / I_{вклВН} = 3,11 \cdot 1,37 / (0,9 \cdot 1,4) = 3,38.$$

Для трансформатора мощностью 400 МВ·А, 500 кВ с учетом имеющихся

дополнительных данных $K_{уд} = 1,8$, $K_r = 1,0$ (по рис. 5), $K_B = 1,4$ (по рис. 6) и соотношений сечений в плане обмоток

$$S_{сНН} / S_k = 1,70 \text{ м}^2 / 1,19 \text{ м}^2 = 1,43,$$

$$S_{сВН} / S_k = 3,05 \text{ м}^2 / 1,19 \text{ м}^2 = 2,56$$

(рис. 9) имеем

$$I_{уд} / I_{вклНН} = 1,43 \cdot 1,8 / 1,4 = 1,84;$$

$$I_{уд} / I_{вклВН} = 2,56 \cdot 1,8 / 1,4 = 3,29.$$

Рассмотрим кратность тока включения по отношению к номинальному току трансформаторов, если известно, что для трансформатора 400 кВА кратность действующего значения установившегося тока КЗ по отношению к номинальному току составляет $K_T = 25$, для 400 МВ·А $K_T = 7,25$. Оценим также кратность тока включения по отношению к установившемуся действующему значению току холостого хода, равного 2,1% номинального для трансформатора мощностью 400 кВА и 0,45% для трансформатора мощностью 400 МВ·А.

Для трансформатора мощностью 400 кВ·А

$$I_{уд} = K_T K_{уд} \sqrt{2} I_H = \\ = 25 \cdot 1,37 \cdot \sqrt{2} I_H = 48,4 I_H;$$

$$I_{вклНН} = 48,4 I_H / 2,0 = 24,2 I_H;$$

$$I_{вклНН} = 24,2 I_H / 0,021 = 1152 I_{ХХ};$$

$$I_{вклВН} = 48,4 I_H / 3,38 = 14,3 I_H;$$

$$I_{вклВН} = 14,3 I_H / 0,021 = 681 I_{ХХ}.$$

Для трансформатора мощностью 400 МВ·А

$$I_{уд} = K_T K_{уд} \sqrt{2} I_H = \\ = 7,25 \cdot 1,8 \cdot \sqrt{2} I_H = 18,4 I_H;$$

$$I_{вклНН} / I_H = 18,4 I_H / 1,84 = 10 I_H;$$

$$I_{вклНН} = 10 I_H / 0,0045 = 2222 I_{ХХ};$$

$$I_{вклВН} / I_H = 18,4 I_H / 3,29 = 5,56 I_H;$$

$$I_{вклВН} = 5,56 I_H / 0,0045 = 1236 I_{ХХ}.$$

Анализируя результаты расчета, можно сделать следующие выводы:

бросок тока включения трансформатора мощностью 400 кВА и бросок тока включения трансформатора мощностью 400 МВ·А достаточно велики, по отношению к ударному току короткого замыкания они меньше только в 2–3 раза;

по отношению к номинальному току броски тока включения при увеличении мощности трансформатора снижаются;

по отношению к установившемуся току холостого хода броски тока включения очень велики (больше в сотни и тысячи раз) и увеличиваются с увеличением мощности трансформатора;

бросок тока включения снижается примерно в 1,5–2 раза в случае, если трансформатор подключается к сети со стороны ВН, а не со стороны НН.

Индукция насыщения электротехнической стали B_s — параметр, на который невозможно влиять. Для всех сортов электротехнической стали эта индукция составляет примерно 2 Тл, а для новых перспективных с точки зрения радикального снижения потерь холостого хода магнитных материалов, например, аморфных сплавов, величина даже существенно меньше, что неблагоприятно для бросков тока ХХ. Подтверждается правило «чем лучше (трансформатор), тем хуже (больше бросок тока)».

Как видно из формулы (7) и рис. 6, бросок тока включения существенно зависит от **остаточной индукции B_r** .

При хорошей шихтовке из-за снижения шихтовальных зазоров остаточная индукция увеличивается. К сожалению, чем лучше трансформатор с точки зрения качества шихтовки и сборки магнитопровода, тем, как правило, больше броски тока ХХ. Для трансформаторов малой мощности и специальных, для которых можно допустить существенное увеличение тока и потерь холостого хода, в целях снижения остаточной индукции и броска тока включения иногда идут на то, что в магнитопроводе делают небольшие немагнитные зазоры.

Для мощных силовых трансформаторов, естественно, такая рекомендация неуместна.

Судя по рис. 6, для снижения броска тока перед включением трансформатор нужно размагнитить, т.е. добиться того, чтобы в стержне не было остаточной индукции ($B_r = 0$). Радикально бросок тока можно снизить, если перед включением трансформатор принудительно намагнитить в обратном направлении (на рис. 6 это — отрицательные значения остаточной индукции). Для этого можно использовать маломощный источник постоянного напряжения (аккумулятор, выпрямитель). Ток принудительного намагничивания должен быть сопоставим с током ХХ трансформатора (в несколько раз больше этого тока). Как известно, для мощных трансформаторов ток ХХ составляет доли процента от номинального тока.

Однако операции размагничивания и принудительного намагничивания достаточно сложны, они требуют специального оборудования, поэтому применяются редко. Размагничивание и перемагничивание трансформатора — это уже не те меры, которые можно рекомендовать расчетчику трансформатора, а которые должны осуществляться при эксплуатации трансформатора. Такие рекомендации, как правило, трудно осуществимы.

Формула (7) выведена для максимального броска тока включения, т.е. при включении трансформатора в момент наиболее неблагоприятной фазы напряжения. Для двухобмоточного трансформатора это — фаза, когда напряжение переходит через нуль. При других фазах момента включения бросок тока существенно ниже. Это же снижение броска тока характерно и для трехфазных трансформаторов. На рис. 10 показана зависимость токов включения (по отношению к номинальному току) в трех фазах А, В и С электропечного трансформатора мощностью 160000 МВ·А от момента времени включения (фазы напряжения при включении). Видно, что при фазе включения 270° получается максимальный бросок тока включения. При

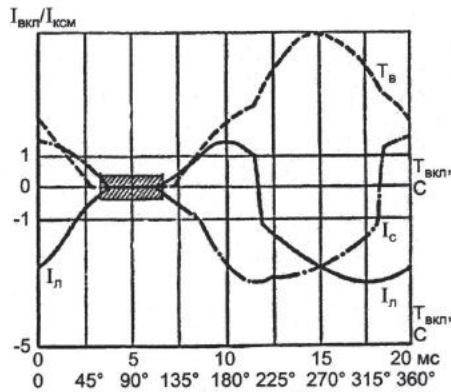


Рис. 10. Зависимость токов включения (по отношению к номинальному току) в фазах А, В и С электропечного трансформатора мощностью 160000 МВ·А от момента времени включения (фазы напряжения при включении). Видно, что при фазе включения 270° получается максимальный бросок тока включения. Заштрихована «мертвая зона» фазы включения при отсутствии бросков тока включения

других фазах включения бросок тока существенно меньше. Имеется даже «мертвая зона» — диапазон фазы включения при отсутствии бросков тока включения.

Рассмотрение рис. 10 дает основные рекомендации действенный способ снижения бросков тока — применить «синхронное включение» — произвести включение трансформатора в нужную фазу напряжения в «мертвой зоне» так, чтобы ликвидировать или сильно снизить бросок тока ХХ.

Способ сложен из-за двух обстоятельств.

Во-первых, для включения трансформатора в нужную фазу напряжения необходим специальный коммутационный аппарат (синхронный замыкатель).

Во-вторых, перед синхронным включением необходимо обеспечить определенную (по величине и знаку) остаточную индукцию.

Рассматриваемый способ ликвидации намагничивающего тока (или радикального его снижения) используется в особых случаях, например, на

ударных стендах при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ [4, 5], когда у трансформатора предварительно закорачивается внешняя по расположению на стержне обмотка, а напряжение подается на обмотку, расположенную ближе к стержню.

Такой способ эффективного снижения бросков тока включения электропечных трансформаторов — синхронное выключение трансформатора в «нужную» фазу (для обеспечения необходимой остаточной индукции) и последующее синхронное включение в «свою нужную» фазу — успешно осуществлен на Молдавском металлургическом заводе [6]. Для этой цели разработана специальная система управления вакуумными выключателями, которые оказалось возможным использовать в качестве синхронных выключателей. Используется также описанный ранее эффект того, что если характер нагрузки — активный (в данном случае электропечь), то при выключении трансформатора в стержне остается большая остаточная индукция.

Если необходимо гарантировать небольшие броски тока включения трансформатора, приходится идти на серьезные меры.

Самой действенной мерой, рекомендованной в литературе и применяющейся на практике, является включение последовательно с трансформатором т.н. **предвключаемого резистора** или **реактора**. В результате бросок тока в первый момент времени ограничивается до требуемой величины. По истечении некоторого времени, когда сниженные реактором или резистором броски тока затухнут (секунды или доли секунды), предвключаемый резистор или реактор закорачивается специальным дополнительным выключателем. Это решение — достаточно сложное, требует дополнительного силового оборудования и управляющей аппаратуры. Выбор параметров резистора или реактора возможно сделать при использовании предложенной ранее схемы замещения.

7. Магнитное поле, электродинамические силы в присутствии намагничивающего тока. Магнитное поле трансформатора в присутствии намагничивающего тока — сложное поле, одна область которого — сердечник, ярма, соседний сердечник — занимает нелинейная среда, электро-техническая сталь. В настоящее время существуют программы расчета, при помощи которых такое поле может быть рассчитано (ELCUT и др.). Однако для понимания электромагнитных процессов, для практических расчетов можно ввести ряд упрощающих допущений, используя которые, можно получить ряд полезных результатов.

Прежде всего, в первом приближении можно пренебречь влиянием соседнего стержня.

В режимах с намагничивающим током можно предположить, что стержень, на котором расположены обмотки, насыщен целиком. Для такого предположения есть физическое объяснение, заключающееся в том, что при «зарождении» в стержне даже небольшого насыщенного участка характер окружающего этот насыщенный участок магнитного поля оказывается таким, что возникают условия для расширения области насыщения. В результате область насыщения практически мгновенно распространяется на весь стержень. Это, в частности, хорошо видно на осциллограммах напряжения на обмотке трансформатора, где есть скачок напряжения, занимающий очень короткий отрезок времени. В течение короткого времени этого скачка напряжения и происходит переход всего стержня из ненасыщенного в насыщенное состояние. Получены и другие экспериментальные данные, подтверждающие и быстрый переход сердечника из ненасыщенного в насыщенное состояние, и насыщение сердечника целиком на всю его высоту.

Магнитное поле трансформатора можно упрощенно представить себе как магнитное поле токов обмоток без стержня. Насыщенный стержень можно заменить при этом тонкой фиктивной обмоткой, расположен-

ной на воображаемой поверхности стержня. Высота такой фиктивной обмотки h_s превышает реальную высоту обмотки h на 10–15%, а ее ампервитки равны $B_s h_s / \mu_0$. Такая фиктивная обмотка моделирует сильное магнитное поле внутри насыщенного стержня, имеющего идеализированную характеристику намагничивания такую же, которая принята для данной ранее схемы замещения с ключом K . Подробно метод расчета поля описан в [7]. Метод фиктивных обмоток очень удобен тем, что он позволяет воспользоваться всем имеющимся арсеналом методов расчета магнитного поля, электромагнитных сил и стойкости при КЗ, применяемым для трансформаторов, например, разработанными в ВЭИ отраслевой методикой расчета [8] и системой программ РЭСТ [9].

В режиме включения трансформатора на **XX магнитное поле** обмотки с током (броском тока **XX**) при насыщенном стержне напоминает магнитное поле этой обмотки в режиме **КЗ**. В таком поле на обмотку с током действуют электродинамические силы, аналогичные силам при **КЗ**.

Осевые силы сжимают обмотку. Если сравнить эти осевые силы с силами в трансформаторе при **КЗ** (при таком же токе), то силы в режиме **XX** окажутся в несколько раз больше [7]. Дело в том, что магнитный поток в режиме **XX**, созданный магнитной индукцией на площади в области внутри обмотки, существенно больше, чем магнитный поток режима **КЗ** в канале рассеяния, имеющем меньшую площадь. Можно также пояснить это тем, что в режиме **КЗ** участвует не одна, а две обмотки с разнонаправленными токами. Верхняя половина каждой обмотки при этом отталкивается от нижней половины другой обмотки, снижая осевую силу сжатия каждой обмотки по сравнению с вариантом, когда есть только одна обмотка.

Радиальные силы обмотку растягивают. Они могут быть меньше, чем силы **КЗ**, из-за меньшего броска тока **XX**, чем ударного тока **КЗ**. Следует заметить, что если при **КЗ** внутрен-

няя обмотка радиальными силами сжимается, что для обмотки опасно из-за возможности потери радиальной устойчивости, то при включении трансформатора в сеть со стороны этой обмотки в ней возникают растягивающие радиальные силы, как правило, менее опасные, чем сжимающие радиальные силы.

При бросках тока включения на обмотку, ее части, отводы так же как и при КЗ, действуют и **тангенциальные** (поворачивающие, скручивающие) силы [10].

Проблема намагничивающего тока возникает не только при включении на ХХ, но и **при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ**.

Рассмотрим первый случай, когда при испытаниях двухобмоточного трансформатора внутренняя по расположению на стержне обмотка предварительно закорочена, а напряжение подается на внешнюю обмотку. Закороченная обмотка «не позволяет» магнитному потоку, с которым связана внешняя обмотка, проходить по стержню, и этот поток (поток рассеяния, проходящий в канале рассеяния между обмотками) замыкается вне обмоток (по воздушному промежутку, яруму, соседнему стержню), не вызывая заметных изменений в первичном и вторичном токе.

Рассмотрим второй случай, когда предварительно закорочена дальняя от стержня обмотка, а напряжение подается на ближайшую к стержню обмотку. Теперь уже закороченная обмотка «не позволяет» магнитному потоку рассеяния идти наружу, и он замыкается по стержню, вызывая его насыщение. В этом случае и возникает намагничивающий ток, который накладывается на ток КЗ.

Все сказанное хорошо и просто иллюстрируется расчетом по схеме замещения. В первом случае закорачивается не только цепь внутренней обмотки, но и цепочка намагничивания, по которой ток протекать не будет. Во втором случае сопротивление КЗ трансформатора и цепочка намагничивания оказываются подключенными параллельно источнику напря-

жения, и возникает намагничивающий ток.

Рассмотрим второй случай более подробно. При испытаниях на осциллограмме токов получается, что ударный ток первичной обмотки больше ударного тока вторичной обмотки. Испытания нельзя «засчитывать» по первичному току, так как при этом будет «недоиспытанной» вторичная обмотка. Нельзя зачет делать и по вторичному току. Во-первых, тогда в первой обмотке ток будет больше зачетного, во-вторых, намагничивающий ток искажает магнитное поле и может привести к увеличенным осевым силам в обмотках (уже говорилось об увеличенных осевых силах в режиме включения на ХХ). В-третьих, и это самое важное, намагничивающий ток, несмотря на увеличение ударного тока, приводит к существенному снижению радиальных напряжений сжатия. Как уже отмечалось, намагничивающий ток вызывает радиальные силы растяжения. Как правило, для мощных силовых трансформаторов радиальная потеря устойчивости внутренней обмотки — самое вероятное событие, поэтому снижения радиальных сил допускать никак нельзя.

При испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ на стендах принимают меры, исключаящие появление намагничивающего тока. Для получения в сердечнике нужной отрицательной остаточной индукции перед каждым опытом КЗ от источника постоянного тока производят принудительное намагничивание трансформатора. Известно несколько таких схем [4, 5]. Определенный эффект отстройки от намагничивающего тока получается, если в опытах КЗ, следующих один за другим, изменять при переходе к очередному опыту начальную фазу напряжения на полпериода. Этот эффект получается потому, что в предыдущем опыте трансформатор оказывается намагниченым аperiodической составляющей тока КЗ, и за короткое время КЗ (0,2–0,5 с) и перерыва между опытами размагничивание происходит не успеваает.

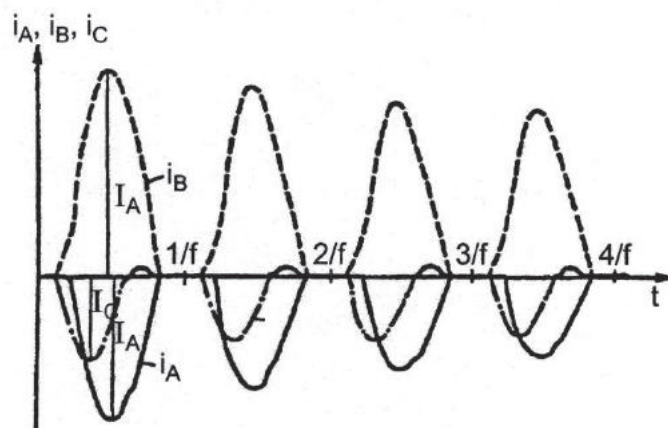


Рис. 11. Переходный процесс включения — зависимость от времени токов i_A , i_B и i_C трехфазного электропечного трансформатора мощностью 160 МВ·А при наиболее неблагоприятном моменте времени включения на XX и положении переключателя регулировочных ответвлений на минимальном числе витков обмотки

Проблема намагничивающего тока возникает тогда, когда при испытаниях на стойкость при КЗ трансформатор, замкнутый предварительно накоротко, подключают в определенный момент времени (для обеспечения необходимой апериодической составляющей и ударного тока КЗ) к мощному источнику переменного тока: ударному генератору или сети. Можно также вначале подать напряжение на одну обмотку, а потом в нужную фазу замкнуть вторичную обмотку. И первый, и второй способ имеет свои преимущества и недостатки. При втором способе намагничивающего тока нет, но первый способ применяется более часто, так как он позволяет более полно использовать мощность стенда.

Вообще говоря, режимы КЗ с намагничиванием стержня вполне могут быть и в эксплуатации, еще нет полной ясности, что они менее опасны, чем нормируемые расчетные режимы стойкости при КЗ без намагничивающего тока. Было бы полезно в ближайшем будущем провести соответствующие исследования и разработать предложения по внесению изменений в нормативные материалы по методике расчета и испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ.

В настоящей работе все внимание уделено намагничивающему току или броскам тока включения на XX в

применении к однофазным трансформаторам. В то же время практический интерес представляют трансформаторы трехфазные. При выключении трехфазного трансформатора намагничивающий ток во всех трех фазах различный. Распределение токов по фазам сильно зависит от начальной фазы включения. Например, если при соединении обмоток в треугольник в одной из фаз бросок тока включения оказывается максимальным, в двух других он существенно меньше (рис. 11).

При рассмотрении трехфазных трансформаторов возникает много вариантов конкретных методов расчета из-за существования разных схем соединения обмоток (звезда, треугольник, зигзаг), разных типов магнитных систем трансформаторов (планарная трехстержневая, планарная бронева — пятистержневая с боковыми ярами, пространственная). Поэтому анализ трехфазных трансформаторов без применения компьютеров представляет большие трудности. Опыт решения практических вопросов, связанных с проблемой намагничивающего тока трехфазных трансформаторов, показывает, что их решению очень помогает упрощение задачи и даже сведение ее к расчету однофазного трансформатора. Существенную помощь может оказать схема замещения с ключом К. При по-

мощи этой схемы иногда сложную электромагнитную задачу можно свести к расчету сложной электрической цепи, а для этого легче найти подходящую программу расчета. Кроме того, чтобы уверенно воспользоваться любой новой программой расчета, необходимо ее тестирование, которое можно провести на более простой задаче, а для этого может быть использована подробно рассмотренная выше теория и методика расчета броска тока однофазного трансформатора.

Литература

1. *Лейтес Л.В.* Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия, 1981.
2. *Bertagnoli G.* Short-circuit duty of power transformers. ABB Transformatori — Legnano (Milano). 1998.
3. *Елагин В.Н., Лурье А.И., Панибратец А.Н.* Броски тока включения трансформатора. Электротехника. 1997. № 2.
4. ГОСТ 20243-74. Трансформаторы силовые. Методы испытаний на стойкость при коротком замыкании.
5. *Левицкая Е.И., Лурье А.И., Ляшенко В.Д.* Устройство для испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость при коротком замыкании. А.с. 1335904 (СССР). Опубл. в БИ. 1987. № 33.
6. *Кузьменко В.А., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Чуприков В.С.* Снижение тока включения трансформатора. Электротехника. 1997. № 2.
7. *Васильев А.Б., Лурье А.И.* Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости трансформаторах при бросках намагничивающего тока. Электротехника. 1992. № 1.
8. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.* Отраслевая методика расчета: Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании (РТМ16800.428-77, РД16-431-88).
9. *Зенова В.П., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Люблин И.Ш., Панибратец А.Н.* Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов. Электротехника. 1996. № 8.
10. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.* Тангенциальные силы в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Всесоюз. научно-техн. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, силовой и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1990.

Броски тока включения трансформаторов

Елагин В.Н., Лурье А.И., Панибратец А.Н.

Для большинства силовых трансформаторов броски тока включения не опасны из-за электродинамических сил, так как ток включения обычно меньше тока короткого замыкания. Однако этот ток может вызывать ложное срабатывание выключателей пусковых автоматов и токовой защиты от максимального тока, реагирующих на него, как на аварийный ток короткого замыкания. Поэтому для настройки токовой защиты необходимо знать этот ток. При расчетах иногда должен быть определен не только максимальный ток в процессе пуска, но и его действующее значение за время срабатывания защитных устройств. Для силовых трансформаторов, которые часто подключаются к сети, например, для электропечных трансформаторов, актуален также вопрос об их электродинамической стойкости, так как, во-первых, ток включения сравним и может быть даже больше, чем ток короткого замыкания из-за ограничения последнего сопротивлением «короткой сети» на стороне нагрузки печного трансформатора, а во-вторых, число включений в течение срока службы печного трансформатора очень велико.

Расчету броска тока включения посвящено большое число работ. Авторами разработана удобная методика расчета переходного процесса включения в однофазных и трехфазных трансформаторах в сеть переменного тока, которая помимо прочих факторов позволяет учесть включаемый в цепь трансформатора токоограничивающий резистор или реактор (линейный и нелинейный) как постоянно, так и только на короткое время в момент включения [1].

Расчет основан на допущении о простейшей одноступенчатой кусочно-линейной аппроксимации кривой намагничивания стали, характеризующейся главным параметром — ин-

дукцией насыщения B_s . Такое допущение вполне правомерно, так как броски тока включения рассчитываются при достаточно сильном насыщении стали.

По разработанной методике и программам расчета были исследованы различные трансформаторы в ходе их проектирования. При помощи методики был разработан способ ограничения бросков тока включения электропечных трансформаторов, которому посвящена отдельная статья. Так как не всегда компьютер и программа могут находиться под рукой, была поставлена также цель разработать достаточно простую и удобную для практического применения методику ручного расчета максимального тока и действующего значения тока за первый период после включения. Этой цели и посвящена данная статья.

От известных методик, в основе которых лежит, как правило, наиболее распространенная формула Шварца, т.е. формула (1) при равенстве единице коэффициента K , предлагаемый метод отличается, во-первых, относительно простым учетом активного сопротивления. Например, в известной книге Л.В. Лейтеса [2] учет этого сопротивления при ручном расчете довольно сложен. Кстати, в [2] приведена также и хорошая библиография по броскам тока включения. Во-вторых, дается расчет действующего значения тока, что необходимо, например, при выборе автомата включения трансформатора, имеющего максимальную защиту.

По предлагаемой методике наибольший мгновенный ток при включении ненагруженного трансформатора определяется по формуле

$$I_{\max} = \sqrt{2} U [2 - (B_s - B_r) / B_m] K / x, (1)$$

где U — действующее напряжение источника синусоидального напряжения сети $u = \sqrt{2} U \sin(2\pi ft + \varphi)$, t — текущее время, φ — начальная фаза включения (максимальный бросок тока возникает при $\varphi = 0$); $x = 2\pi f(L_s + L_c)$ — индуктивное сопротивление цепи при насыщенной стали стержня магнитопровода трансформатора; L_c — индуктивность сети; f — частота сети; L_s — индуктивность подключаемой к сети обмотки трансформатора при насыщенной стали (индуктивность обмотки без стали); K — коэффициент, зависящий от параметров $B_m / (B_s - B_r)$ и r/x и рассчитанный по специальной программе (рис. 1); B_m — амплитуда индукции в стали при напряжении U ,

$$B_m = U / (\sqrt{2} 2\pi f S_{ст} w); \quad (2)$$

$S_{ст}$ — сечение стали стержня; w — число витков обмотки, подключаемой к сети; B_s — индукция насыщения стали, обычно $B_s = 2,04 \div 2,1$ Тл; B_r — остаточная индукция в стали;

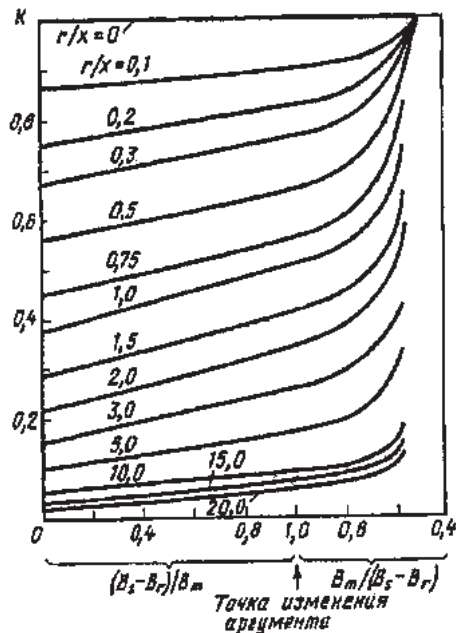


Рис. 1. Зависимость коэффициента для расчета максимального тока от магнитной индукции (максимальной, остаточной и насыщения) и отношения сопротивлений обмотки r/x

r — электрическое сопротивление цепи, являющееся суммой электрического сопротивления обмотки и сопротивления сети.

При $r/x = 0$ имеем $K = 1,0$. При $B_m / (B_s - B_r) > 1$ и $r/x > 1$ независимо от B_s и B_r : $I_{max} = U\sqrt{2} / r$.

Индуктивность обмотки при насыщенной стали рассчитывается по формуле:

$$L_s = \mu w^2 S_{обм} / h, \quad (3)$$

где $\mu = 4\pi 10^{-7}$ Гн/м — магнитная постоянная; $S_{обм}$ — расчетная площадь обмотки, охваченная расчетным витком — условным тонким витком обмотки, отстоящим от внутренней поверхности обмотки на $1/3$ толщины обмотки.

Для цилиндрической обмотки

$$S_{обм} = \pi (D_B + 2a/3)^2 / 4, \quad (4)$$

где D_B — внутренний диаметр; a — радиальный размер, т.е. толщина обмотки (для тороидальной обмотки расчетная площадь обмотки находится по чертежу сечения); h — длина магнитной силовой линии по насыщенной стали; в стержневом трансформаторе эта длина примерно равна высоте обмотки; в тороидальном трансформаторе

$$h = \pi D_{ср} (D_2 - D_1) / D_{ср} \times \ln(D_2 / D_1); \quad (5)$$

D_1 , D_2 и $D_{ср}$ — наименьший, наибольший и средний диаметры тороидальной обмотки по расчетному витку для определения расчетной площади обмотки $S_{обм}$.

Действующий ток за первый период при включении трансформатора равен:

$$I_d = (I_{max} / \sqrt{2}) K_d, \quad (6)$$

где K_d — расчетный коэффициент, зависящий от отношения коэффициентов индукции K / K_r и индукции B_r и B_m ; он получен при обработке результатов расчетов по специальной программе (рис. 2);

$$K_r = 1 / \sqrt{1 + (r/x)^2}. \quad (7)$$

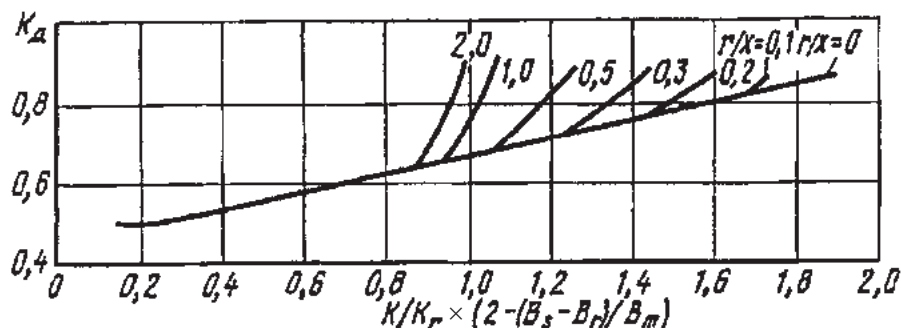


Рис. 2. Зависимость расчетного коэффициента K_d от коэффициента для расчета максимального тока K (рис. 1), коэффициента $K_r = 1 / \sqrt{[1 + (r/x)^2]}$ и магнитной индукции (максимальной, остаточной и насыщения)

Одной из основных величин, необходимых для определения броска тока при включении трансформатора, является остаточная магнитная индукция B_r в стержне. При расчетах, как правило, нет достоверных данных об остаточной индукции в трансформаторе, так как все известные эксперименты проведены много лет назад не на современных конструкциях трансформаторов, т.е. с магнитопроводами со стяжными шпильками, с прямым стыком. Считается, что измерение остаточной индукции — сложная задача. Все известные схемы измерения остаточной индукции включают в себя непривычные приборы (милливеберметры, баллистические гальванометры, операционные усилители и т.д.). В данной работе применена методика экспериментального определения остаточной индукции в стержнях, которая позволяет достаточно просто и точно проводить измерения остаточной индукции. В схеме использован обычный цифровой вольтметр с отдельно монтируемой интегрирующей цепочкой, состоящей из резистора и конденсатора. Источник питания (аккумулятор 10–20 А или выпрямитель до 200 А) подключается к обмотке трансформатора, имеющей максимальное число витков, измерительный прибор с интегрирующей цепочкой — к любой свободной обмотке (обычно обмотке низшего напряжения НН, части регулировочной обмотки РО). При отсутствии свободной обмотки

можно сделать измерительный виток на стержне под ярмом. Значения емкости конденсатора и сопротивления резистора интегрирующей цепочки подбираются с учетом удобства измерений.

Максимальная и остаточная индукции определяются по показаниям вольтметра в установившемся цикле перемагничивания при включении тока, его отключении и включении тока обратного направления.

Схема позволяет проводить измерения остаточной индукции как в лабораторных условиях, так и на испытательных станциях заводов. Методика и схема уже опробованы на 20 трансформаторах мощностью от 100 до 1600 кВ·А.

Для тороидальных трансформаторов оказывается, что даже при небольшой максимальной индукции порядка 1–1,5 Тл остаточная индукция может достигать 1,6–1,65 Тл после нескольких циклов включения-отключения.

В различных литературных источниках при определении броска тока включения трансформаторов рекомендуется брать остаточную индукцию, равную 0,4–0,8 максимальной индукции [3–5]. Эксперименты показали, что для трансформаторов с планарными и тороидальными магнитопроводами реальная зависимость гораздо сложнее.

На рис. 3 показаны зависимости остаточной индукции от максимальной по разным литературным источ-

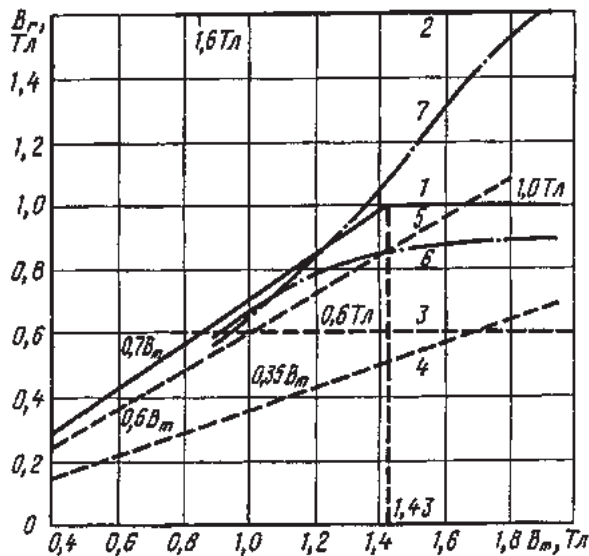


Рис. 3. Зависимость остаточной индукции в стержне трансформатора от максимальной: — — предлагаемые для расчета зависимости для стержневых (1) и тороидальных (2) трансформаторов; - - - - по литературным данным: 3 — [2], 4 — [3], 5 — [4]; - · - · - экспериментальные зависимости, полученные в данной работе: 6 — для трансформатора ТМ-630/10; 7 — для тороидального трансформатора ТСЭМТЭ-40

никам для трансформатора с планарной магнитной системой мощностью 630 кВ·А и тороидального трансформатора мощностью 40 кВ·А.

В результате исследования остаточной индукции можно сделать следующие выводы и рекомендации:

для силовых трансформаторов со стержневым магнитопроводом с целью достаточно точного определения броска тока включения рациональнее всего проводить измерение остаточной индукции по разработанной относительно простой методике;

для силовых трансформаторов со стержневым магнитопроводом остаточную индукцию предлагается определять по формуле $B_r = 0,7B_m$ в области малых рабочих индукций $B_m < 1,4$ Тл и брать $B_r = 1$ Тл для $B_m > 1,4$ Тл;

для трансформаторов с тороидальным магнитопроводом при расчетах броска тока включения рекомендуется значение остаточной индукции $B_r = 1,6 \div 1,65$ Тл.

В настоящее время ведутся работы и по уточнению методики расчета бросков тока, и по накоплению данных по остаточной магнитной индукции в трансформаторах в зависимости от конструкции магнитопровода, типа стыка, схемы шихтовки, макси-

мальной индукции в стержне, марки стали.

По данной методике могут рассчитываться броски тока включения не только однофазных трансформаторов, но и трехфазных при соединении обмоток в треугольник или звезду с заземленной нейтралью (без учета или с приближительным учетом сопротивления сети). При других схемах трехфазных трансформаторов расчет более сложный, однако часто его можно также свести к расчету однофазного трансформатора. Во всех электромагнитных расчетах могут быть использованы приведенные рекомендации по выбору остаточной индукции.

Авторы выражают благодарность доктору техн. наук Л.В. Лейтесу, который принимал участие в данной работе.

Пример 1. Трансформатор ТДТН-40000/220

$$I_{\max} = \sqrt{2} \cdot 138,8 \cdot 10^3 [2,0 - 1,0] / 1,64 \times \\ \times 1,0 / 493 = 231,7 \text{ А};$$

$$I_{\text{д}} = (231,7 / \sqrt{2}) 0,77 = 126,5 \text{ А};$$

$$B_s = 2,0 \text{ Тл}; B_m = 1,64 \text{ Тл} > 1,43 \text{ Тл};$$

$$B_r = 1,0 \text{ Тл}; 230 \cdot 10^3 / \sqrt{3} = 132,8 \cdot 10^3 \text{ В};$$

$$x = 314 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1288^2 \cdot 1,36 / 1,8 = \\ = 493 \text{ Ом};$$

$$S_{\text{обм}} = \pi (1,251 + 2 \cdot 0,1 / 3)^2 / 4 = 1,36 \text{ м}^2;$$

$$(B_S - B_r) / B_m = (2,0 - 1,0) / 1,64 = 0,61;$$

$$r / x = 2,933 / 493 = 0,006 \approx 0; \quad K = 1,0;$$

$$1,0 \cdot (2,0 - 0,61) \sqrt{(1 + 0,0006^2)} = 1,39;$$

$$K_d = 0,77.$$

Пример 2. Трансформатор
ТМ-160/10

$$I_{\text{max}} = \sqrt{2} \cdot 5,78 \cdot 10^3 [2,0 - (2,0 - 1,0) / \\ / 1,53] 0,89 / 65,94 = 142,3 \text{ А};$$

$$I_d = (142,3 / \sqrt{2}) 0,72 = 72,7 \text{ А};$$

$$B_S = 2,0 \text{ Тл}; \quad B_m = 1,53 \text{ Тл} > 1,43 \text{ Тл};$$

$$B_r = 1,0 \text{ Тл};$$

$$10 \cdot 10^3 / \sqrt{3} = 5,78 \cdot 10^3 \text{ В};$$

$$x = 314 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1250^2 \cdot 0,415 / 0,386 = \\ = 65,94 \text{ Ом};$$

$$S_{\text{обм}} = \pi (0,208 + 2 \cdot 0,033 / 3)^2 / 4 = \\ = 0,0415 \text{ м}^2;$$

$$(B_S - B_r) / B_m = (2,0 - 1,0) / 1,53 = 0,654;$$

$$r / x = 5,133 / 65,94 = 0,08 \approx 0,1;$$

$$K = 0,89;$$

$$0,89 (2,0 - 0,654) \sqrt{(1 + 0,1^2)} = 1,2;$$

$$K_d = 0,72.$$

Пример 3. Трансформатор
ТСЗМТЭ-40/0,38

$$I_{\text{max}} = \sqrt{2} \cdot 380 [2,0 - (2,0 - 1,6) / \\ / 1,35] 0,59 / 0,173 = 3113 \text{ А};$$

$$I_d = (3113 / \sqrt{2}) 0,74 = 1629 \text{ А};$$

$$B_S = 2,0 \text{ Тл}; \quad B_m = 1,35 \text{ Тл}; \quad B_r = 1,6 \text{ Тл};$$

$$x = 314 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 183^2 \cdot 0,0144 / 1,103 = \\ = 0,173 \text{ Ом};$$

$$h = \pi \cdot 0,36 (0,457 - 0,263) / 0,36 \times$$

$$\times \ln (0,457 / 0,263) = 1,103 \text{ м};$$

$$(B_S - B_r) / B_m = (2,0 - 1,6) / 1,35 = 0,296;$$

$$r / x = 0,0843 / 0,173 \approx 0,5; \quad K = 0,59;$$

$$0,59 (2,0 - 0,296) \sqrt{(1 + 0,5^2)} = 1,12;$$

$$K_d = 0,74.$$

Если учесть трехфазную сеть мощностью КЗ 1000 кВ·А с сопротивлением в фазе $0,38^2 \cdot 10^6 / 1000^3 = 0,144 \text{ Ом}$, то с учетом соединения обмоток в треугольник сопротивление цепи увеличится с 0,173 Ом до $0,173 + 2 \cdot 0,144 = 0,462 \text{ Ом}$, в результате можно получить $I_{\text{max}} = 1535 \text{ А}$ и $I_d = 816 \text{ А}$.

Литература

1. Елагин В.Н., Зенова В.П., Коробов О.Г. и др. Броски токов включения трансформаторов и определение остаточной индукции в стержнях. Сборник докладов III Симпозиума «Электротехника 2010 год». 1995. Т. 1.
2. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1981.
3. Зихерман М.Х., Камнева Н.П. Об остаточной индукции в трансформаторах 330–750 кВ. Электричество. 1972. № 5.
4. Засыпкин А.С. Остаточная индукция в ненагруженных силовых трансформаторах после отключения сети. Изв. вузов. Электромеханика. 1977. № 2.
5. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия. 1970.

Снижение тока включения трансформаторов

Кузьменко В.А., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Чуприков В.С.

В статье рассматривается работа электропечных трансформаторов (ЭПТ), установленных на металлургических заводах, питающих дуговые сталеплавильные печи (ДСП), в частности, на Молдавском металлургическом заводе. Эти трансформаторы характеризуются частыми коммутациями (включениями и отключениями).

Возникающие при включениях броски намагничивающего тока (тока включения) трансформаторов (например, для ЭПТ типа ЭТЦНД-160000/35, установленных на Молдавском металлургическом заводе, амплитуда тока включения может в 4–5 раз превышать поминальный ток, достигая значения 9 кА) приводят к опасным электродинамическим силам в обмотках и токоведущих элементах; к перенапряжениям, особенно при коммутациях во время медленно затухающего процесса включения; ухудшают работу электрических фильтров; затрудняют настройку и работу релейной защиты. В результате снижается срок службы сетевых и печных трансформаторов, силовых фильтров и кабелей, происходят отключения завода от питающей сети из-за срабатывания токовых защит. Поэтому проблема снижения токов включения весьма актуальна для повышения надежности работы металлургических заводов.

Разработка специальных трансформаторов с малыми бросками тока включения (ТВ) бесперспективна по технико-экономическим соображениям. Дело в том, что для заметного уменьшения тока включения необходимо снизить в 1,5–2 раза рабочую индукцию в стержнях магнитопровода трансформатора, однако это приводит к резкому увеличению массогабаритных показателей трансформатора. Броски тока снижаются и при уменьшении остаточной индукции в стержнях. Однако остаточная индукция тем выше, чем лучше электротех-

ническая сталь (по потерям и намагничивающей мощности), чем качественнее резка и шихтовка при сборке магнитопровода, т.е. чем меньше зазоры в шихтованных зазорах. Поэтому довольно точно образное правило: чем лучше трансформатор, тем больше его броски тока включения. Сам трансформатор может быть спроектирован и изготовлен так, чтобы он имел необходимую электродинамическую стойкость при повышенных бросках тока включения, однако это не решает проблему всех неблагоприятных последствий.

Снижение бросков тока путем постоянного включения в цепь токоограничивающих реакторов или резисторов не экономично. Более эффективно использование предвключенных резисторов, т.е. резисторов, включаемых на короткое время перед коммутацией выключателя ЭПТ. Однако для шунтирования такого резистора требуется второй комплект выключателей, что не всегда возможно выполнить на действующих металлургических комбинатах, и, кроме того, возникает ряд дополнительных трудностей.

В данной работе предлагается метод снижения бросков токов включения ЭПТ. Метод основан на зависимости амплитуды бросков тока включения трансформатора от момента включения выключателя ЭПТ (замыкания его контактов) относительно фазы питающего напряжения и от остаточной индукции в стержнях магнитопровода ЭПТ. Кроме того, метод использует свойство вакуумных выключателей (ВВ), заключающееся в стабильности их собственного времени включения и отключения. Это позволяет применить синхронную относительно напряжения сети коммутацию ВВ, т.е. обеспечить его включение и отключение в нужную фазу.

Синхронное отключение ВВ в одну и ту же фазу напряжения сети

позволяет зафиксировать в стержнях магнитопровода ЭПТ одно и то же соотношение остаточных индукций. Последующее за этим синхронное включение ЭПТ в определенный момент времени (фазу напряжения) обеспечивает существенное снижение или даже практическое отсутствие бросков тока намагничивания.

Для осуществления такого удобного и достаточно простого способа снижения токов включения ЭПТ необходимо было разработать электронное устройство, обеспечивающее синхронизацию моментов коммутации ВВ с сетью и возможность регулирования фаз включения и отключения ВВ, а также разработать алгоритм настройки (выбора) оптимальных по току намагничивания фаз включения и отключения.

Как известно, ток включения трансформатора зависит от многих факторов. Для уже установленного и работающего от сети с неизменным напряжением трансформатора бросок тока включения зависит в первую очередь от остаточной индукции в стержнях магнитопровода по значению и знаку и от момента включения.

Остаточная индукция в стержнях конкретного трехфазного трансформатора зависит от предшествующего режима его работы, характера нагрузки ($\cos \varphi$) и момента (относительно фазы питающего напряжения) отключения трансформатора от сети.

Для трансформатора ЭТЦНД-160000/35 при его включении в сеть 35 кВ на ступенях регулирования с минимальным числом витков остаточная индукция может достигать примерно 0,6 максимальной индукции в стержне, т.е. примерно 1 Тл ($0,6 \times 1,7$ Тл). Это значение и принято в дальнейших расчетах как максимально возможное. Распределение остаточных индукций по трем стержням магнитопровода при различных моментах отключения может быть различным. При этом, естественно, сумма трех индукций должна быть равна нулю — например, в одном стержне +1 Тл, в другом –1 Тл, в третьем 0, или, соответственно, 0, +1, –1 Тл, или –1, 0, +1 Тл и т.д.

Основная предпосылка рассматриваемого метода заключается в естественном допущении о том, что при фиксированном моменте отключения трансформатора и неизменных параметрах нагрузки и напряжения сети в стержнях будет также фиксированное распределение остаточных индукций. Наибольшие броски тока включения следует ожидать при максимальных значениях остаточных индукций. При промежуточных вариантах распределения остаточных индукций (1, –0,5, –0,5 и т.д.), которые в дальнейшем будут также рассмотрены, броски тока будут меньше.

Сделав допущение о фиксированном распределении остаточных индукций по стержням магнитопровода, рассмотрим далее процесс включения трансформатора. Варьируя момент включения относительно фазы питающего напряжения, можно изменять броски тока включения. Как будет показано, существует область моментов включения, при которой токи включения отсутствуют или минимальны.

Для расчета процессов включения трансформатора на переменное напряжение разработана специальная программа, основу которой составляет расчет процесса включения однофазного трансформатора с рядом допущений, изложенных, например, в [1]. Программа позволяет рассчитывать фазные и линейные токи, магнитную индукцию в стержнях, напряжение на трансформаторе при варьировании большого числа факторов: влияние параметров сети (индуктивность и активное сопротивление сети), неодновременность включения трех фаз выключателя (в исходные данные можно ввести задержку или опережение включения одной из фаз выключателя) и др. Программа позволяет проводить расчет процесса включения трансформатора не только на холостом ходу, но и под нагрузкой (активной, индуктивной, смешанной). При необходимости, например, для оценки потерь и нагревов, можно определить текущие и экстремальные действующие значения токов.

Наибольший бросок тока включения получается в режиме холостого

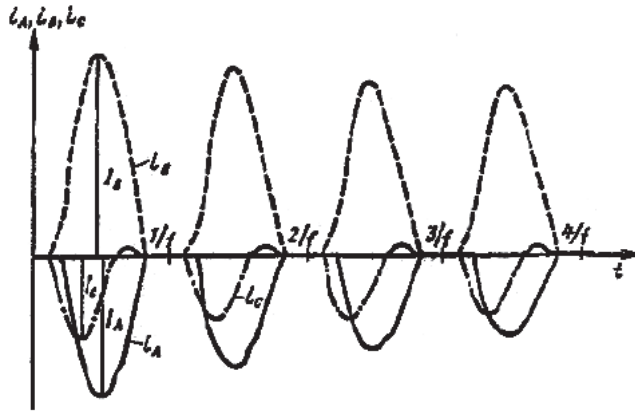


Рис. 1. Переходный процесс включения — зависимость от времени линейных токов электропечного трансформатора ЭТЦНД-160000/35 при наиболее благоприятном моменте времени включения напряжения (положение переключателя регулировочных ответвлений на минимально допустимых витках регулировочной обмотки)

хода, поэтому все расчетные исследования проведены в режиме холостого хода.

Кроме расчета самих процессов включения во времени (рис. 1) программа позволяет автоматически проводить многократные расчеты таких процессов при варьировании фазы включения и выводить графики зависимости максимальных для каждого элементарного процесса линейных токов от фазы включения. На рис. 2 приведены зависимости максимальных линейных токов для случая распределения остаточных индукций в стержнях 0, -1, +1 Тл. Эти зависимости построены на основании анализа линейных токов 36 элементарных процессов типа рис. 1. Анализ кривых на рис. 2 показывает, что имеется область углов включения (в данном случае $270 \pm 45^\circ$), в которой все три линейных тока максимальны, и име-

ется область («мертвая зона») углов включения, в которой все три линейных тока равны нулю ($90 \pm 30^\circ$). Наличие этой области и обосновывает метод снижения тока включения.

При других сочетаниях остаточных индукций в стержнях (например, +1, -1, 0 Тл) характер зависимости максимальных бросков линейных токов сохраняется, как сохраняется и значение максимума кривых (около 8000 А). Однако зоны максимумов токов и «мертвые зоны» смещаются. Это означает, что при настройке устройства синхронизации выключателей (УСВ) для каждого фиксированного угла отключения трансформатора должен быть найден свой оптимальный угол включения.

При другом возможном типе распределения остаточных индукций в стержнях (типа +1, -0,5 и -0,5 Тл) максимум тока несколько снижается

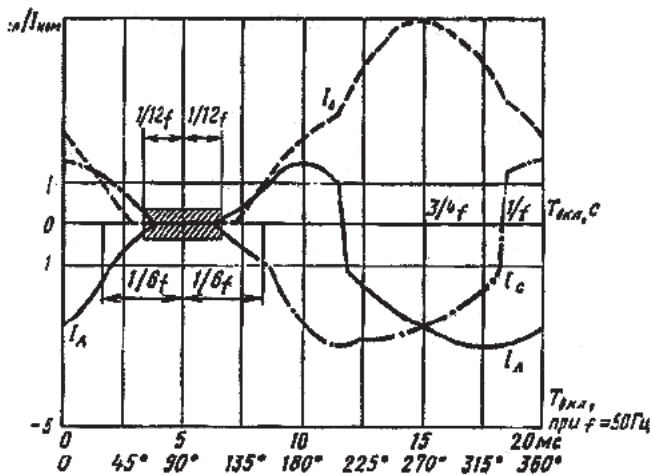


Рис. 2. Зависимость максимальных линейных токов включения трансформатора от момента времени включения трансформатора $T_{вкл}$ при неизменном значении момента отключения $T_{откл}$ (заштрихована «мертвая зона» — отсутствие бросков тока включения)

(до 6666 А), но характер кривых сохраняется и, самое главное, сохраняются наличие «мертвой зоны» и возможность поиска оптимального угла включения при любых, фиксированных синхронным включением, сочетаниях остаточных индукций.

При помощи разработанной программы был исследован один из возможных дестабилизирующих факторов — неодновременность работы трех фаз выключателя, например, когда один из полюсов выключателя срабатывает при включении с задержкой или опережением на 20° . Характер кривых типа рис. 2 принципиально при этом не изменяется, хотя максимум тока несколько снижается (до 6928 А) или увеличивается (до 8890 А), а «мертвая зона» токов незначительно смещается во времени. Это означает, что для каждого конкретного выключателя требуется индивидуальная настройка УСВ.

В таблице даны обобщенные результаты расчета максимумов и «мертвых зон» для всех рассмотренных вариантов сочетаний остаточных индукций в стержнях, в том числе и при разбросе времени включения одной из фаз выключателя.

По результатам исследований были получены общие формулы для

моментов времени отключения $T_{\text{откл}}$ (с) и включения $T_{\text{вкл}}$ (с), обеспечивающие попадание в середину «мертвой зоны» (отсчет этого времени — от начала периода изменения напряжения сети в одной из фаз):

$$T_{\text{откл}} = \frac{\arccos \varphi_{\min} + \arccos \varphi_{\max}}{2f} \pm \frac{1}{12f};$$

$$T_{\text{вкл}} = \frac{1}{4f} \pm \frac{1}{12f}, \quad (1)$$

где f — частота сети; $\cos \varphi_{\min}$ и $\cos \varphi_{\max}$ — минимальный и максимальный возможные коэффициенты мощности нагрузки и трансформатора относительно его сетевых выводов.

В связи с тем, что при отключении выключателем переменного тока отсоединение трансформатора от сети происходит не в момент расхождения контактов, а в момент перехода тока через нуль (между контактами выключателя горит дуга, по которой проходит ток, обрываясь при переходе этого переменного тока через нуль), при нагрузке различного характера получается несколько различное распределение остаточных индукций по стержням. Так, при чисто активной нагрузке ($\cos \varphi = 1,0$) разрыв активного тока при переходе через нуль соответствует моменту максимума индукции в стер-

Остаточные индукции в трех стержнях, Тл	«Мертвая зона», град.	Максимальный ток включения, кА	
		Синхронное включение фаз	Разброс времени включения
-1 0 1	350–70	7,99	8,89
-1 1 0	310–350	7,99	6,92
0 -1 1	70–110	7,99	7,99
0 1 -1	250–290	7,99	7,99
1 -1 0	130–170	8,00	6,92
1 0 -1	170–250	7,99	8,89
-0,5 1 -0,5	290–320	6,67	6,67
-1 0,5 0,5	330–10	6,67	7,55
-0,5 -0,5 1	50–100	6,67	7,57
1 -0,5 -0,5	150–190	6,67	7,55
0,5 -1 0,5	110–140	6,67	6,67
0,5 0,5 -1	230–280	6,67	7,57
0,5 -0,5 0	—	5,32	
0 0 0	—	2,65	

Примечание. «Мертвая зона» приведена для фазы А. В других фазах она может отличаться. Для шести первых сочетаний индукций для одного тока «мертвая зона» составляет 90° , для двух других — 60° .

жне, и при этом получают максимальные остаточные индукции в стержне. При чисто индуктивной нагрузке ($\cos \varphi = 0$) разрыв цепи реактивного тока соответствует минимальным остаточным индукциям в стержнях. Поэтому момент времени расхождения контактов ($T_{откл}$) устанавливается в соответствии с характером нагрузки ($\varphi = \text{arctg } r / x$ где x и r — индуктивное и активное сопротивления цепи нагрузки и трансформатора). В (1), в частности, учтено, что, если характер нагрузки неизменен, то неизменно и время $T_{откл}$ — например, при $\cos \varphi = 0,71 = \text{const}$ $T_{откл} = 2,5$ мс. Если характер нагрузки изменяется в пределах от φ_{\min} до φ_{\max} , то формула определяет усредненное время задержки.

Дополнительные расчетные исследования показали, что и при увеличенном разбросе времени включения и отключения до $\pm 1/6f$ (или $\pm 60^\circ$) способ работает, но с меньшим эффектом.

Следует указать, что формула (1) дана для варианта включения обмоток трансформатора в треугольник. Если обмотки включены по другой схеме (звезда, зигзаг, треугольник с

продолженными сторонами и др.), то в эту формулу должно быть введено корректирующее слагаемое вида $\pm k / (12f)$, где $k = -1 \div +1$ в зависимости от вида схемы включения сетевых обмоток трансформатора.

Для реализации предлагаемого способа ограничения бросков тока включения электропечных трансформаторов было разработано специальное «устройство синхронизации выключателя типа УСВ-35/1» (УСВ). Это устройство обеспечивает синхронизацию моментов формирования сигналов включения и отключения выключателя трансформатора относительно фазы питающего напряжения.

Устройство предназначено для работы в комплекте с вакуумным выключателем типа ВБУ-35 или другими высоковольтными выключателями, имеющими стабильные собственные времена включения и отключения. Устройство подключается к цепям управления выключателя и не требует изменений в силовой схеме объекта. Оно принципиально может работать с выключателем любого типа, однако желательно выполнение следующих условий:

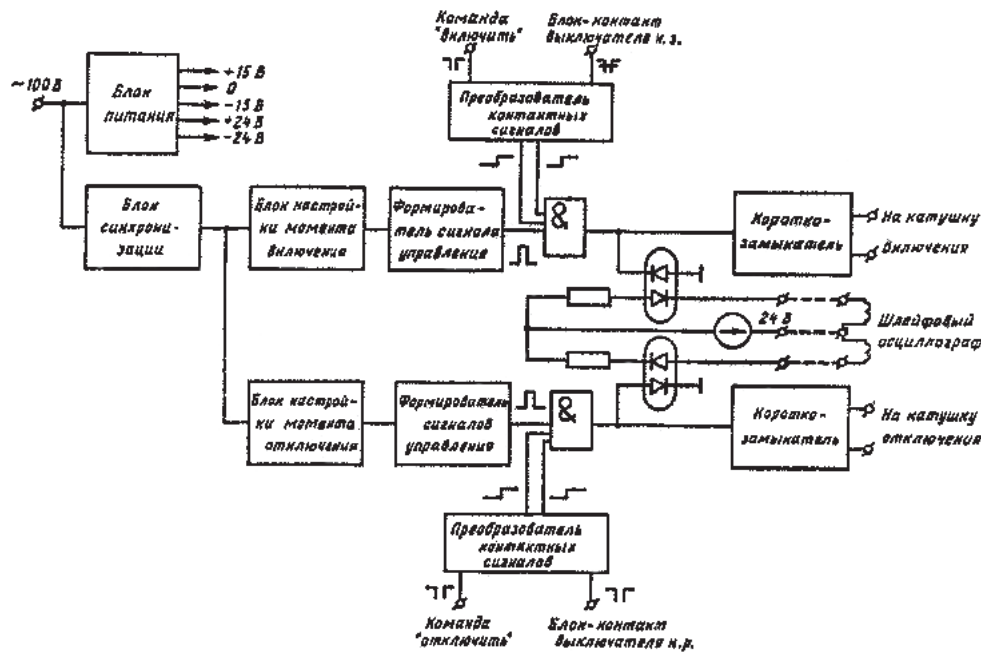


Рис. 3. Структурная схема устройства синхронизации выключателя УСВ-35/1

стабильность длительности интервалов времени от момента подачи напряжения на катушку включения выключателя до момента замыкания контактов выключателя не более 2 мс в течение срока эксплуатации между очередными проверками или ремонтами выключателя (1 год);

стабильность длительности интервалов времени от момента подачи напряжения на катушку отключения выключателя до момента размыкания контактов не более 2 мс в течение того же срока.

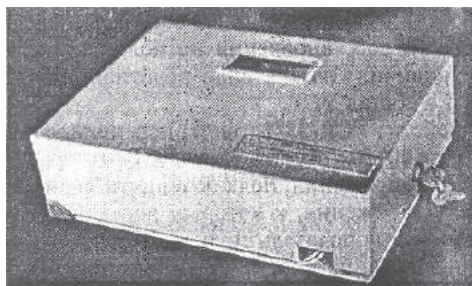
Конструктивно УСВ размещается в коробке с габаритными размерами 290 × 400 × 108 мм. Структурная схема устройства приведена на рис. 3, внешний вид устройства с закрытой и открытой крышкой — на рис. 4. В состав УСВ входит электронная плата, подключаемая через разъем, и клеммник для подключения внешних сигналов.

Входные сигналы УСВ:

логический сигнал типа «сухой контакт» от ключа управления выключателем, замыкающийся в положении «Включить», рассчитанный на напряжение 24 В, ток 20 мА;

логический сигнал типа «сухой контакт» от ключа управления выключателем, замыкающийся в положении «Отключить», рассчитанный на напряжение 24 В, ток 20 мА;

два логических сигнала типа «сухой контакт» от нормально замкнутых (н.з.) и нормально разомкнутых (н.р.) блок-контактов выключателя, рассчитанные на напряжение 24 В, ток 20 мА.



а)

Выходные цепи и сигналы УСВ:

цепь короткозамыкателя УСВ, подключающего катушку включения выключателя к постоянному напряжению 220 В, рассчитанного на напряжение 600 В и импульсы тока 50 А длительностью не более 1 с и частотой повторения не более 0,1 Гц;

цепь короткозамыкателя УСВ, подключающего катушку отключения выключателя к постоянному напряжению 220 В, рассчитанного на напряжение 600 В и импульсы тока до 10 А длительностью не более 1 с и частотой повторения не более 0,1 с;

два контрольных импульса длительностью 100 мкс, амплитудой 24 В от источников с внутренним сопротивлением 3,3 кОм для записи на осциллограф моментов включения короткозамыкателей УСВ в цепях катушек включения и отключения выключателей.

Технические характеристики УСВ:

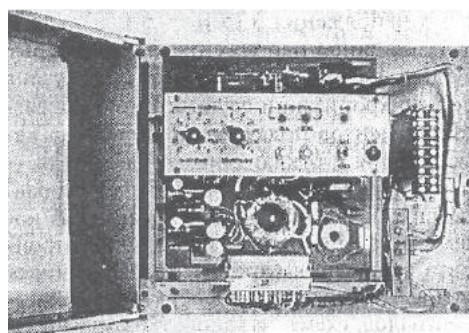
диапазон регулировки моментов включения и отключения выключателя — 20 мс по каждому из каналов;

шаг уставки моментов включения и отключения — $2 \pm 0,2$ мс по каждому из каналов;

стабильность моментов настройки — не более $\pm 0,2$ мс.

УСВ имеет кнопки «Вкл» и «Откл» для управления выключателем с лицевой панели устройства и светодиоды для индикации состояния выключателя.

Наработка на отказ — не менее 8000 ч при среднем времени восстановления не более 1 ч при условии



б)

Рис. 4. Внешний вид устройства УСВ-35/1 с закрытой (а) и открытой (б) крышками

наличия ЗИП в виде печатной платы, входящей в состав УСВ.

В устройстве УСВ-35/1 (рис. 3) переменное напряжение 100 В поступает на УСВ от трансформатора напряжения, подключенного к шинам высокого напряжения, к которым через синхронизируемый выключатель подключается нагрузка. Это напряжение поступает в блок синхронизации и блок питания. Блок питания формирует постоянные напряжения +15 В и -15 В и гальванически развязанное напряжение 24 В, которые используются для питания электронных узлов УСВ. Блок синхронизации осуществляет «привязку» к сети моментов подачи напряжения на катушки включения и отключения выключателя.

Схема содержит два идентичных канала управления катушками выключателей, каждый из которых состоит из следующих узлов: блок настройки момента включения (отключения); формирователь сигнала управления; преобразователь контактных сигналов; схема «И»; короткозамыкатель; схема осциллографирования.

Блок настройки момента включения (отключения) содержит переключатель на 10 положений, позволяющий с шагом в 2 мс изменять момент формирования сигнала управления выключателем относительно переходов через ноль входного напряжения 100 В.

Формирователь сигнала управления формирует импульс заданной длительности и мощности для управления короткозамыкателем.

Схема «И» разрешает прохождение сигнала управления на короткозамыкатель при готовности выключателя (что контролируется по его блок-контактам) и наличии команды на управление им.

Короткозамыкатель является мощным быстродействующим элементом, подключающим постоянное напряжение 220 В к катушке включения (отключения) выключателя и реализован на оптронных тиристорах.

Схема осциллографирования позволяет вывести на шлейфовый или электронный осциллографы импульсы управления короткозамыкателями через оптронные гальваноразвязки.

Схема подключения УСВ-35/1 приведена на рис. 5. Для настройки устройства необходимо провести осциллографирование процессов

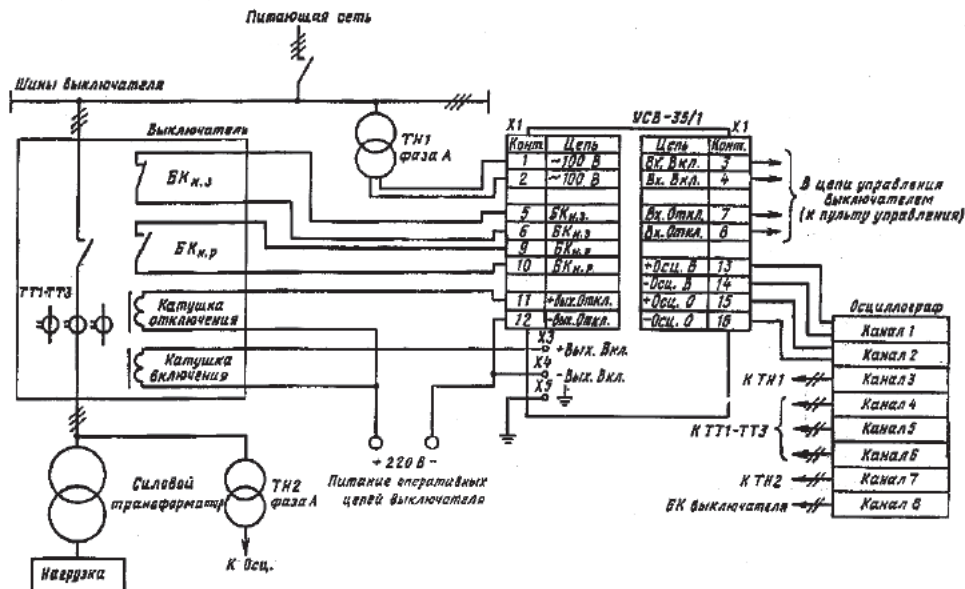


Рис. 5. Принципиальная схема включения электропечного трансформатора и устройства синхронизации выключателя УСВ-35/1 для ограничения бросков тока включения: ТТ1–ТТ3 — трансформаторы тока; ТН1 и ТН2 — трансформаторы напряжения измерительные; БКн.з и БКн.р — блок-контакты выключателя нормально замкнутые и нормально разомкнутые; X1–X5 — разъемы и клеммы

включения и отключения выключателя на шлейфовом или электронном запоминающем осциллографе. С этой целью собираются цепи осциллографа, приведенные также на рис. 5.

Осциллографируются следующие явления:

линейное напряжение питающей сети (до выключателя);

импульс тока катушки включения;

импульс тока катушки отключения;

ток нагрузки (три фазы);

состояние блок-контактов выключателя;

линейное напряжение на шинах нагрузки (за выключателем).

Настройка осуществляется с целью определения зависимостей амплитуды тока ХХ трансформатора от фаз включения и отключения выключателя и определения их оптимальных значений.

Опытный экземпляр УСВ-35/1 был установлен на Молдавском металлургическом заводе (ММЗ) в г. Рыбница в 1993 г. в цепи оперативной коммутации электропечного трансформатора типа ЭТЦНД-160000/35 дуговой сталеплавильной печи ДСП100И6. Для коммутации печи использовался вакуумный выключатель ВБУ-35 с собственным временем включения 0,4 с и временем отключения 0,06 с. Проведенные измерения показали, что разброс времени включения и отключения выключателя не превышает 2 мс от цикла к циклу, что оказалось достаточным для эффективной работы УСВ. Перед включением УСВ в эксплуатацию была проведена настройка его времени включения и отключения с целью попадания в «мертвую зону» путем осциллографирования токов включения трансформатора для различных сочетаний моментов включения и отключения.

Работа УСВ в рассматриваемой схеме обеспечила снижение максимального значения бросков тока включения ЭПТ с 7,5 кА всего до 1,3 кА, а в 90% случаев токи включения вообще отсутствуют. Возникновение малых бросков тока вместо теоретически нулевых объясняется, вероят-

но, разбросом времени срабатывания выключателя и другими второстепенными причинами. После опытной эксплуатации в течение более восьми месяцев было принято решение установить УСВ на всех оперативных выключателях сталеплавильных печей ММЗ. Шесть серийных образцов УСВ работают на ММЗ более 2,5 лет. За этот период не было ни одной аварии, связанной с включением ЭПТ в режиме ХХ, снизился износ электротехнического оборудования, так как были ликвидированы электродинамические нагрузки, вызываемые большими токами включения ЭПТ. Также была обеспечена возможность ввода в постоянную эксплуатацию фильтра второй гармоники статического тиристорного компенсатора, установленного на тех же шинах 35 кВ ММЗ, который в течение 10 лет не работал из-за опасности недопустимых перегрузок, обусловленных токами включения ЭПТ [2].

Выводы. 1. Разработан и теоретически обоснован способ снижения токов включения силовых трансформаторов.

2. Разработано электронное устройство типа УСВ-35/1, реализующее этот способ.

3. Опыт эксплуатации шести экземпляров устройств, установленных в цепях управления выключателей мощных печных трансформаторов, показал их высокую эффективность для снижения токов включения этих трансформаторов.

4. Разработанный метод и устройство УСВ-35/1 могут широко применяться не только для электропечных, но и других трансформаторов (трехфазных и однофазных).

Литература

1. *Лейтес Л.В.* Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1981.

2. *Нечаев О.П., Таратута И.П., Чуприков В.С.* Электрические воздействия на оборудование статического тиристорного компенсатора на Молдавском металлургическом заводе. Электротехника. 1989. № 8.

Об одном «трансформаторном» парадоксе

(Может ли ток короткого замыкания трансформатора быть меньше тока холостого хода?)

Елагин В.Н., Лурье А.И.

При испытаниях малой физической модели регулировочного трансформатора с неподвижными обмотками из медного провода и передвижной короткозамкнутой обмоткой, выполненной в виде кольца из высокотемпературной сверхпроводящей (ВТСП) керамики [1], эксперимент обнаружил странный, даже парадоксальный результат. Сравнение данных опытов ХХ без ВТСП кольца и КЗ с ВТСП кольцом, которые проводились при температуре жидкого азота 77К (–196°С) в разное время (перед опытом КЗ кольцо нужно было надеть на стержень сердечника, шихтованный из пластин электротехнической стали), показало, что ток КЗ меньше тока ХХ примерно на 10%.

Удостоверившись, что измерения проведены достаточно точно, стали искать причину необычного эффекта.

Если бы измерения на модели велись при питании ее от источника напряжения повышенной частоты, то эффект увеличения тока при переходе от режима КЗ к режиму ХХ можно было бы объяснить влиянием емкостей. В схеме на рис. 1, которая может рассматриваться как сильно упрощенная схема замещения трансформатора на высокой частоте, ток КЗ меньше тока ХХ (замыкание на коротко конденсатора приводит к

срыву резонанса напряжений). Но модель испытывали при частоте 50 Гц, влияние емкостей было ничтожно мало, а указанный эффект ($I_{КЗ} < I_{ХХ}$) был достаточно заметен.

Естественно, было высказано предположение, что в характеристике модели проявляется какая-то нелинейность. Например, нелинейным резистивным элементом можно считать короткозамкнутое кольцо из ВТСП-керамики, которое при температуре жидкого азота имеет нулевое сопротивление (сверхпроводник), однако при достижении током в кольце некоторого критического значения сопротивление кольца становится очень большим.

Можно представить себе схему (рис. 2), в которой есть нелинейные элементы — встречно-параллельно включенные диоды с идеальной вольт-амперной характеристикой, выполняющие роль ключа, замыкающего часть цепи. При ХХ дважды в течение периода напряжение на ключе больше его порога срабатывания ($\sqrt{2}/2$ В). При этом ток ХХ оказывается несинусоидальным с действующим значением

$$I_{ХХ} = \sqrt{\frac{2}{\pi} \int_0^{\pi/3} (\sqrt{2} \cos \omega t)^2 d\omega t} = \sqrt{\frac{2}{3} + \frac{\sqrt{3}}{2\pi}} = 0,971 \text{ А.}$$

При КЗ напряжение на ключе из-за падения на первом сопротивлении не превышает порога срабатывания, ток КЗ синусоидален и равен 0,5 А. В итоге $I_{КЗ} / I_{ХХ} = 0,5 / 0,971 = 0,515 < 1$. Однако нелинейность ВТСП кольца не являлась причиной эффекта, что было доказано прямым экспериментом при комнатной температуре, когда вместо ВТСП кольца

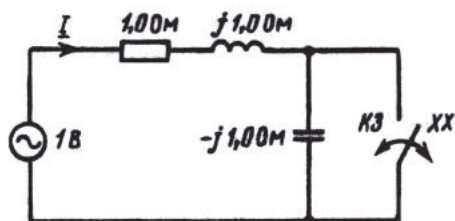


Рис. 1. Упрощенная схема замещения трансформатора при высокой частоте, объясняющая эффект $I_{КЗ} < I_{ХХ}$ ($I_{КЗ} = 0,707 \text{ А}$, $I_{ХХ} = 1 \text{ А}$)

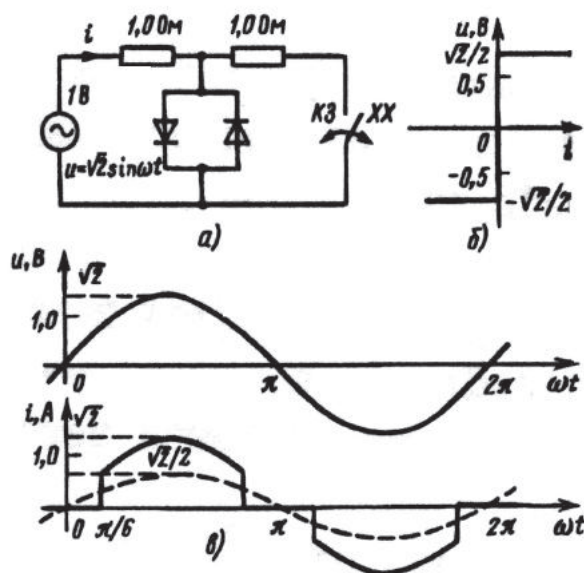


Рис. 2. Схема с нелинейными элементами: встречно-параллельно включенными диодами (а), идеализированная характеристика «ключа» (б) и кривые напряжения и токов ХХ (в), сплошные линии — режим ХХ, штриховые — КЗ

было установлено медное кольцо (безусловно, линейное), или вместо кольца использовалась многovitковая обмотка. Эффект $I_{КЗ} < I_{ХХ}$ при этом сохранился.

Нелинейность модели могла быть также из-за сердечника, шихтованного из листов стали, которая может насыщаться. На рис. 3 представлена упрощенная схема замещения трансформатора, в которой ветвь намагничивания — нелинейная индуктивность с идеальной характеристикой*.

При ХХ в установившемся режиме в течение одного периода дважды происходит насыщение стали (включается и отключается «магнитный ключ»), ток имеет резко несинусоидальную форму. Потокосцепление насыщения Ψ_S выбрано таким, чтобы ток имел вид двух половин синусоиды (на рис. 3, в сплошная линия), при этом его действующее значение легко может быть найдено: $I_{ХХ} = 1/\sqrt{2} = 0,707$ А. При КЗ ток синусоидален (штриховая линия на рис. 3, в) и равен 0,5 А так же, как и в предыдущей схеме, так как из-за падения напряжения на первом сопротивлении сердечник не насыщается. В итоге $I_{КЗ} / I_{ХХ} = 0,5/0,707 < 1$.

Однако схема на рис. 3 имеет слабое отношение к исследуемой модели трансформатора системы Норриса, в которой магнитный поток проходит по достаточно большому немагнитному зазору [2], т.е. в этой модели сталь магнитной системы не может быть существенно насыщена. К тому же опыты на модели проводились при малом напряжении (т.е. при низких индукциях). Осциллографирование показало, что ток и напряжение как при ХХ, так и при КЗ синусоидальны. Таким образом, считать причиной эффекта $I_{КЗ} < I_{ХХ}$ нелинейность модели оказалось необоснованным.

Были предприняты попытки предложить для объяснения эффекта некоторые усложненные схемы замещения трансформатора. Было ясно, что в этих схемах должны быть только два типа элементов — линейные индуктивности и сопротивления (не должно быть нелинейных элементов, емкостей, взаимных индуктивностей). Но у авторов статьи было стойкое предубеждение, что в схемах такого типа замыкание любой ветви (переход от ХХ к КЗ) входной ток может только увеличить. Пришлось сделать серьезные усилия, чтобы преодолеть эти предубеждения, приступить

* Схема предложена и проанализирована доктором техн. наук Л.В. Лейтесом.

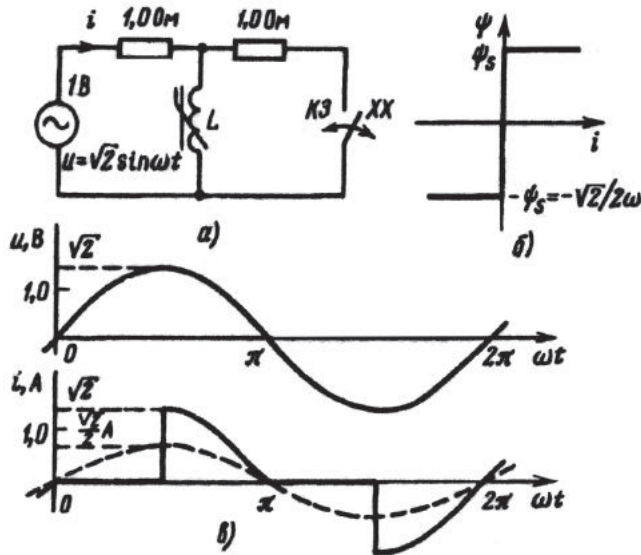


Рис. 3. Упрощенная схема замещения трансформатора с насыщающимся магнитопроводом (а), имеющим идеализированную кривую намагничивания (б) и кривые установившихся напряжений и токов (в). Сплошные линии — XX, штриховые — КЗ

к расчету схем RL для поисков объяснения обнаруженного эффекта (все другие пути, как это видно из приведенных рассуждений, были обоснованно отвергнуты).

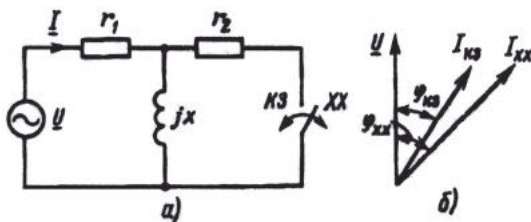
Оказалось, что уже простейшая Т-образная схема замещения трансформатора (с пренебрежением индуктивностью рассеяния обмоток, что в нашем случае не принципиально), показанная на рис. 4, объясняет эффект $I_{КЗ} < I_{XX}$. В этой схеме токи XX, КЗ, а также углы сдвига между током и напряжением

$$I_{XX} = \frac{U}{r_1 + jx}; \quad I_{XX} = \frac{U}{\sqrt{r_1^2 + x^2}}$$

$$\varphi_{XX} = -\arctg \frac{x}{r_1};$$

$$I_{КЗ} = \frac{U}{r_1 + jr_2/x / (r_2 + jx)} = \frac{U(r_2 + jx)}{r_1 r_2 + jx(r_1 + r_2)};$$

$$I_{КЗ} = \frac{U \sqrt{r_2^2 + x^2}}{\sqrt{r_1^2 r_2^2 + x^3(r_1 + r_2)^2}};$$



где $\alpha = \frac{r_1}{x}$; $\beta = \frac{r_2}{x}$; $k = \frac{\beta}{\alpha} = \frac{r_2}{r_1}$.

Анализ зависимости отношения $I_{КЗ} / I_{XX}$ от параметров схемы показывает, что есть область соотношений активных сопротивлений и индуктив-

$$\varphi_{КЗ} = \arctg \frac{x}{r_2} - \arctg \left(\frac{x}{r_1} + \frac{x}{r_2} \right).$$

Квадрат отношения токов и угол между векторами токов КЗ и XX

$$\begin{aligned} \left(\frac{I_{КЗ}}{I_{XX}} \right)^2 &= \frac{(r_1^2 + x^2)(r_2^2 + x^2)}{r_1^2 r_2^2 + x^2(r_1 + r_2)^2} = \\ &= 1 - \frac{(2r_1 r_2 - x^2)x^2}{r_1^2 r_2^2 + x^2(r_1 + r_2)^2} = \\ &= 1 - \frac{2\alpha\beta - 1}{\alpha^2 \beta^2 + (\alpha + \beta)^2} = 1 - \frac{2k\alpha^2 - 1}{k^2 \alpha^4 + (k + 1)^2 \alpha^2}; \end{aligned}$$

$$\Delta\varphi = \varphi_{КЗ} - \varphi_{XX} = \arctg \frac{1}{\alpha} +$$

$$+ \arctg \frac{1}{k\alpha} - \arctg \left(\frac{1}{\alpha} + \frac{1}{k\alpha} \right),$$

Рис. 4. Упрощенная Т-образная схема замещения трансформатора (а) и векторные диаграммы токов и напряжения (б)

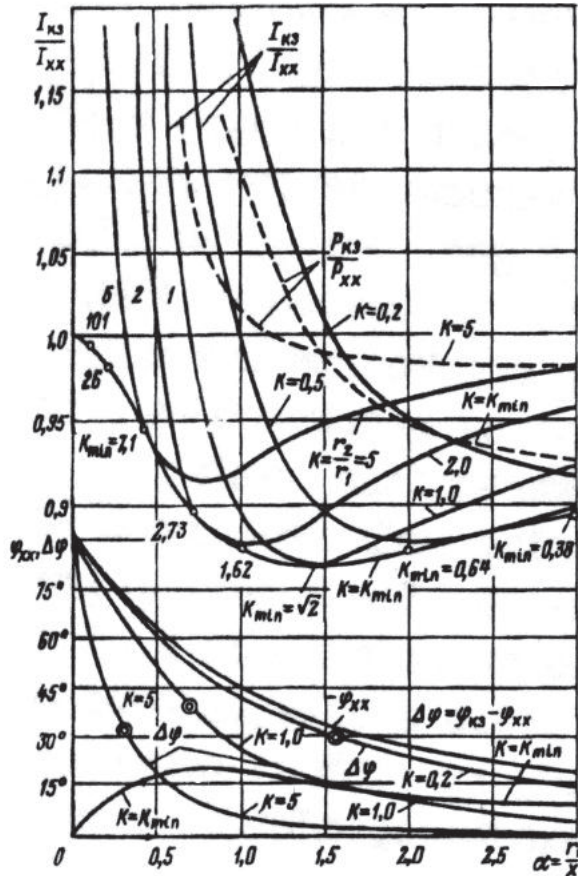


Рис. 5. Зависимости отношения I_{K3}/I_{XX} фазового угла φ_{XX} , разности углов векторов $\Delta\varphi = \varphi_{K3} - \varphi_{XX}$ (сплошные линии) и отношения мощности P_{K3}/P_{XX} (штриховые) от $\alpha = r_1/x$ и $k = r_2/r_1$

ного $r_1 r_2 < 2x^2$, в которой ток КЗ больше тока ХХ. Но есть и область $r_1 r_2 > 2x^2$ относительно больших сопротивлений и относительно малого индуктивного сопротивления, в которой ток КЗ меньше тока ХХ.

На рис. 5 показаны результаты расчета последней схемы в виде графиков. Видно, что для каждого значения $k = r_2/r_1$ в области $\alpha = r_1/x < 1/\sqrt{2}k$ отношение токов I_{K3}/I_{XX} больше единицы и оно возрастает при снижении относительного значения сопротивления r_1/x . В области рассматриваемого эффекта $I_{K3} < I_{XX}$ отношение этих токов не снижается ниже определенного минимума. Для каждого заданного коэффициента минимальное значение I_{K3}/I_{XX} получается при

$$k_{\min} = \frac{1 + \sqrt{1 + 4\alpha^2}}{2\alpha^2},$$

а для каждого заданного коэффициента k — при

$$\alpha_{\min} = \sqrt{\frac{k + \sqrt{k^2 + 2k(k+1)^2}}{2k^2}}.$$

Наибольший эффект $I_{K3} < I_{XX}$ для данной схемы получается при $\alpha_{\min} = \sqrt{2}$ и $k_{\min} = 1$, т.е. при $r_1/x = r_2/x = \sqrt{2}$, когда $I_{K3}/I_{XX} = \sqrt{3}/2 = 0,867$.

Малая физическая модель трансформатора Норриса имеет относительно большие сопротивления обмоток r_1 и r_2 , в то же время из-за разомкнутой для потока ХХ магнитной системы ее индуктивное сопротивление x достаточно мало. Для одного из вариантов соединения обмоток $\alpha = 1$, $k = 1$ расчет дал $I_{K3}/I_{XX} \approx 0,9$, что хорошо соответствует эксперименту и полностью объясняет полученный неожиданный эффект. Иногда с та-

ким явлением сталкиваются на практике в малых трансформаторах для радиоаппаратуры, имеющих разомкнутый магнитопровод.

Проанализируем полученные результаты с позиции силовых трансформаторов, в которых обычно сопротивления обмоток на 3–5 порядков меньше индуктивного сопротивления ХХ. Теоретически, судя по формулам и графикам, для любого малого значения $\alpha = r_1/x$ может быть найдено достаточно большое активное сопротивление на вторичной стороне, чтобы оказалось $r_1 r_2 > 0,5x^2$ и первичный ток трансформатора, нагруженного этим сопротивлением, был бы меньше его тока ХХ. Этот теоретический парадокс справедлив для трансформатора любой большой мощности.

Однако на практике ток такой нагрузки силового трансформатора меньше тока ХХ на очень незначительную величину. Например, для силового трансформатора небольшой мощности $S = 25$ кВ·А (напряжения обмоток $U_1/U_2 = 10/0,4$, ток ХХ $i_0\% = 3,2\%$, активная составляющая напряжения КЗ $U_a\% = 2,4\%$, потери в первичной обмотке условно приняты соответствующими половине потерь КЗ):

$$r_1 = 0,5 \frac{U_1^2 u_a\%}{S \cdot 100} = 48,0 \text{ Ом};$$

$$x = \frac{(U_1)^2 \cdot 100}{S \cdot i_0\%} = 125 \text{ кОм};$$

$$\alpha = \frac{r_1}{x} = 3,84 \cdot 10^{-4}.$$

При таком малом значении α выведенные ранее формулы могут быть существенно упрощены:

$$k_{\min} \approx 1/\alpha^2 = 6,8 \cdot 10^6;$$

$$(I/I_{\text{ХХ}})^2 \approx 1 - \alpha^2;$$

$$I/I_{\text{ХХ}} \approx 1 - 0,5\alpha^2 = 1 - 7,37 \cdot 10^{-8}.$$

Для того, чтобы отношение $I/I_{\text{ХХ}}$ было минимальным, на вторичной стороне трансформатора должно быть включено сопротивление

$$r_2 = 48 \cdot 6,8 \cdot 10^6 / (10/0,4)^2 = 522 \text{ кОм}.$$

По отношению к номинальной нагрузке на стороне НН трансформатора

$$R_{\text{Н}} = \frac{U_1^2}{S (U_1/U_2)^2} = 6,4 \text{ Ом}$$

эта нагрузка $r_2 = 522$ кОм составляет всего $100\% \cdot 6,4 / 522 \cdot 10^3 = 1,23 \cdot 10^{-3}\% \approx 0,001\%$.

Естественно, что такое значение отношения $I/I_{\text{ХХ}}$ ($1 - 7,35 \cdot 10^{-8}$) при мизерной нагрузке (0,001%) никогда ни в экспериментах, ни в расчетах не было обнаружено. Именно поэтому авторами статьи, имеющими опыт работы в основном с силовыми трансформаторами, экспериментальный результат $I_{\text{КЗ}} < I_{\text{ХХ}}$ был воспринят как неожиданный и парадоксальный.

Для специалистов, занимающихся трансформаторами малой мощности (радиотехника, автоматика, измерительная техника), рассмотренный вопрос может оказаться не теоретическим, а практическим. Если, например, возникнет потребность обнаружить короткозамкнутый виток (короткозамкнутый контур) в трансформаторе с разомкнутым сердечником, то необходимо будет заранее проделать расчеты, подобные описанным.

В противном случае при малом сечении короткозамкнутого витка реакция на него (увеличение тока в первичной обмотке, снижение входного сопротивления) может оказаться либо очень слабой, либо вообще обратной.

На этом можно было бы закончить обсуждение вопроса, вынесенного в подзаголовок статьи, однако в электротехнике не так часто встречаются подобные курьезы, чтобы не попытаться сделать некоторые обобщения. Были поставлены три вопроса:

1. Может ли в схеме пассивного четырехполюсника с сосредоточенными линейными активными сопротивлениями и индуктивностями (рис. 6) при питании от источника напряжения низкой частоты в уста-

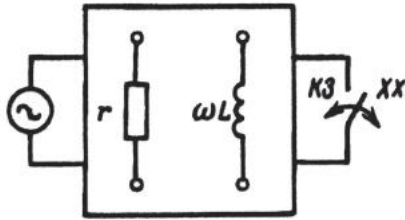


Рис. 6. Низкочастотная схема замещения трансформатора в самом общем виде

новившихся режимах ток КЗ быть меньше тока ХХ?

2. Может ли у трансформатора при низкой частоте питания и без насыщения сердечника быть $I_{КЗ} < I_{ХХ}$?

3. Каковы токи КЗ и ХХ в простейшей схеме, изображенной на рис. 7?

Эти вопросы были заданы двум десяткам опытных специалистов в области электротехники. Почти все отрицательно ответили на первые два вопроса и были удивлены, когда после ответа на третий вопрос им пришлось убедиться в ошибочности первоначального мнения. Некоторые специалисты, пытаясь как-то обосновать свои неправильные ответы, утверждали, что, вероятно, все дело в фазах токов КЗ и ХХ. Но анализируя рис. 5, можно заметить, что при переходе из области $I_{КЗ} > I_{ХХ}$ в область $I_{КЗ} < I_{ХХ}$ никаких скачков нет, разность фаз $\Delta\varphi$ изменяется плавно (на графиках $\Delta\varphi(\alpha)$ граничные точки перехода от $I_{КЗ} > I_{ХХ}$ к $I_{КЗ} < I_{ХХ}$ отмечены двойными кружками). Некоторые предполагали, что, несмотря на эффект $I_{КЗ} < I_{ХХ}$, активная мощность в схеме при переходе от ХХ к КЗ, по-видимому, всегда увеличивается. Однако дополнительные расчеты не подтвердили эти предположения. На рис. 5 показаны кривые отношения мощностей КЗ и ХХ $R_{КЗ} / R_{ХХ}$ для двух значений параметра k ($k = r_2 / r_1 = 5$ и $k = k_{\min}$). Видно, что для мощности КЗ и ХХ есть область изменения отношения $\alpha = r_1 / x$, в которой $R_{КЗ} > R_{ХХ}$, и есть область, в которой $R_{КЗ} < R_{ХХ}$, причем граница этих областей не совпадает с границей области $I_{КЗ} < I_{ХХ}$.

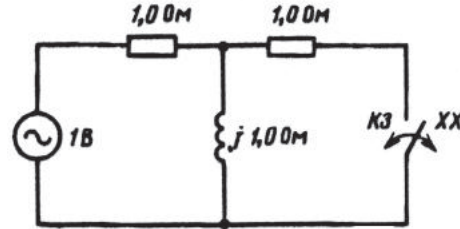


Рис. 7. Что больше: $I_{КЗ}$ или $I_{ХХ}$?

Таким образом, можно заключить, что «физические представления» и интуитивные мнения даже о достаточно простых цепях, которыми являются пассивные четырехполюсники RL , могут оказаться ошибочными и каждый раз должны проверяться точными расчетами и экспериментами. Попробуйте и Вы, уважаемый читатель, задать перечисленные вопросы своему коллеге, студенту или искусственному специалисту. При ответе на третий вопрос необходимо будет проделать для схемы рис. 7 простые расчеты:

$$\begin{aligned} I_{ХХ} &= \frac{1}{1+j}; \quad I_{ХХ} = \frac{1}{\sqrt{2}} = 0,707 \text{ A}; \\ I_{КЗ} &= \frac{1}{1+\frac{j}{1+j}} = \frac{1+j}{1+2j}; \quad I_{КЗ} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{5}} = 0,632 \text{ A}; \\ I_{КЗ} / I_{ХХ} &= \frac{2}{\sqrt{5}} = 0,89 < 1. \end{aligned}$$

Этот результат будет опровержением стереотипного, но ошибочного мнения о том, что в цепи RL и трансформаторе ток КЗ всегда больше тока ХХ, а полученный урок позволит найти правильный ответ при решении других сложных задач.

Литература

1. Лейтес Л.В., Лурье А.И., Елагин В.Н. и др. Исследование модели регулируемого трансформатора с передвинутой короткозамкнутой обмоткой из высокотемпературной сверхпроводящей керамики. Электротехника. 1993. № 3.
2. Бернштейн И.Л., Лейтес Л.В. К расчету трансформаторов с передвинутой короткозамкнутой обмоткой. Электричество. 1959. № 3.

Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости трансформаторов при бросках тока включения

Васильев А.Б., Лурье А.И., Панибратец А.Н.

При подключении трансформатора к сети переменного тока возникают броски намагничивающего тока — броски тока включения (ТВ). Эти броски возможны в режимах холостого хода (ХХ), нагрузки и короткого замыкания (КЗ). Они связаны с насыщением стали, т.е. с нелинейностью характеристики намагничивания электротехнической стали, и зависят от многих условий (фазы включения напряжения, остаточной индукции в стержне, расположения питаемой обмотки на стержне относительно других обмоток). Для снижения ТВ можно снизить рабочую индукцию в стержне, но это приведет к снижению основных технико-экономических показателей трансформатора. Можно также снизить ТВ «предвключением» трансформатора через реактор или резистор, но при этом потребуются существенные усложнение схемы и автоматизации коммутации (двойной комплект выключателей).

Для силовых трансформаторов обычно ударный ток КЗ больше, чем ТВ, поэтому в свое время к изучению последнего было привлечено особое внимание специалистов не по электродинамической стойкости, а по релейной защите. Однако в последнее время возникают вопросы влияния ТВ на электродинамическую стойкость электропечных трансформаторов. Дело в том, что пятикратный нормируемый ток КЗ (на электродах, за «короткой сетью») этих трансформаторов, как правило, вдвое ниже, чем в силовых трансформаторах общего назначения, т.е. такого же порядка, что и ТВ, к тому же электропечные трансформаторы эксплуати-

руются в режимах частых включений на ХХ и нагрузку.

Несмотря на большое количество публикаций, посвященных насыщению стержней трансформаторов, при практических задачах возникают существенные трудности, связанные со сложностью предложенных ранее методов расчета, отсутствием соответствующих программ расчета, позволяющих определить не только магнитное поле, но и механические силы, напряжения и деформации, как это делается при расчетах обмоток трансформаторов на стойкость при КЗ.

В настоящей статье для расчета магнитного поля трансформаторов с насыщенным стержнем был использован существенно упрощенный общеизвестный метод вторичных источников [1–3]. Сделанные допущения основаны на особенности сочетаний геометрических размеров трансформаторов (относительно большие осевые размеры обмоток) и магнитного поля (преимущественно осевого). Использовано также то, что конечной задачей является расчет электродинамических сил, т.е. некоторых интегрированных величин, не сильно зависящих от параметров магнитного поля во всех точках*. Электродинамические силы опасны только при существенном насыщении стали, поэтому была использована самая простая и достаточно точная для взятой задачи аппроксимация кривой намагничивания стали. Метод расчета, привязанный к системе программ РЭСТ (расчет электродинамической стойкости трансформаторов), разработан в ВЭИ имени В.И. Ленина [4, 5] и широко используется на практике.

* Авторы выражают благодарность Лейтесу Л.В. и Кохану П.Г., принимавшим участие в обсуждении ряда принципиальных вопросов.

В предложенном приближенном методе расчета магнитного поля осесимметричных обмоток трансформаторов при насыщенном стержне магнитопровода стержень условно отбрасывается и заменяется фиктивной тонкой обмоткой (вторичные источники), диаметр которой равен диаметру стержня. Высота этой обмотки h_s задается близкой высоте основной обмотки h , количество витков w принимается равным количеству витков основной обмотки, кроме того, считается, что обмотка равномерно распределена по высоте, а ток I_s определяется из условия

$$I_s w = B_s h_s / \mu_0, \quad (1)$$

где B_s — индукция насыщения, равна 2 Тл; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м — магнитная постоянная.

Физический смысл этого условия заключается в том, что фиктивная обмотка (вторичные источники) имитирует насыщенный стержень, создавая внутри своего сечения магнитный поток, соответствующий магнитному потоку насыщения, который присутствует в насыщенном стержне.

Производится расчет магнитного поля основной обмотки и фиктивной обмотки с их токами.

Кривая намагничивания насыщенного стержня принимается идеализированной (линеаризированной):

$$B_{ст} = B_s + \mu_0 H_{ст}, \quad (2)$$

где $B_{ст}$ и $H_{ст}$ — магнитная индукция и напряженность магнитного поля.

Рассмотрим граничные условия магнитного поля на поверхности насыщенного стержня магнитопровода (рис. 1), так как их выполнение является теоретическим подтверждением правильности выбранного метода расчета.

Из условия непрерывности магнитного потока нормальные (радиальные) составляющие индукции в стали $B_{рст}$ и в воздухе $B_{рв}$ равны, т.е.

$$B_{рст} = B_{рв}, \quad (3)$$

а следовательно, индукция в стали на поверхности равна

$$B_{ст} = (B_{зст}^2 + B_{рв}^2)^{0,5}. \quad (4)$$

Значения $B_{рв}$ берутся из машинограммы расчета на наружной образующей фиктивной обмотки. Для определения примем допущение о том, что на середине высоты обмотки имеется область (катушка с условным номером 1), в которой магнитный поток чисто осевой ($B_{рв} = 0$). В реальных силовых трансформаторах, как правило, радиальное магнитное поле велико лишь на торцах обмоток, и имеется протяженная зона в середине высоты обмотки, где магнитный поток чисто

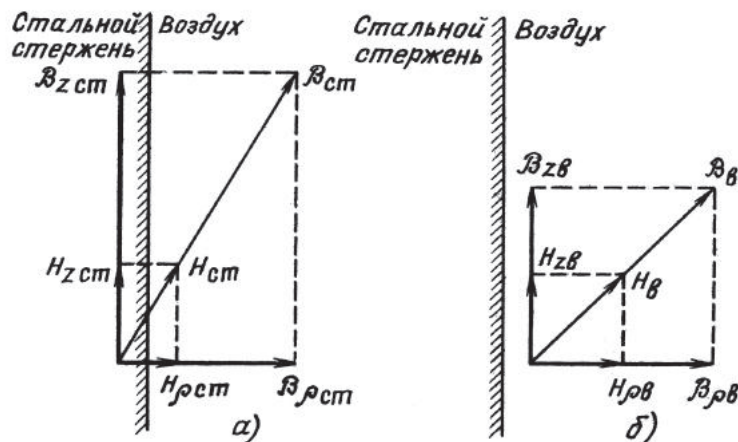


Рис. 1. Граничные условия для магнитного поля на поверхности насыщенного стержня трансформатора: $H_{зст} = H_{зв}$; $B_{рст} = B_{рв}$, $\mu_0 H_{ст} = B_{ст} B_{зв} / B_{зст}$; а — в стали; б — в воздухе

осевой. Поэтому принятое допущение вполне корректно.

В катушке номер 1 магнитную индукцию определяем из соотношения

$$B_{zCT}(1) = B_s K_s + \mu_0 I w K / h, \quad (5)$$

где I — ток в основной обмотке; K_s и K — коэффициенты, принятые равными единице.

В других сечениях осевая составляющая индукции в стали определяется, исходя из принципа непрерывности потока (радиальный магнитный поток алгебраически суммируется с потоком первой катушки):

$$B_{zCT}(i+1) = B_{zCT}(i) - \frac{2}{D_{CT}} [B_{PB}(i+1) + B_{PB}(i)] [z(i+1) - z(i)], \quad (6)$$

где i — номер произвольной катушки; D_{CT} — диаметр стержня; $z(i)$ — осевая координата катушки. Для определения напряженности магнитного поля в стали используем допущение об изотропности стали (направления векторов индукции и напряженности совпадают, рис. 1), из которого следует, что

$$\mu_0 H_{CT} = B_{CT} B_{zB} / B_{zCT}, \quad (7)$$

где B_{zB} — осевая составляющая магнитной индукции в воздухе, полученная из машинограмм расчета на наружной образующей фиктивной обмотки.

Далее для каждой точки i на поверхности стержня проводится сравнение значения B_{CT} , полученного согласно (4)–(6), с магнитной индукцией по идеальной кривой намагничивания (2) в функции от аргумента H_{CT} , полученного из (7). Для этого определяется абсолютное $\Delta B(i)$ и относительное $\delta B(i)$ отклонения индукции на поверхности стали от идеальной

$$\Delta B(i) = B_{CT}(i) - [B_s + \mu_0 H_{CT}(i)]; \quad (8)$$

$$\delta B(i) = \frac{\Delta B(i)}{B_{CT}(i)} = \frac{B_{CT}(i)}{B_s + \mu_0 H_{CT}(i)} - 1. \quad (9)$$

Чем лучше приближение решения к точному, тем меньше должно быть среднеквадратичное отклонение (в %)

$$\overline{\delta B} = \left(\sum_{i=1}^{N_s} \delta B^2(i) / N_s \right)^{0,5} \cdot 100, \quad (10)$$

где N_s — количество расчетных точек на стержне от точки $i=1$ в середине высоты обмотки до точки на уровне торца основной обмотки (обычно $N_s = 50-100$).

Проводится 3–5 расчетов при различных значениях высоты фиктивной обмотки h_s в интервале $h < h_s < 1,2h$. По минимальному значению δB определяется оптимальная высота h_s . Все расчеты электродинамической стойкости проводятся для этого варианта.

Далее поясним метод расчета на примере электропечного трансформатора мощностью 160 МВ·А, сетевая обмотка которого с номинальным напряжением 35 кВ расположена наиболее близко к стержню. Размеры в сечении показаны на рис. 2. Расчетное значение броска тока включения по методу, изложенному, например, в [6], составляет 7813 А.

Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости проводился по системе программ РЭСТ [5] на ЭВМ БЭСМ-6М (в систему внесен ряд изменений в соответствии с описанной методикой) при пяти значениях параметра $h_* = h_s / h$, а именно: 1; 0,5; 1,10; 1,15; 1,20. Для каждого из этих значений h_* были рассчитаны B_{CT} и $\mu_0 H_{CT}$ по формулам (4) и (7), и результаты расчетов наложены на график линеаризованной характеристики намагничивания стержня магнитопровода (рис. 3). Все пять расчетных кривых намагничивания в средней части стержня расположены близко к линеаризованной характеристике намагничивания (точки 1 и 2 на рис. 2 и 3). Расчетная кривая намагничивания при $h_* = 1,15$ ближе всего к линеаризованной характеристике по всей высоте стержня до уровня торца обмотки ВН (точки с 1 по 5 включительно).

Значение среднеквадратичного отклонения при $h_* = 1,15$ минимально и не превышает 1% (рис. 4), а при других значениях h_* — существенно выше.

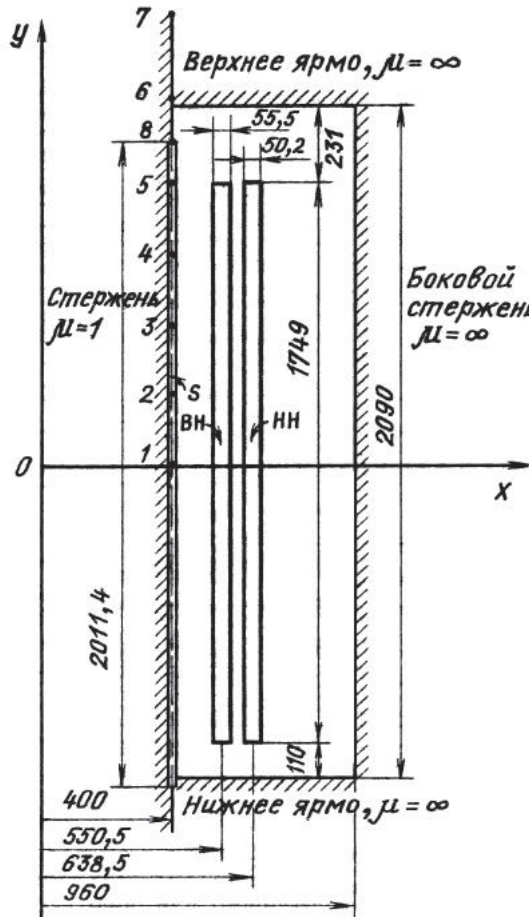


Рис. 2. Размеры в сечении электропечного трансформатора мощностью 160 МВ·А напряжением 35 кВ; *ВН* — сетевая обмотка; *НН* — обмотка низшего напряжения; *S* — фиктивная обмотка; результаты расчета в точках 1–8 указаны на рис. 3; точка 5 расположена на уровне торцов обмоток *ВН* и *НН*; точка 8 — на торце фиктивной обмотки; точки 6, 7 — на расстояниях, равных 30% и 60% полуввысоты обмотки *ВН* от ее верхнего торца; пунктирной линией обозначена граница при расчете с учетом ярм и соседнего стержня

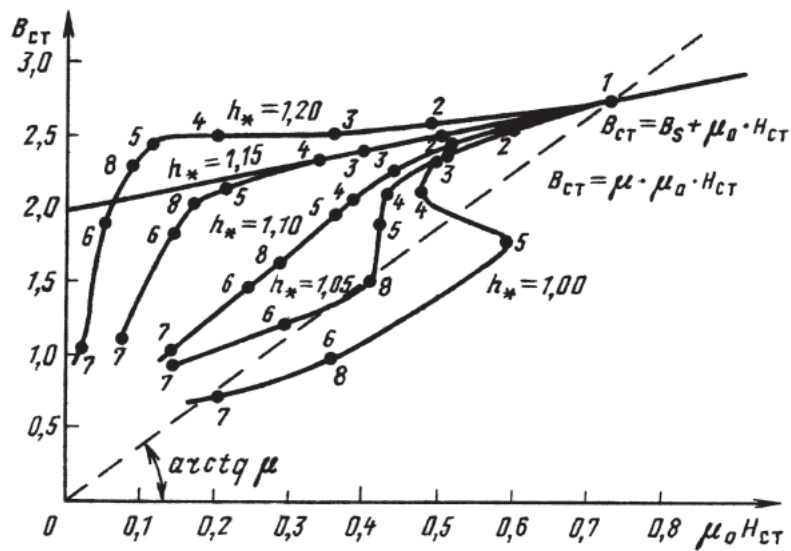


Рис. 3. Магнитная индукция $B_{ст}$ и напряженность $H_{ст}$ на поверхности стержня (номера точек 1–8 — см. на рис. 2; μ соответствует точке 1)

На рис. 4 приведены результаты расчета основных параметров [4, 5] электродинамической стойкости обмотки ВН (относительная сила прессы P_0^* ; относительная наибольшая осевая сила сжатия P_{\max}^* ; относительное напряжение осевого изгиба $\sigma_{\text{ст.изг.}}^*$). За базовые значения ($P_{\max} = 374$ кН, $P_0 = 253$ кН и $\delta_{\text{ос.изг.}} = 16,4$ МПа) приняты те, при которых среднеквадратичное отклонение $\overline{\delta V}$ (%) расчетной кривой намагничивания стержня магнитопровода от идеализированной минимально. Как видно из рис. 4, изменение относительных параметров в пределах всего диапазона изменения высоты фиктивной обмотки не очень существенно, а вблизи оптимальной высоты $h_* = 1,15$ (заштрихованная зона) изменение составляет несколько процентов. На рис. 4 пунктиром показана также кривая $\overline{\delta V}$ для случая, когда расчетные точки располагались выше, чем уровень торца обмотки, на 30%. Видно, что кривая идет выше и несколько смещена вправо, в область меньших усилий, т.е. предлагаемый расчет по уровню торца обмотки ВН идет с некоторым запасом.

Это показывает, что для практических расчетов вполне достаточно контролировать по (10) выполнение граничных условий для области стержня, ограниченной высотой фиктивной обмотки, а неточное их выполнение за этими пределами не сильно влияет на конечный результат расчетов.

Как показали расчеты, значение h_* для различных трансформаторов и расположения сетевой обмотки относительно стержня различно. Например, для варианта рассматриваемого трансформатора при сетевой обмотке на месте обмотки НН было определено $h_* = 1,1$.

В табл. 1 представлены результаты расчета электродинамической стойкости обмотки ВН в режиме XX при броске ТВ, равного 7813 А ($w_{\text{ВН}} = 211$ витков), с использованием трех моделей поля: открытая цилиндрическая модель без ярм и бокового стержня для расчета магнитного поля вне окна магнитопровода (этой модели соответствуют результаты расчета на рис. 3 и 4), замкнутая цилиндрическая модель с ярмами и боковым стержнем для расчета в окне магнитопровода и плоскопараллельная модель без ярм для приближенных рас-

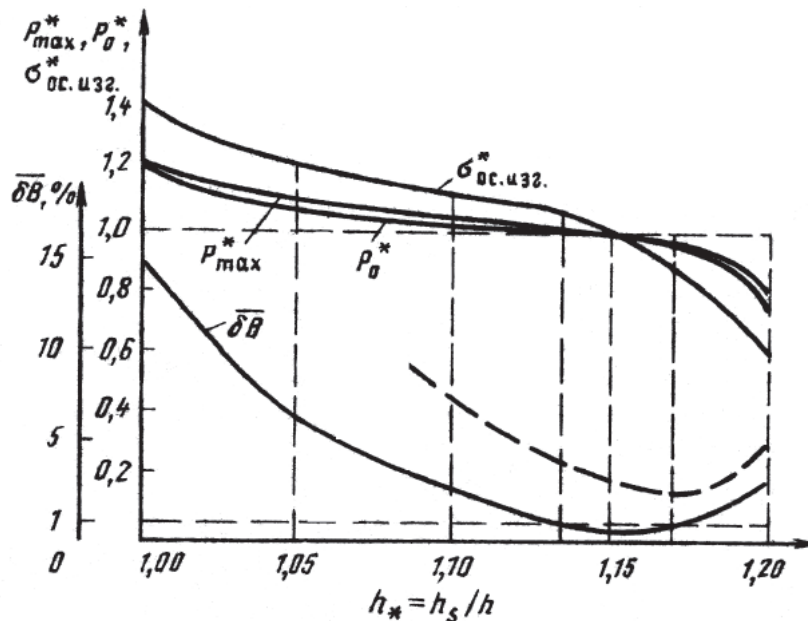


Рис. 4. Результаты расчета электродинамических сил в зависимости от высоты фиктивной обмотки

четов с сокращенным временем счета (см. приложение). Время счета для указанных моделей поля составило соответственно 192, 219 и 44 с.

Так как расстояния от обмотки ВН до верхнего и нижнего ярм различны, то расчет по второй модели был проведен дважды: для верха ($h_* = 1,1$) и низа ($h_* = 1,05$). При расчете по первой и третьей моделям $h_* = 1,15$.

Из табл. 1 видно, что значения осевых сил, рассчитанные по всем трем расчетным моделям магнитного поля, примерно одинаковы: наибольшая сила сжатия примерно равна 700 кН, а сила прессовки — 500 кН.

Заметим, что на нижней опоре возникает сила, составляющая 25% силы прессовки (выявлена при расчете по цилиндрической модели с учетом ярм и бокового стержня). Эта сила одностороннего притяжения направлена в сторону того ярма, которое ближе к торцу обмотки.

Представляет интерес анализ магнитного поля и электродинамических сил при ТВ в режиме ХХ в сравнении с режимом КЗ, когда стержень не насыщен (ампер-витки обмоток ВН и НН скомпенсированы). Сравнение целесообразно провести для условно выбранного случая, когда ампер-витки обмотки ВН при КЗ те же, что и в проделанных ранее расчетах, и об-

мотки ВН и НН выбраны разновысокими (рис. 2). Результаты расчетов даны в табл. 2 и на рис. 5.

Магнитное поле в режиме КЗ рассчитано по замкнутой цилиндрической модели, когда кроме стержня учитывались верхнее и нижнее ярма, соседний стержень, поэтому сравнение нужно проводить со вторым столбцом табл. 1.

Расчеты показывают, что при ТВ в обмотке осевые силы существенно больше, чем при КЗ: наибольшая в середине обмотки — в $696/287 = 2,4$ раза; необходимая сила прессовки — в $470/174 = 2,7$ раза; наибольшее напряжение изгиба в проводе — в $20,7/8,5 = 2,44$ раза.

При намагничивающем токе обмотка ВН растягивается радиальными силами, а при КЗ — сжимается. Для этих сил режим КЗ более опасен потому, что при сжатии возможна более опасная для обмоток потеря устойчивости.

Различие при расчете сил объясняется совершенно различным характером магнитного поля в двух режимах: при бросках ТВ магнитное поле сосредоточено в области внутри обмотки ВН, а при КЗ — в канале рассеяния между обмотками ВН и НН (в нашем случае площадь этого канала меньше, а следовательно, меньше и магнитный поток). Интересно со-

Таблица 1

Расчетные величины			Значения расчетных величин для указанных моделей магнитного поля		
			Цилиндрическая без ярм и бокового стержня	Цилиндрическая с ярмами и боковым стержнем	Плоская система шин
Осевые силы	прессовки, кН		459	470	511
	на нижнюю опору, кН		0	113	0
	наибольшего сжатия, кН		698	696	775
Механические напряжения	радиального растяжения, МПа		23,3	23,8	16,9
	осевого изгиба, МПа		21,4	20,7	24,6
	суммарное, МПа		33,2	34,8	31,1
Магнитная индукция	Верхний торец	осевая, мТл радиальная, мТл	228 914	251 808	282 1053
	Нижний торец	осевая, мТл радиальная, мТл	227 -913	267 -741	281 -1051

Таблица 2

Расчетные величины		Значения расчетных величин для указанных моделей магнитного поля и обмоток (ВН или НН)			
		Цилиндрическая		Плоскопараллельная	
		ВН	НН	ВН	НН
Осевые силы	прессовки, кН	174	79	168	74
	на нижнюю опору	6	5	1	3
	наибольшего сжатия, кН	287	171	267	170
Механические напряжения	радиального растяжения, МПа	-22,4*	21,8	-22,3*	22,3
	осевого изгиба, МПа	8,5	6,2	8,4	6,1
	суммарное, МПа	25,5	23,5	24,5	22,9

Примечание: * — радиальное сжатие

поставить ход кривых на рис. 5. Видно, что радиальные напряжения (что соответствует осевой составляющей магнитной индукции) по характеру совпадают, но кривая для режима КЗ идет несколько выше; чем кривая для ХХ. Кривая напряжения осевого изгиба (т.е. радиальная составляющая — составляющая магнитной индукции) для режима ХХ существенно выше, чем для режима КЗ; при этом больше и площадь, ограничиваемая этой кривой и осью y . Это и объясняет столь существенные различия в осевых силах (наибольшей и силы прессовки).

Во взятом для примера электропечном трансформаторе нормируемый ток КЗ, пятикратный по отношению к номинальному, имеет максимальное значение 9697 А. При этом, расчетном для трансформатора токе, все силы при КЗ больше, чем указанные в табл. 2, в $(9697/7813)^2 = 1,54$ раза. Таким образом, осевые силы (наибольшая и прессовки) при ТВ будут больше, чем при КЗ, не в 2,4–2,7 раза, а в 1,6–1,8 раза. Для данного электропечного трансформатора расчетным (более опасным) является режим ХХ, а не режим КЗ.

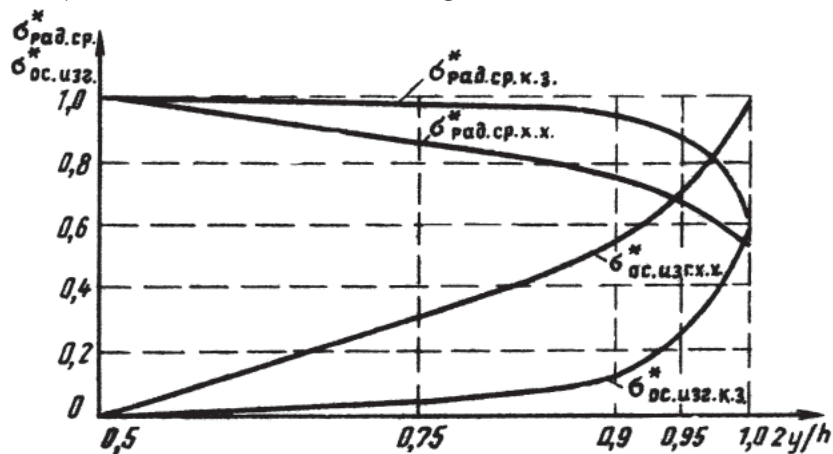


Рис. 5. Распределение механических напряжений в сетевой обмотке ВН: $\sigma_{\text{рад.ср.х.х.}}^*$, $\sigma_{\text{рад.ср.к.з.}}^*$ — относительные радиальные средние напряжения в режиме ХХ при ТВ и в режиме КЗ соответственно (базовое значение $\sigma_{\text{рад.ср.}}^* = 10,9$ МПа); $\sigma_{\text{ос.изг.х.х.}}^*$, $\sigma_{\text{ос.изг.к.з.}}^*$ — относительные напряжения осевого изгиба в режиме ХХ при ТВ и в режиме КЗ соответственно (базовое значение $\sigma_{\text{ос.изг.}}^* = 16,4$ МПа)

Если бы данный трансформатор был общего назначения, расчетный ударный ток КЗ (по ГОСТ 11677-85) был бы равен 20253 А (кратность 10,4), и в режиме КЗ, ограниченном только сопротивлениями трансформатора и сети, осевые силы были бы вдвое выше, чем при ХХ. Это говорит о существенно меньшей опасности ТВ для трансформаторов общего назначения.

В [7, 8] описана модель для расчета магнитного поля, в которой стержень представлен с постоянной магнитной проницаемостью μ . Эта модель соответствует линейной (пропорциональной) характеристике намагничивания стержня (пунктирная линия на рис. 3):

$$B_{\text{ст}} = \mu \mu_0 H_{\text{ст}}. \quad (11)$$

Как видно из рис. 3, расчетная кривая намагничивания при $h_* = 1$, т.е. когда фиктивная обмотка S выбирается равновысокой с расчетной обмоткой ВН, наиболее близка к линейной характеристике намагничивания стержня. Из рис. 4 следует, что данные расчета осевых сил при $h_* = 1$ завышены на 20–40%. Это означает, что расчет, выполненный согласно [8, 9], будет завышать значения осевых сил при бросках ТВ в режиме ХХ.

В заключение отметим, что разработанный метод расчета и система программ уже применяются при проектировании электропечных трансформаторов. Рассмотренный в примере трансформатор ЭТЦНД-160000/35 разработан с учетом изложенной методики, а на сетевом стенде в г. Тольятти успешно прошли его испытания на стойкость при КЗ, при многократных бросках ТВ и при многократных толчках нагрузки.

Отметим, что разработанный метод расчета справедлив только для определенных соотношений размеров обмоток, характерных для силовых трансформаторов. Для расширения области применения после накопления опыта можно будет уточнить коэффициенты K_s и K в (5), а также ввести в расчет более тонкий выбор рас-

пределения по высоте фиктивной обмотки ее ампер-витков.

Выводы. 1. Разработана методика расчета магнитного поля, предназначенная для оценки электродинамической стойкости обмоток трансформаторов при бросках намагничивающего тока в режиме холостого хода. В основе расчета магнитного поля лежит приближенный метод использования фиктивной обмотки с учетом насыщения стержня магнитопровода.

2. Показано, что при бросках намагничивающего тока в режиме ХХ в обмотках электрических трансформаторов возникают достаточно большие осевые силы, превышающие силы в режиме нормируемого КЗ.

3. Система программ РЭСТ, ранее разработанная в ВЭИ имени В.И. Ленина и широко используемая в практике расчетов электродинамической стойкости обмоток трансформаторов в режиме КЗ, дополнена в версиях ЭВМ БЭСМ-6М и ЕС-1055 тремя моделями магнитного поля: открытой цилиндрической моделью без ярм и бокового стержня, предназначенной для расчета поля вне окна магнитопровода; замкнутой цилиндрической моделью с ярмами и боковым стержнем для расчета в окне магнитопровода; плоскопараллельной моделью без ярм, используемой для приближенных расчетов с сокращенным временем счета. Эти модели расширяют возможности системы программы РЭСТ, позволяя проводить исследования электродинамической стойкости обмоток трансформаторов при бросках намагничивающего тока в режиме ХХ, а также электрических реакторов.

Приложение. Как было ранее показано, задача расчета магнитного поля трансформатора фактически сводится к расчету магнитного поля цилиндрических соленоидов (реакторов без стали).

Рассмотрим возможность расчета магнитного поля для плоскопараллельной модели, сопоставив открытую цилиндрическую модель с системой плоских шин. Для этого рассмотрим цилиндрическую обмотку с током I и количеством витков w (рис. 6,а) и две

бесконечные плоские шины (рис. 6, б) с равным количеством витков w , но противоположно направленными токами: I и $-I$. Радиальные размеры и высоты плоских шин — те же, что и в сечении цилиндрической обмотки.

В обмотке, так же как и в шине, возникают осевые силы. Суммарная осевая сила максимальна в середине обмотки (и шины).

Принимая равномерным распределение витков по высоте обмотки, получаем, что наибольшая осевая сила сжатия (на единицу длины витка) верхней и нижней половин обмотки

(действующая в середине по высоте) равна

$$P_{\max z} = Iw\Phi_r \pi D / h = K_{\Phi z} \mu_0 (IwD / h)^2 \pi / 4, \quad (12)$$

где D — диаметр обмотки, м.

В (12) суммарный радиальный поток Φ_r обмотки равен части $K_{\Phi z}$ полного потока Φ :

$$\Phi_r = K_{\Phi z} \Phi = K_{\Phi z} \mu_0 \frac{Iw}{h} \frac{\pi D^2}{4}. \quad (13)$$

В первом приближении можно считать, что для плоскопараллельного поля магнитный поток между двумя шинами делится на радиальный и

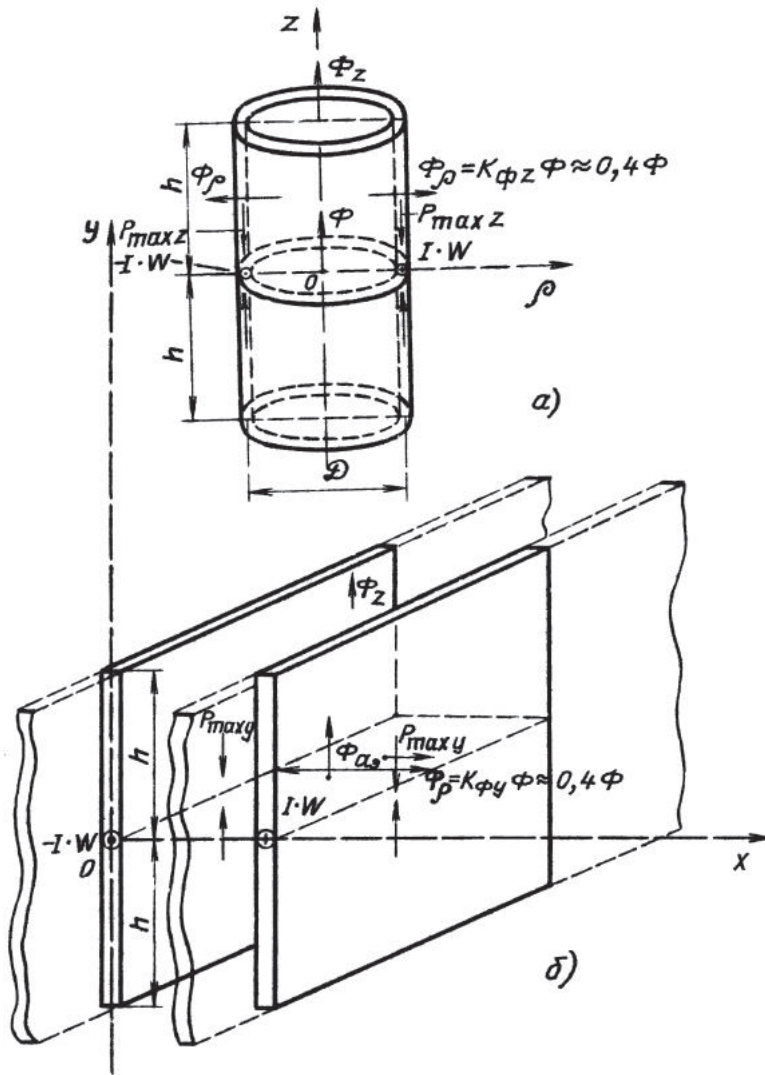


Рис. 6. Модели для расчета магнитного поля рассеяния в режиме XX при ТН; а — цилиндрическая обмотка с током; б — схема, состоящая из двух плоских шин с разнонаправленными токами

осевой с тем же коэффициентом $K_{\Phi y} \approx K_{\Phi z}$, тогда

$$P_{\max y} = K_{\Phi z} \mu_0 (Iw / h)^2 a_3 \pi D / 2. \quad (14)$$

При практических расчетах трансформатора было получено: $K_{\Phi z} = 0,41 \pm 0,01$; $K_{\Phi y} = 0,39 \pm 0,01$. Это подтверждает сделанное допущение.

Наша задача — получить такое эквивалентное расстояние между шинами a_3 , при котором силы $P_{\max z}$ и $P_{\max y}$ равны. При этом условии, разделив (12) на (14), получим

$$a_3 = D / 2. \quad (15)$$

То, что расстояние между шинами равно радиусу обмотки, позволяет сделать ряд упрощений, так как получается, что в плоскопараллельной модели ось сечения дополнительной обмотки расположена на оси основной расчетной обмотки (рис. 6, б). Следовательно, в расчетах обмоток при ХХ по программе РЭСТ стержень отбрасывается, а для каждой обмотки, как основной, так и фиктивной, вводится своя дополнительная обмотка с обратным током и с тем же осевым строением. Эти дополнительные плоские шины согласно (15) расположены в одном месте — на оси стержня. Заметим, что ампер-витки дополнительных плоских шин можно суммировать и образовать на оси стержня одну составную обмотку, строение которой к тому же можно упростить: дать ей малый радиальный размер; задать простые зоны и т.д. (при этом уменьшается общее количество исходных данных задачи).

Из табл. 1 видно, что значения осевых сил, рассчитанные по трем расчетным моделям магнитного поля, примерно одинаковы (расхождения в пределах 5%). Поскольку время счета для плоской шины приблизительно в 5 раз меньше, чем для цилиндрической обмотки, в ряде случаев целесообразно расчет магнитного поля трансформатора в режиме ХХ проводить применительно к плоскопараллельной модели (расчет системы плоских шин).

Предложенный метод сведения расчета цилиндрической обмотки к плоскопараллельным шинам можно применить, естественно, не только при расчетах, связанных с бросками ТН в трансформаторах, но и в расчетах реакторов.

Наряду с изложенным, можно также применять расчет по [10] при помощи метода конформных преобразований. Однако этот метод требует ряда допущений (например, граница между насыщенной и ненасыщенной сталью выбирается условно плоской, существенное влияние на магнитное поле ненасыщенных горизонтальных ярм вверху и внизу обмотки не учитывается), он более трудоемок, не имеет программного обеспечения.

Литература

1. Гринберг Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М.: Изд-во АН СССР. 1948.
2. Тозони О.В. Расчет электромагнитных полей на вычислительных машинах. Киев. Техника. 1967.
3. Тозони О.В. Метод вторичных источников в электротехнике. М.: Энергия. 1975.
4. Лурье А.И. Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электротехника. 1972. № 4.
5. Савельев М.П., Панибратец А.Н. Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32». Электротехника. 1978. № 4.
6. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1981.
7. Лебедев Н.Н. Коэффициент взаимной индукции между витками, надетыми на круглый сердечник с магнитной проницаемостью. Журнал технической физики. 1936. Т. 6. Вып. 3.
8. Бухгольц Г. Расчет электрических и магнитных полей. М.: Изд-во иностр. литературы. 1961.
9. Береза В.Л., Иванков В.Ф. Методика и алгоритм программы ускоренного расчета магнитного поля трансформатора. Электротехника. 1976. № 4.
10. Конов Ю.С. Короткие замыкания трансформаторов, сопровождающиеся насыщением магнитопровода. Электротехника. 1978. № 4.

Проводниковые материалы при динамическом изгибе

Мильман Л.И., Лурье А.И.

Для механического расчета прочности обмоток трансформаторов при коротком замыкании необходимо знать характеристики проводниковой меди или алюминия при действии кратковременных нагрузок в соответствии с кривой изменения тока короткого замыкания во времени. Испытания меди на растяжение показали, что при динамическом нагружении деформации остаются примерно такими же, как и при статическом, т.е. материал не имеет запасов на динамическое действие силы.

Описание модели. С целью изучения поведения образцов обмоточного провода при динамическом изгибе в условиях, максимально приближающихся к реальным при коротком замыкании в трансформаторе, была спроектирована и изготовлена специальная модель [1]. Основными ее частями являются шихтованные из электротехнической стали прямоугольные плиты, между которыми расположены обмотка возбуждения и испытуе-

мый образец. Опорные прокладки служат для создания необходимого зазора между плитами. Чертеж модели приведен на рис. 1.

Для быстрой смены образцов обмотка возбуждения и зажимы укрепляются на подвижной изолирующей плите. Конструкция зажимов позволяет испытывать провода любого сечения длиной от 100 до 300 мм. В модели испытываемый образец и обмотка возбуждения включены последовательно, т.е. сдвиг фазы между током и индукцией равен нулю, что аналогично условиям в трансформаторе. При протекании тока по обмотке возбуждения в рабочем зазоре возникает магнитное поле, индукция которого практически имеет лишь осевую составляющую. Взаимодействие внешнего поля с током образца i приводит к возникновению распределенной электромагнитной нагрузки q , вызывающей изгиб провода.

При испытаниях (рис. 2) модель питается от ударного генератора, ко-

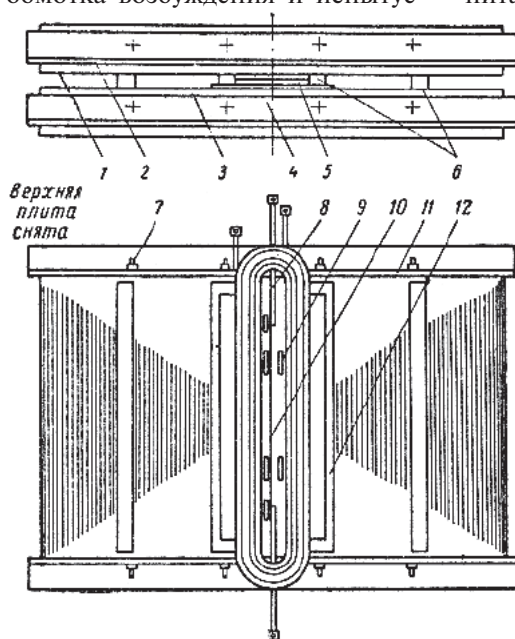


Рис. 1. Электромагнитная модель для изучения динамического изгиба проводниковых материалов: 1, 3 — верхняя и нижняя плиты; 2, 4 — прессующие уголки; 5 — обмотка возбуждения; 6 — опорная прокладка; 7 — стяжная шпилька; 8 — гибкий отвод; 9 — зажим; 10 — образец; 11 — картонная прокладка; 12 — изоляционная плита

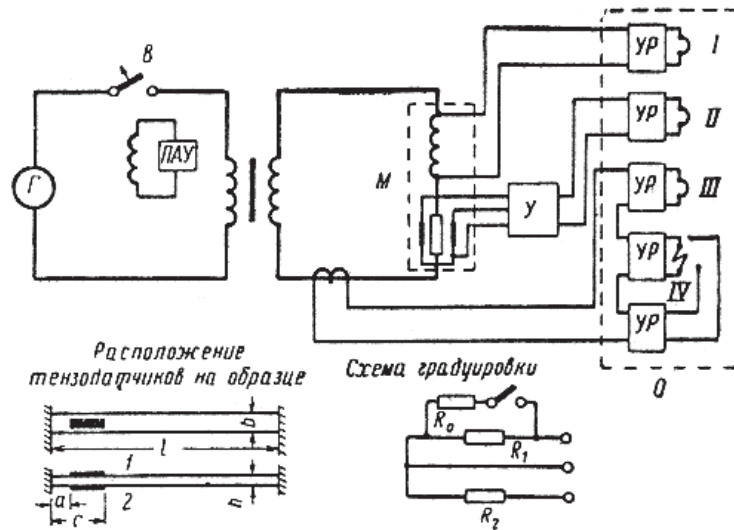


Рис. 2. Принципиальная схема динамического испытания: Г — ударный генератор; В — выключатель; ПАУ — пульт автоматического управления; М — модель; У — динамический тензоусилитель; О — электромагнитный осциллограф; УР — универсальный регулятор; I—IV — шлейфы осциллографа; 1, 2 — тензодатчики

торый включается на время, соответствующее продолжительности короткого замыкания трансформатора, — приблизительно 0,5 сек. Специальное устройство (ПАУ) позволяет регулировать фазу напряжения при включении схемы для изменения величины аperiодической составляющей тока короткого замыкания.

Запись осциллограммы электромагнитной силы осуществляется шлейфом мощности, катушка поля и петля которого включены последовательно с вторичной обмоткой трансформатора тока (рис. 2).

Деформации образцов измеряются с помощью двух проволочных тензодатчиков (база 10 мм, сопротивление $R = 100 \text{ Ом}$), которые соединены по схеме рис. 2, обеспечивающей высокую чувствительность и исключаящей влияние температуры на коэффициент тензочувствительности K . Тензодатчики наклеиваются непосредственно на провод, так как напряжение питания модели невелико и одна из точек образца надежно заземляется.

Для определения масштаба кривой деформации на осциллограмме перед опытом к одному из тензодатчиков подключается известное сопротивление R_0 . При его включении параллельно, например, датчику I результирующее сопротивление плеча

$$R'_1 = \frac{R_1 R_0}{R_1 + R_0}.$$

Изменение сопротивления ΔR , вызывающее отклонение луча осциллографа от нулевого положения на A , мм, определяется по формуле

$$\Delta R = \frac{R_1^2}{R_1 + R_0}. \quad (1)$$

Относительное изменение сопротивления и деформация связаны, как известно [2], зависимостью

$$\frac{\Delta R}{R_1} = K \epsilon_0, \quad (2)$$

где ϵ_0 — деформация, соответствующая изменению сопротивления датчика на ΔR .

С учетом (1) и того, что $R_1 \ll R_0$, из выражения (2) получим:

$$\epsilon_0 = \frac{100 R_1}{K A R_0}.$$

Масштаб записи деформации определяется по формуле

$$m = \frac{100 R_1}{K A R_0}.$$

Для применяемых тензодатчиков $K = 1,98$. Сила, действующая на единицу длины провода (линейная нагрузка),

$$q = \alpha i^2,$$

где $\alpha = \frac{B}{i}$, B — индукция магнитного поля.

Коэффициент α , зависящий только от геометрических параметров модели и степени насыщения стали, определялся экспериментально для различных токов обмотки возбуждения. Было установлено, что в диапазоне применяемых напряжений коэффициент α постоянен.

При известной линейной нагрузке q величина механического напряжения в месте наклейки датчика может быть рассчитана по известной формуле [3]

$$\sigma = \frac{ql^2}{2bh^2} \xi.$$

Для заземленного на концах провода

$$\xi = \left| 3 \frac{a+c}{l} - 1,5 \left(\frac{a+c}{l} \right)^2 - 1 \right|.$$

Коэффициент ξ равен отношению максимального изгибающего момента (в месте заделки) к моменту в сечении, совпадающем с центром проволочной решетки датчика. Размеры a , b , c , h и l указаны на рис. 2.

Результаты испытаний. В качестве образцов были использованы медные провода длиной 450 мм, сечением $2,44 \times 10 \text{ мм}^2$. Всего было испытано 16 образцов.

На рис. 3 приведена типичная осциллограмма, полученная при испытании одного из образцов. Сравнение кривых электромагнитной силы и деформации изгиба показывает, что не наблюдается никакого сдвига по

фазе между максимальной силой (напряжением) и максимальной деформацией, т.е. кривая деформации повторяет кривую электромагнитной силы. Характерно, что остаточная деформация появляется непосредственно после первого пика тока короткого замыкания и в дальнейшем не изменяется.

При обработке осциллограмм определялось механическое напряжение изгиба, соответствующее максимальной величине тока, полная и остаточная деформации. По данным испытаний ряда образцов построена механическая характеристика медного провода при динамическом изгибе. Для образцов из этого же провода предварительно была экспериментально определена статическая кривая изгиба (при статических измерениях деформаций были использованы тензодатчики сопротивления и статический тензоусилитель). Сопоставление статической и динамической зависимостей деформации ϵ от напряжения σ (рис. 4) позволяет сделать вывод о том, что полная деформация материала в обоих случаях в пределах точности измерений одна и та же, а остаточные деформации появляются практически при одних и тех же напряжениях и одинаковы по величине. Статический и динамический модули упругости также совпадают. Таким образом, при динамическом изгибе медь имеет те же механические свойства, что и при статическом.

Представляет интерес сопоставить механические характеристики медного провода при изгибе и при

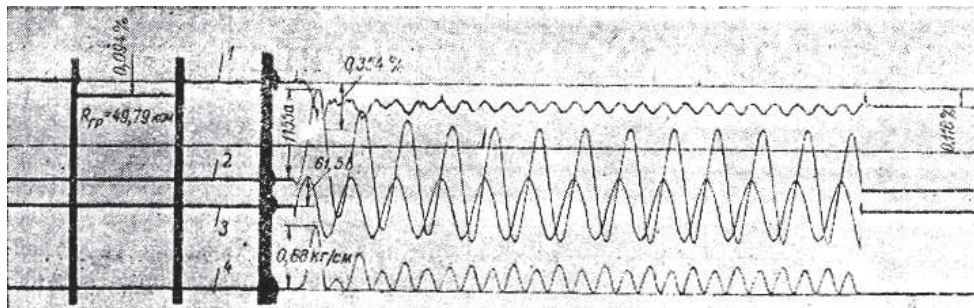


Рис. 3. Осциллограмма упругих и остаточных деформаций изгиба: 1 — деформация; 2, 3 — ток и напряжение модели; 4 — электромагнитная сила; градуировочное сопротивление

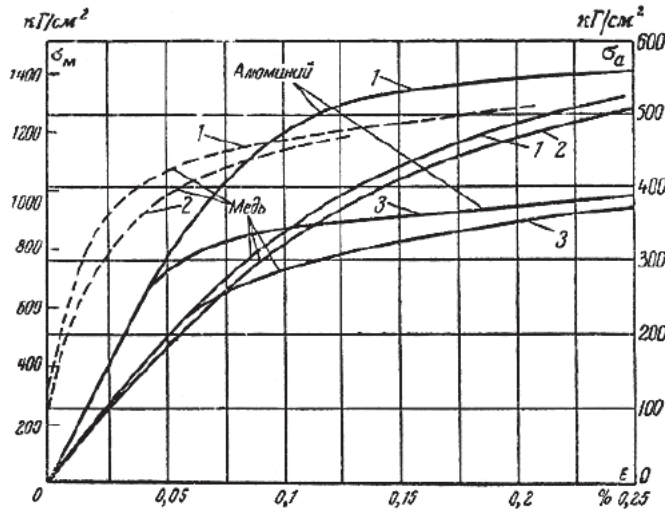


Рис. 4. Механические характеристики медного и алюминиевого провода: — — полная деформация; - - - остаточная деформация; 1 — статический изгиб; 2 — динамический изгиб; 3 — статическое растяжение

растяжении (рис. 4). Начальные участки этих кривых (1 или 2 и 3) совпадают, в то время как в области текучести кривая $\sigma(\epsilon)$ при изгибе идет значительно выше, чем при растяжении. Как известно, это объясняется тем, что при изгибе максимальные напряжения действуют лишь в поверхностных слоях провода, а в среднем сечении (на нейтральной оси) напряжение равно нулю. Поэтому материал переходит в область текучести не во всем объеме провода, как это происходит при растяжении. Аналогичные механические характеристики и у алюминиевого провода (рис. 4).

Полученные данные показывают, что для меди и алюминия условный предел текучести при изгибе $\sigma_{0,2и}$ приблизительно на 40% больше, чем условный предел текучести при растяжении $\sigma_{0,2р}$. Поэтому при чистом изгибе на проводники (от осевых усилий) допустимое напряжение $[\sigma]$ может быть соответственно увеличено до $1,4\sigma_{0,2р}$. При совместном действии изгиба и растяжения или сжатия (от радиальных усилий) в качестве допустимой нагрузки также можно выбрать величину $1,6\sigma_{0,2р}$, причем составляющая растяжения должна быть ограничена значением $\sigma_{0,2р}$. Такой расчет является в известной мере обоснованным, хотя он и требует дальнейшей экспериментальной проверки и уточнения.

С точки зрения динамической прочности трансформаторов представляет интерес явление накопления остаточных деформаций при повторных коротких замыканиях (кумулятивный эффект). Проведенные эксперименты на модели показали, что при напряжениях, меньших условного предела текучести $\sigma_{0,2и}$, накопления остаточных деформаций не происходит. При больших напряжениях повторные нагружения вызывают появление дополнительных остаточных деформаций, величина которых с каждым новым опытом становится меньше. Таким образом, суммарная остаточная деформация стремится к некоторому конечному значению. Это согласуется и с экспериментальными данными, полученными для растяжения [4].

Литература

1. Лурье А.И., Мильман Л.И. Устройство для испытания на изгиб металлических образцов. А.с. СССР 166959 (818687/24-7). Б.И. 1964. № 24.
2. Раевский Н.П. Датчики механических параметров машин. Изд. АН СССР. 1959.
3. Беляев И.Н. Сопротивление материалов. ГИТТЛ. 1956.
4. Мильман Л.И., Лурье А.И. Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1965. № 6.

К расчету силы начальной прессовки обмоток трансформаторов

Савельев М.П., Булах К.А., Линова Л.С., Соколова Л.И.

Развитие силовой преобразовательной техники, электрохимии и электрометаллургии поставило перед электропромышленностью задачу создания силовых трансформаторов, надежно работающих в условиях многократных коротких замыканий и толчков нагрузки. Вопрос о многократном действии токов КЗ и так называемом «кумулятивном эффекте» многократных воздействий — один из актуальных вопросов проектирования специальных трансформаторов. Все чаще вопрос о допустимом числе электродинамических воздействий возникает также при разработке и эксплуатации трансформаторов общего назначения, особенно собственных нужд электростанций.

Действие многократных КЗ на конструкцию трансформатора изучено еще мало. Как показывает практика испытаний, оно проявляется в постепенном нарастании механических деформаций обмоток, усадке изоляции и изменении изоляционных расстояний, сопровождающихся ослаблением начального сжатия силы прессовки и увеличением динамических сил и перемещений [1]. В связи с этим значительное внимание уделяется изучению явления ослабления прессовки при действии динамических сил КЗ и разработке мероприятий, обеспечивающих сохранение сил прессовки в условиях эксплуатации [2–4].

В статье сделана попытка дать количественную оценку уменьшения силы прессовки в зависимости от начального уровня напряжений сжатия, амплитуды и числа ударов обмотки динамическими силами. На основе экспериментальных исследований предложена методика ориентировочной оценки коэффициентов запаса, которые необходимо ввести в расчет начальной силы прессовки для транс-

форматоров, работающих при частых электродинамических воздействиях.

Постановка задачи исследования. Динамические осевые силы, действующие при КЗ на обмотку трансформатора, изменяются во времени по сложному закону [1]. Типичная осциллограмма динамических давлений в обмотке показана на рис. 1, а. В результате действия динамических сил давление прессовки $\sigma_{0к}$ после КЗ оказывается меньше начального значения $\sigma_{0н}$. Обозначим относительное снижение или потерю прессовки в виде:

$$\delta = \frac{\sigma_{0н} - \sigma_{0к}}{\sigma_{0н}} 100\% = \frac{\Delta\sigma_0}{\sigma_{0н}} 100\%. \quad (1)$$

При повторяющихся друг за другом многократных КЗ можно говорить о суммарной потере прессовки δ_n , получившейся в результате действия n ударов. Значение δ_n в каждом конкретном случае зависит от многих факторов. Нами рассматривается влияние на значение δ_n только следующих основных параметров: начального давления $\sigma_{0н}$; наибольшего

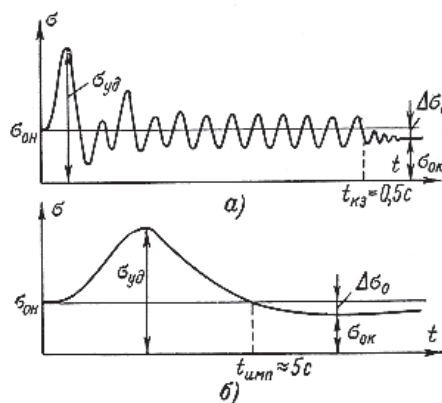


Рис. 1. Динамические давления в обмотке трансформатора: а — по осциллограмме при КЗ; б — примерная форма импульсов динамической силы, при которых проводились исследования

Таблица 1

Параметры проведения экспериментов

$\sigma_{0н}$, МПа	4					8				12			
$\sigma_{уд}$, МПа	24	12	8	7	5	20	15	12	10	24	20	18	16
n	40	40	100	800	1000	40	40	100	800	40	40	40	100

ударного давления $\sigma_{уд}$; числа ударов n обмотки наибольшим давлением; марки и плотности электрокартона, примененного для изготовления прокладок $\gamma_{ЭК}$.

Важно также исследовать форму воздействий. Учитывая значительные трудности создания сил, подобных приведенным на осциллограмме рис. 1,а, исследования проводят при воздействиях типа однократного импульса «нагрузка–разгрузка» длительностью 4–5 с. Примерная форма такого импульса показана на рис. 1,б. Очевидно, что такая нагрузка существенно отличается от реальных сил КЗ, поэтому полученные результаты следует рассматривать только как первое приближение. Можно, однако, предположить, что принятая форма нагрузки создает бóльший импульс силы и является более тяжелой, чем при воздействии сил КЗ с той же амплитудой $\sigma_{уд}$. Поэтому потери прессовки в наших опытах будут несколько больше.

Диапазон изменения переменных выбран с учетом расчетных значений осевых усилий в обмотках трансформаторов мощностью примерно до 400 МВ·А. В частности, исследования выполнялись при значениях $\sigma_{0н}$ в диапазоне от 4 до 12 МПа, $\sigma_{уд}$ от 8 до 24 МПа и числе ударов n от 1 до 1000. Сочетания параметров, при которых проводились эксперименты, даны в табл. 1. При изготовлении экспериментальных обмоток применялись два вида электрокартона: марки Б по ГОСТ 4194 с объемной массой $\gamma_{ЭК} = 1,03 \div 1,07$ г/см³ (обычный картон) и марки Б после вальцевания с объемной массой $\gamma_{ЭК} = 1,25 \div 1,35$ г/см³ (уплотненный картон).

Модели обмоток и методика измерений. Исследование проводилось на опытных непрерывных обмотках высотой около 900 мм и средним

диаметром 500 мм, намотанных из прямоугольного провода марки ПБ 2,44 × 14,5 с толщиной бумажной изоляции на две стороны 1 мм. Каждая обмотка состоит из 32 катушек, равномерно разделенных по высоте каналами шириной 10 мм с прямоугольными прокладками из электрокартона. Всего было изготовлено и исследовано более 20 обмоток.

Все обмотки обрабатывались по следующей технологии: три цикла сжатия давлением 8 МПа; сушка под вакуумом при давлении около 8 МПа; три цикла сжатия давлением 8 МПа; вторая сушка под давлением 8 МПа; пропитка трансформаторным маслом. После термовакуумной обработки обмотка сжималась между прессующими плитами, стянутыми шпильками (рис. 2). Для равномерного распре-

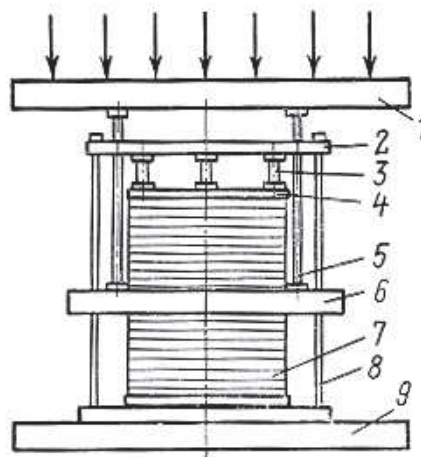


Рис. 2. Схема установки обмотки в прессующих устройствах: 1 — верхняя плита пресса; 2 — прессующие плиты обмотки; 3 — тензометрические стойки; 4 — прессующие кольца; 5 — дополнительные стойки; 6 — средняя плита; 7 — обмотка; 8 — нижняя плита пресса; 9 — шпилька для начальной запрессовки

ления сил по окружности на обмотку накладывалось массивное прессующее кольцо. По оси каждого пакета прокладок между кольцом и плитой устанавливались металлические стойки, на которые были наклеены тензорезисторы для измерения сил. Использовались тензорезисторы типа ЭФКТК-10-200°C с сопротивлением около 200 Ом и коэффициентом тензочувствительности 2,25. Каждая стойка предварительно калибровалась на прессе измерителем статических деформаций типа ИСД-3.

Давление начальной прессовки создавалось шпильками, а динамические нагрузки — гидравлическим прессом. Сила удара прикладывалась к середине высоты обмотки, так чтобы в ней были одновременно зоны сжатия и растяжения, как при КЗ. С той же целью в середине высоты каждой обмотки были вмонтированы дополнительные плиты и стойки для передачи усилия от верхней плиты пресса на среднюю плиту¹.

Измерения силы прессовки проводились после установки обмотки на прессе и выполнения заданного числа ударов обмотки по средней плите. Давления в обмотке вычислялись по измеренной силе и известной площади прокладок.

Результаты исследований. Результаты измерения силы прессовки обмоток при циклических нагрузках с амплитудой 24 МПа, выполненные для двух видов электрокартона, показаны на рис. 3. Наибольшее ослабление прессовки обмотки происходит при первых 5–10 ударах, кривые имеют экспоненциальный характер. В диапазоне $n = 0 \div 40$ потеря прессовки картона достигает 70% начального значения для обычного марки Б и 40% — для уплотненного. При числе ударов $n = 40 \div 1000$ потеря прессовки находится в диапазоне 5%, т.е. в пределах погрешности измерений.

Пример, показанный на рис. 3, — один из наиболее тяжелых случаев, когда многократные ударные давления в шесть и более раз превышают

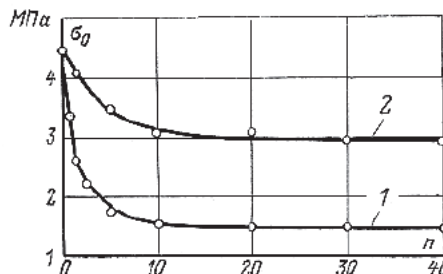


Рис. 3. Изменения усилий прессовки обмоток во время приложения ударных нагрузок с амплитудой $\sigma_{уд} = 24$ МПа при $\sigma_{0н} = 4-5$ МПа: 1 — картон марки Б по ГОСТ 4194-64 обычный; 2 — то же, уплотненный

давление прессовки. Этот пример наглядно показывает опасность многократных воздействий и существенные преимущества применения уплотненных картонов. Результаты измерения усилий прессовки для других сочетаний параметров и применения уплотненного картона даны в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что наибольшая потеря прессовки соответствует наибольшим ударным давлениям и даже при весьма высоких давлениях начальной прессовки ($\sigma_{0н} = 10 \div 11$ МПа) достигает 30–40%. Когда амплитуда воздействия превышает давление прессовки не более чем на 2,5 МПа, потеря прессовки не превышает 10% и, по-видимому, существенной опасности не представляет. Следует также отметить, что после проведения серии ударов, как правило, обнаруживался некоторый рост силы прессовки во времени. Это объясняется релаксационными свойствами изоляции, а также впитыванием масла в прокладки и бумагу. Такое восстановление силы прессовки достигало 10–12%. Оно имеет важное практическое значение. При определенных соотношениях давления прессовки и ударных давлений, а также применении уплотненных картонов и современной технологии обработки обмоток можно, по-видимому, полностью предотвратить ослабление прессовки

¹ Конструкция модели была предложена А.И. Лурье и Л.И. Мильманом

Таблица 2

Зависимость усилий начальной прессовки обмоток от амплитуды и количества ударов

Амплитуда ударного давления, МПа	Начальное давление прессовки, МПа	Давление прессовки (МПа) после числа ударов						Снижение давления прессовки (%) от начального
		1	5	10	20	30	40	
24	11	7,7	6,74	6,54	6,75	6,66	6,62	40,6
20	8,45	5,75	5,57	5,24	5,2	5,13	5,08	40,0
18	11,35	8,95	9,2	8,4	8,43	7,85	7,9	30,5
16	8,95	7,25	7,0	7,0	6,95	6,55	6,55	27,0
12	5,75	4,65	—	4,5	4,5	4,48	4,48	19,7
10	6,85	5,95	5,8	5,95	5,8	5,6	5,65	17,5
8	5,45	5,35	5,3	5,1	5,05	5,05	5,02	9,0
10	7,85	7,8	7,7	7,5	7,25	7,4	7,25	7,6
6	5,25	4,93	4,9	4,9	4,87	4,87	4,85	7,6

при любом числе ударных воздействий.

Зависимости потери прессовки от амплитуды и числа ударов для обычного и уплотненного картонов марки В при $\sigma_{0н} = 4 \div 6$ МПа показаны на рис. 4. Аналогичные зависимости были получены для других значений начальной прессовки и позволяют достаточно просто учесть потерю прессовки в практических расчетах трансформаторов.

Использование результатов исследований. Потерю прессовки при динамических воздействиях необходимо учитывать уже на стадии проектирования трансформатора. Если в результате расчета осевых сил КЗ определено некоторое оптимальное или необходимое давление прессовки, которое должно быть в обмотке в момент КЗ [3, 4], то начальное давление прессовки можно ориентировочно вычислить по формуле

$$\sigma_{0н} = \sigma_0(1 + \delta_n),$$

где δ_n — вероятная суммарная потеря прессовки при действии динамических сил за период работы между ревизиями. Значение δ_n определяется по рис. 4, если известно число ударов, имеющих одинаковую амплитуду. Например, для обмотки с расчетным значением $\sigma_0 = 6$ МПа с прокладками из обычного картона, которая до ревизии должна выдержать 40

ударов с амплитудой $\sigma_{уд} = 12$ МПа, необходимо учесть потерю $\delta_n = 23\%$ (рис. 4, а), т.е. обеспечить значение $\sigma_{0н} = 1,23\sigma_0$.

Решение задачи существенно усложняется, если необходимо оце-

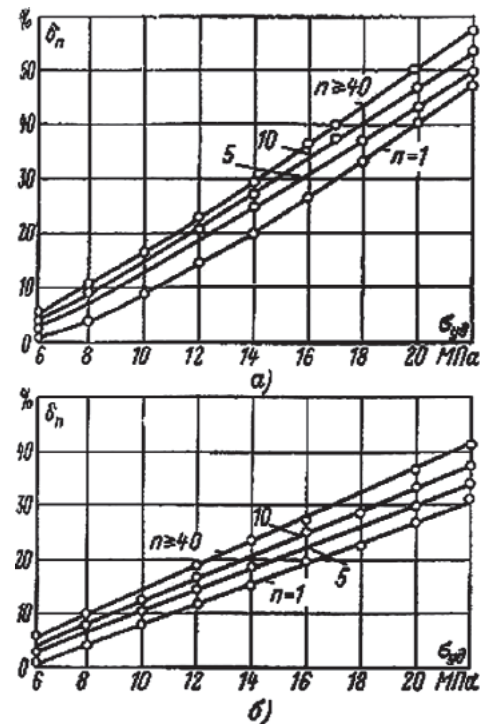


Рис. 4. Зависимость снижения давления прессовки обмотки от амплитуды и числа ударов при $\sigma_{0н} = 4 \div 6$ МПа: а — картон марки В обычный; б — то же, уплотненный

нить суммарный эффект нескольких серий ударов с разной амплитудой. Пусть по условиям работы трансформатор должен выдерживать до ревизии при расчетном значении $\sigma_0 = 4$ МПа: 100 ударов ($n_1 = 100$) с амплитудой $\sigma_{уд1} = 6$ МПа; 20 ударов ($n_2 = 20$) с амплитудой $\sigma_{уд2} = 8$ МПа и 2 удара ($n_3 = 2$) с амплитудой $\sigma_{уд3} = 16$ МПа, причем чередование ударов может быть произвольным. Особенности такой задачи состоят в том, что ослабление прессовки существенно зависит от предыстории работы обмотки. Например, после воздействия двух ударов с амплитудой $\sigma_{уд} = 16$ МПа и снижения прессовки около 30% обмотка не будет чувствительна к более слабым ударам и потеря прессовки от них будет компенсироваться за счет восстановления упругих свойств изоляции и впитывания масла. Использование в этих условиях простого метода наложения может привести к неоправданно большому запасам и утяжелению прессующих конструкций.

Как показали измерения (было проведено два опыта), суммарное снижение прессовки при действии нескольких серий ударов не превышает снижения от одной, наиболее тяжелой серии. Поэтому практически в первом приближении можно определять значения по отдельности для всех серий ударов и выбирать для расчета начальной прессовки наибольшее. В приведенном ранее примере: $\delta_1 = 5\%$, $\delta_2 = 10\%$, $\delta_3 = 29\%$, т.е. начальное давление прессовки должно составлять не менее $1,29\sigma_0$.

Кроме рассмотренного снижения прессовки, вызванного действием динамических сил КЗ, в процессе эксплуатации трансформатора происходит постепенное уменьшение сил прессовки, связанное с релаксацией напряжений в изоляционных материалах. Как показали исследования [5], снижение прессовки за счет релаксации составляет в среднем 15–20% и

также должно учитываться в практических расчетах.

Выводы. 1. Динамические воздействия на обмотку трансформатора при КЗ сопровождаются потерей силы прессовки, которая в наиболее неблагоприятных случаях может достигать 70% начального значения в обмотках с обычным электрокартоном и 40% в обмотках с уплотненным. Поэтому в трансформаторах, предназначенных для работы при частых КЗ, целесообразно применение картонов с повышенной жесткостью либо специальных прессующих устройств, обеспечивающих сохранение силы прессовки.

2. Наибольшая потеря прессовки обмоток происходит при первых пяти ударах силами КЗ, поэтому целесообразно воспроизводить эти воздействия в процессе технологической обработки обмоток при изготовлении.

3. Приведенные результаты исследований позволяют ориентировочно оценить снижение давления прессовки при заданных амплитуде и числе ударов обмотки силами КЗ и соответственно выбрать начальную силу прессовки.

Литература

1. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические свойства трансформаторного электрокартона. Вестник электропромышленности. 1963. № 1.
2. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические характеристики изоляционных материалов обмоток трансформаторов. Электротехника. 1964. № 4.
3. Лурье А.И., Савельев М.П. Расчет осевых усилий трансформаторов на ЦВМ «Минск-22». Электротехническая промышленность. Сер. «Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы». 1971. № 6.
4. Лурье А.И., Савельев М.П. Динамические осевые силы в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 6.
5. Линова Л.С., Соколова Л.И., Булах К.А. Технология обработки обмоток трансформаторов с учетом релаксационных явлений в изоляции. Технология электротехнического производства. 1974. Вып. 4(50).

Об электродинамической стойкости трансформаторов с алюминиевыми обмотками при коротких замыканиях

Зенова В.П., Лурье А.И.

Одной из важнейших задач повышения технико-экономических показателей электротехнического оборудования является экономия дефицитных материалов, в первую очередь цветных и черных металлов.

По ряду причин в настоящее время как в нашей стране, так и за рубежом медь — более дефицитный материал, чем алюминий, причем делаются прогнозы, что и в будущем дефицит меди по сравнению с алюминием будет возрастать. Интересна в этом смысле обобщенная картина изменения цен на медь и алюминий (рис. 1), взятая из [1]. Из-за меньшей тенденции к росту цены алюминия по сравнению с медью применение алюминия вместо меди для обмоток трансформаторов является актуальным.

Проблема массового применения алюминия как обмоточного материала в трансформаторах в нашей стране была поставлена и решена в 60-х годах [2–4]. В настоящее время после решения ряда научных, технологических и производственных вопросов подавляющее большинство силовых трансформаторов мощностью до 16 МВ·А (за исключением специальных трансформаторов) выпускается с обмотками из алюминия. В результате за годы производства этих трансформаторов в стране сэкономлены сотни тысяч тонн меди. При этом трансформаторы из алюминия имеют высокие технико-экономические показатели и эксплуатационную надежность.

За рубежом начало широкого внедрения алюминия в трансформаторах относится к годам второй мировой войны. Известно, что в США фирмой «Вестингауз» выпущен трансформатор мощностью 75 МВ·А, в Швеции — 100 и 250 МВ·А (АСЕА), во

Франции — 40 МВ·А, 150 кВ, в Канаде до 71 МВ·А, 300 кВ, в ЧССР — 63 МВ·А, в ГДР — 40 и 63 МВ·А и т.д. Среди выпущенных за рубежом алюминиевых трансформаторов большой мощности кроме трансформаторов общего назначения есть и специальные трансформаторы для металлургии, электрифицированного транспорта, испытательных стендов. За рубежом постоянно появляются публикации о внедрении алюминия в трансформаторах все больших мощностей [5].

Одной из причин того, что алюминий не применяется в отечественных трансформаторах мощностью более 16 МВ·А, является необоснованное мнение (предубеждение) о недостаточной или по крайней мере меньшей по сравнению с медными трансформаторами электродинамической стойкости алюминиевых трансформаторов [2].

В табл. 1 приведены сравнительные данные алюминия и меди [6–8], показывающие, что все основные механические параметры алюминия намного (до трех раз) хуже, чем у меди.

Если сравнивать прямоугольные провода из меди и алюминия, одинаковые по длине, то для равенства их электрического сопротивления (при 75°C) сечение алюминиевого провода должно быть в $\sqrt{1,61} = 1,27$ раза больше. Если считать, что стороны сечения изменяются в равной степени, то линейные размеры алюминиевого провода будут в 1,27 раза больше. При этом прочность алюминиевого провода по сравнению с медным будет составлять лишь $0,33 \cdot 1,61 = 0,58$ на растяжение и $0,33 \cdot 1,27^3 = 0,68$ на изгиб. Видимо, эти соотношения и являются основой для пессимистического мнения о динамической стой-

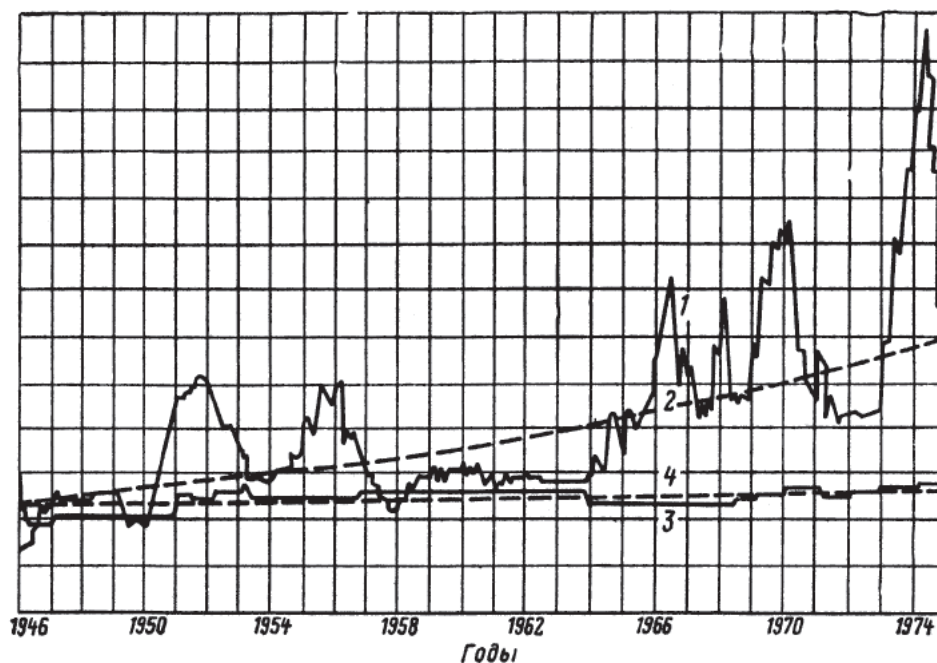


Рис. 1. Изменение цен (1, 3) и тенденция изменений цен (2, 4) за период 1946–1975 гг.: 1, 2 – медь; 3, 4 – алюминий

Таблица 1

Параметр	Алюминий	Медь	Отношение алюминий/медь
Удельное электрическое сопротивление, мкОм·м			
при 20°C	0,0280	0,01724	1,62
при 75°C	0,0344	0,02135	1,61
Плотность, кг/м ³	2700	8900	0,303
Предел прочности на разрыв $\sigma_{пр}$, МПа	80–90	240	0,33–0,37
Допускаемое суммарное напряжение $[\sigma_{\Sigma}]$, МПа			
при 105°C	37	115	0,32
при 140°C	36	109	0,33
Допускаемая составляющая сжатия или растяжения в суммарном напряжении $[\sigma]$, МПа			
при 105°C	27	73	0,37
при 140°C	25	70	0,36
Модуль упругости E , Н/м ²	$0,7 \cdot 10^{11}$	$1,15 \cdot 10^{11}$	0,61
Удельная теплоемкость, Вт·с/(кг·°C)	816	390	2,1
Температура плавления, °C	658	1083	—
Допустимая температура нагрева при КЗ, °C	200	250	—
Цена провода, руб/кг			
обычный	0,83	0,97	0,85
подразделенный	(0,83)	0,97	0,85
транспонированный	—	2,4	—

кости алюминиевых трансформаторов. Но следует сделать и другие оценки. Например, известно, что в трансформаторах мощностью выше 16 МВ·А основным является обеспечение устойчивости обмоток при действии радиальных усилий. Жесткость прямоугольного провода на изгиб, а следовательно, и критическая сила потери устойчивости, пропорциональны произведению модуля упругости на четвертую степень линейного размера (момент инерции сечения). Поэтому для рассматриваемого алюминиевого провода эти параметры в $0,61 \cdot 1,27^4 = 1,58$ раза выше, чем для соответствующего провода из меди.

Естественно, что приведенные грубые оценки являются только иллюстративными, и явно недостаточно считать их основой для серьезных выводов о расширении применения алюминия в трансформаторах.

Были выполнены расчеты конкретных трансформаторов с алюминиевыми обмотками: двухобмоточных мощностью 40 и 125 МВ·А, а также трехобмоточного 40 МВ·А (все трансформаторы класса напряжения 110 кВ). Двухобмоточные трансформаторы 40 и 125 МВ·А сравнивались с соответствующими трансформаторами серии 110 кВ, изготавливаемыми в настоящее время. Трехобмоточный трансформатор сравнивался с новым трансформатором, спроектированным во Всесоюзном институте трансформаторостроения. В этом проекте применен ряд новых конструктивных и технологических решений, благодаря которым трансформатор имеет лучшие технико-экономические показатели по сравнению с изготавливаемым трансформатором. Трансформаторы мощностью 40 МВ·А являются наиболее показательными, по ним можно оценивать параметры трансформаторов 25, 63 и 80 МВ·А. Мощность 125 МВ·А выбрана как предполагаемая границная (по экономическим показателям) для трансформаторов с алюминиевыми обмотками. Диапазон мощностей 25–125 МВ·А — это наиболее массовые трансформаторы, занимающие около одной трети в годовом объеме производства трансформаторов

мощностью от 400 кВ·А и выше (порядка 40 млн. кВ·А) и потребления цветных металлов (порядка 10 тыс. т).

При расчетах исходили из того, что сравниваемые трансформаторы (равной мощности и одного класса напряжения, т.е. при одинаковых изоляционных расстояниях) должны иметь одинаковые параметры XX и КЗ. В трансформаторах с алюминиевыми обмотками применялась сталь той же марки и практически то же значение индукции в стали, что и для сравниваемых трансформаторов с медными обмотками.

Результаты расчетов приведены в табл. 2 и на рис. 2. Как видно из табл. 2, все рассмотренные трансформаторы с алюминиевыми обмотками характеризуются меньшими годовыми затратами и не худшими параметрами, чем трансформаторы с медными обмотками. Следует отметить, что по самому важному параметру — электродинамической стойкости, т.е. устойчивости к сжимающим радиальным силам, трансформаторы с алюминиевыми обмотками имеют больший коэффициент запаса. По другим параметрам для трансформаторов мощностью 40 МВ·А выдерживаются обобщенные в [6] соотношения, которые характерны для освоенных промышленностью трансформаторов с алюминиевыми обмотками мощностью до 16 МВ·А. Для алюминиевого трансформатора мощностью 125 МВ·А эти соотношения другие, так как в отличие от медного в нем принято двойное концентрическое расположение обмоток. На это решение пришлось пойти потому, что по условиям транспортировки невозможно существенно увеличить высоту обмоток. Это привело к ухудшению технико-экономических показателей, однако и при этом трансформатор мощностью 125 МВ·А имеет несколько меньшие годовые затраты.

Для того, чтобы полученный для алюминиевых трансформаторов результат по параметрам электродинамической стойкости не рассматривался как некоторый частный, зависящий от субъективных факторов, проанализируем параметры алюминиевого

Таблица 2

Параметр (<i>П</i>)		Результаты расчета трансформаторов с обмотками из алюминиевого провода			Отношение параметров P_a / P_m						
					В расчете трансформатора			По [6]			
		ТД-40000 110	ТДЦ-125000 110	ТДТН-40000 110	ТД-40000 110	ТДЦ-125000 110	ТДТН-40000 110				
Размеры бака, мм	<i>L</i>	4290	7260	5300	0,99	1,32	1,03	—			
	<i>B</i>	1590	2430	1890	0,99	1,32	1,05	—			
	<i>H</i>	3775	3780	4200	1,25	0,96	1,22	—			
Диаметр стержня, мм		600	800	530	0,9	0,89	0,95	0,9–0,95			
Межосевое расстояние, мм		1230	2145	1355	0,99	1,38	1,04	1,0–1,05			
Высота, мм	обмотки	2250	1950	2770	1,67	1,09	1,41	—			
	окна	2485	2205	3070	1,57	1,08	1,36	1,4–1,5			
	магнитопровода	3645	3670	4090	1,27	0,93	1,22	1,15–1,3			
Число витков в обмотке <i>НН</i>		121	90	89	1,25	1,29	1,11	1,25–1,1			
Плотность тока в обмотках, А/мм ²		<i>НН</i>	1,43	1,08	2,07	0,54	0,44	0,57	0,55–0,6		
		<i>СН</i>	—	—	1,83	—	—	0,57			
		<i>ВН</i>	1,47	1,06(1,13)	1,29	0,54	0,44(0,47)	0,54			
Масса, т	металла обмоток		4,89	19,07	7,86	0,65	1,06	0,61	0,63–0,65		
	электротехнической стали		26,53	52,9	25	1,02	0,89	1,08	около 1,0		
	бака		10,5	15	8,4	1,17	1,43	1,2	—		
	масла		16,7	40	31	1,31	2,16	1,3	—		
Потери КЗ, кВт		166	384,4	194	1,08	1,05	1,01*	1			
Потери ХХ, кВт		41,6	90,4	43,1	0,97	0,89	1,05	1			
$\epsilon_k, \%$		10,2	10,3	10,3	0,96	0,96	1*	1			
Радиальные напряжения	растяжения	$\sigma_{ср}, \text{ МПа}$	<i>ВН</i>	21,1	24	18	0,42	0,4	0,48	0,36–0,4	
			<i>СН</i>	—	—	22,7	—	—	0,45		
		$k_{зап} = \frac{[\sigma]}{\sigma_{ср}}$, отн. ед.	<i>ВН</i>	1,18	1,04	1,39	0,84	0,87	0,74		—
			<i>СН</i>	—	—	1,10	—	—	0,79		—
	сжатия	$[\sigma_{кр}], \text{ МПа}$	<i>НН</i>	19,8	35,1	17,4	0,59	1,12	0,53	—	
			<i>СН</i>	—	—	16,7	—	—	0,58	—	
		$\sigma_{ср}, \text{ МПа}$	<i>НН</i>	13,7	19,8	18,2	0,42	0,42	0,44	—	
			<i>СН</i>	—	—	19,0	—	—	0,45	—	
		$k_{зап} = \frac{[\sigma_{кр}]}{\sigma_{ср}}$, отн. ед.	<i>НН</i>	1,45	1,77	0,96	1,41	2,68	1,21	—	
			<i>СН</i>	—	—	0,88	—	—	1,29	—	
Суммарная сила осевой прессовки обмоток, кН		784	—	—	1,0	—	—	—			
Годовые затраты, тыс. руб.		20,9	54,9	23,0	0,89	0,91	0,966	—			

* В режиме *СН–ВН*.

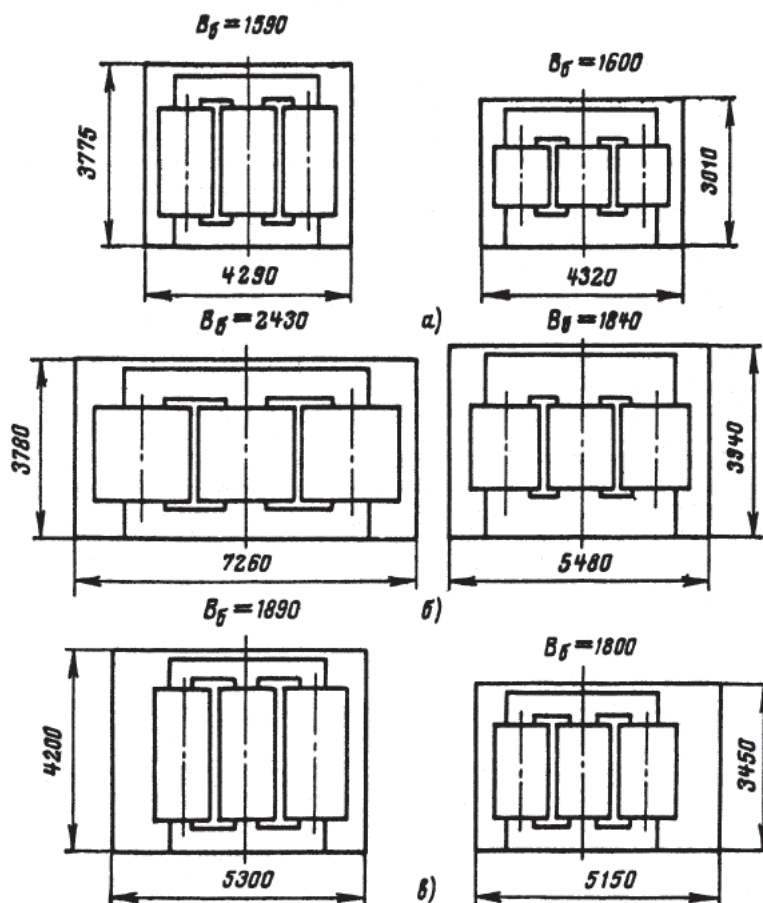


Рис. 2. Сравнение размеров алюминиевых (слева) и медных (справа) трансформаторов класса напряжения 110 кВ ($B_г$ — ширина бака): а — двухобмоточный мощностью 40 МВ·А; б — двухобмоточный мощностью 125 МВ·А; в — трехобмоточный мощностью 40 МВ·А с РПН

трансформатора, определяющие его электродинамическую стойкость, в более общем виде.

На основании проведенных расчетов, а также с учетом [5] примем однозначные соотношения основных параметров: $w_a = 1,2w_M$; $\Delta_a = 0,55\Delta_M$; $H_a = 1,55H_M$; $a_a = 1,25a_M$; $a_{p,a} = 1,15a_{p,M}$; $D_a = 0,95D_M$ (табл. 3). Для упрощения считаем также, что для сравниваемых трансформаторов одинаковы пролеты между столбами прокладок $l_a = l_M$, ширина прокладок и коэффициенты магнитного поля (типа коэффициентов Роговского) $\rho_a = \rho_M$.

Магнитная индукция в канале рассеяния $B = \mu_0 I w \rho / H$ для алюминиевого трансформатора:

$$B_a = B_M w_a / H_a = B_M \cdot 1,2 / 1,55 = 0,78 B_M,$$

а магнитный поток рассеяния:

$$\Phi_a = \Phi_M \cdot 0,95 \cdot 1,15 \cdot 0,78 = 0,85 \Phi_M.$$

Осевая сила $P \approx I w \Phi$ для алюминиевого трансформатора оказывается такой же, как и для медного:

$$P_a = P_M \cdot 1,2 \cdot 0,85 \approx P_M.$$

Однако максимальное осевое давление на провода и изоляцию $\sigma \approx \frac{P}{(\pi D a)}$ меньше для алюминиевого

трансформатора, так как при одинаковых пролетах в обмотках и ширине прокладок и при большем радиальном размере обмотки из алюминия

$$\begin{aligned} \sigma_{\max a} &= \sigma_{\max M} (0,95 \cdot 1,25) = \\ &= 0,85 \sigma_{\max M}. \end{aligned}$$

Если принять соотношение толщины и высоты провода в сечении одинаковым для алюминиевых и медных обмоток, то следует принять равными и допускаемые давления $[\sigma_{\max}]$ [9]. Тогда запас по устойчивости на полегание проводов от осевых сил оказывается для алюминиевого трансформатора больше, чем для медного:

$$k_{\text{зап.ос.а}} = \frac{[\sigma_{\max}]_a}{\sigma_{\max a}} = k_{\text{зап.ос.м}} \frac{1}{0,85} = 1,2 k_{\text{зап.ос.м}}$$

Максимальное напряжение изгиба в проводах от осевых усилий (в середине пролета) оценивается по формуле

$$\sigma_{\text{ос}} \equiv \frac{B \Delta b h l^2}{b h^2} = \frac{B \Delta l^2}{h},$$

где b и h размеры проводов в сечении.

По условиям изгиба провода при намотке и по условию равенства коэффициента добавочных потерь в обмотках увеличение размеров алюминиевого провода по сравнению с медным можно принять равным 1,3.

Тогда

$$\sigma_{\text{ос.а}} = \sigma_{\text{ос.м}} \frac{0,78 \cdot 0,55}{1,3} = 0,33 \sigma_{\text{ос.м}}$$

Так как допускаемое напряжение изгиба для алюминия составляет 33% допускаемого напряжения для меди (табл. 1), то запасы по напряжению изгиба в алюминиевой и медной обмотках примерно одинаковы. Для алюминиевых обмоток этот запас может быть больше, поскольку сниженный в них удельный тепловой поток позволяет уменьшить пролеты между столбами прокладок без повышения перегревов.

Среднее напряжение сжатия (растяжения) в обмотках оцениваем по формуле

$$\sigma_{\text{ср}} \equiv w D \Delta / H.$$

Получаем:

$$\sigma_{\text{ср.а}} = \sigma_{\text{ср.м}} \cdot 1,2 \cdot 0,95 \cdot 0,55 / 1,55 = 0,4 \sigma_{\text{ср.м}}$$

Так как для алюминия допускаемое напряжение в три раза меньше,

чем для меди, то запас по прочности алюминиевых обмоток на растяжение под действием радиальных сил будет меньше, чем медных обмоток:

$$k_{\text{зап.раст.а}} = k_{\text{зап.раст.м}} \cdot 0,33 / 0,4 = 0,82 k_{\text{зап.раст.м}}$$

Таким образом, обеспечение условия прочности для алюминиевых трансформаторов несколько хуже, чем для медных. Однако при расчетах трансформаторов мощностью 40 и 125 МВ·А, в которых абсолютные значения среднего напряжения растяжения малы, затруднений с обеспечением условия прочности на растяжение не было.

Наибольший интерес представляет сравнение критического напряжения потери устойчивости под действием радиальных сжимающих усилий, которое определяется по экспериментальной формуле [10]:

$$[\sigma_{\text{кр}}] = k_1 k_2 k_3 D (1 + k_4 b) k_5,$$

где k_1 , k_3 , k_4 и k_5 — коэффициенты, зависящие от осевого давления, расстояний между центрами столбцов прокладок и опорных реек, высоты провода.

Коэффициенты k_1 , k_3 и k_4 можно считать одинаковыми для алюминиевых и медных обмоток, а $k_{2a} = 0,6 k_{2m}$.

В широком диапазоне размеров провода можно считать:

$$\frac{(1 + k_{4a} b) k_{5a}}{(1 + k_{4m} b) k_{5m}} = 0,9.$$

Тогда получаем:

$$[\sigma_{\text{кр}}]_a = [\sigma_{\text{кр}}]_m \cdot 0,6 \cdot 0,95 \cdot 0,9 = 0,52 \cdot [\sigma_{\text{кр}}]_m$$

Для сравнения удобно рассмотреть коэффициенты запаса

$$k_{\text{зап.уст}} = [\sigma_{\text{кр}}] / \sigma_{\text{ср}}$$

В итоге

$$k_{\text{зап.уст.а}} = k_{\text{зап.уст.м}} \cdot \frac{0,52}{0,4} = 1,3 k_{\text{зап.уст.м}}$$

Этот результат свидетельствует о том, что обеспечить устойчивость

Таблица 3

Параметры (Π)		Отношение параметров Π_a / Π_m
Геометрические размеры	Диаметр стержня магнитной системы d	0,9–0,95
	Длина стержня l	1,4–1,5
	Расстояние между осями стержней c	1,0–1,05
	Высота магнитопровода H_c	1,15–1,3
	Высота обмотки H	1,7
	Радиальный размер обмотки a	1,1–1,45
	Размер приведенного канала рассеяния a_p	1,15
	Диаметр обмоток D	0,95–1,0
Масса	металла обмоток, Δ	0,63–0,65
	стали магнитопровода $G_{ст}$	1
	масла G_m бака G_b	1,3 1,2
Электромагнитные нагрузки	Плотность тока в обмотках, Δ	0,55–0,6
	Плотность теплового потока q	0,6–0,7
	Индукция поля рассеяния B	0,7–0,8
	Магнитный поток рассеяния Φ_p	0,7–0,85
	Ток провода $I_{пр}$	0,7–1,2
	Общая теплоемкость обмоток $C_{обм}$ Добавочные потери в баке Π_b	1,3 0,8–1,2
Механические нагрузки	Осевая сила КЗ P	0,8–1,05
	Наибольшее осевое давление на провод и изоляцию σ_{max}	0,6–0,9
	Допускаемое наибольшее осевое давление [σ_{max}]	1
	Напряжение изгиба от осевых сил $\sigma_{ос}$	0,25–0,45
	Среднее напряжение сжатия (растяжения) от радиальных сил $\sigma_{ср}$ Критическое напряжение по условиям радиальной устойчивости [$\sigma_{кр}$]	0,35–0,5 0,5–0,55
Коэффициенты запаса	по осевому давлению $k_{зап.ос}$	1,1–1,7
	по напряжению изгиба $k_{зап.ос.изг}$	0,7–1,3
	по напряжению растяжения от радиальных сил $k_{зап.раст}$	0,7–1
	по критическому напряжению радиальной устойчивости $k_{зап.уст}$	1,0–1,5

сжимаемых радиальными силами обмоток из алюминия оказывается не труднее, а в ряде случаев даже легче, чем из меди.

Естественно, что соотношения основных параметров трансформаторов с алюминиевыми и медными обмотками не могут быть определены строго однозначно, как это сделано в предыдущем рассмотрении, поэтому фактические значения сравнительных параметров будут изменяться в некоторых пределах. Наиболее вероятные, предельные значения этих соотношений даны в табл. 3.

Таким образом, проведенные расчеты конкретных трансформаторов

подтверждаются и упрощенным сравнительным анализом обобщенных параметров. Имеющееся до сего времени мнение о недостаточной и худшей, чем для медных, электродинамической стойкости алюминиевых трансформаторов связано с многолетними устоявшимися предубеждениями, не подкрепленными ни расчетами трансформаторов, ни качественным анализом соотношений параметров сравниваемых трансформаторов.

Следует упомянуть, что в алюминиевых трансформаторах вопросы добавочных потерь в обмотках и элементах конструкции решаются не хуже, чем в медных. Из-за увеличения

объема проводника в алюминиевых трансформаторах снижается удельный тепловой поток, из-за большей теплоемкости алюминия и увеличения объема трансформатора общая теплоемкость увеличивается на 35%.

Стоимость активных материалов в трансформаторах из алюминия существенно ниже, так как масса алюминия на 35% меньше массы меди, а цена алюминия меньше цены меди примерно на 10%. Конструктивных материалов и масла в этих трансформаторах больше на 25–30% из-за больших габаритов бака. Различие в стоимости материалов примерно компенсируется. Трудоемкость изготовления обмоток из алюминия, и меди, по-видимому, будет одинаковой; алюминиевые обмотки имеют большую высоту и число витков, но меньшую массу и диаметр.

В итоге следует сделать заключение о том, что для трансформаторов мощностью до 125 МВ·А, для которых нет транспортных ограничений, по всем техническим и технико-экономическим показателям нельзя выделить каких-либо «органических» недостатков трансформаторов с обмотками из алюминия по сравнению с аналогичными трансформаторами с обмотками из меди.

Вопрос расширения применения в трансформаторах алюминиевого провода взамен медного заслуживает более подробного рассмотрения, чем в настоящей работе. Прежде всего следует провести оптимизацию конструкций алюминиевых трансформаторов. Для них, так же как и для медных, должны быть рассмотрены вопросы дальнейшего повышения электродинамической стойкости при КЗ, в первую очередь применение упрочненного алюминиевого провода и сплавов [11].

Выводы. 1. Трансформаторы общего назначения мощностью от 16 до 125 МВ·А с алюминиевыми обмотками могут иметь высокие технико-экономические показатели, по крайней мере не хуже, чем трансформаторы с медными обмотками, в том числе по обеспечению электродинамической стойкости при КЗ.

2. Расширение применения алюминия в отечественных трансформаторах классов напряжений 35–220 кВ до мощности 125 МВ·А позволит ежегодно высвобождать дефицитную медь при использовании меньшей массы алюминия и дополнительном вложении конструкционных материалов.

3. Необходимы дополнительные исследования и технико-экономический анализ, однако для применения алюминия в трансформаторах мощностью 25 и 40 МВ·А в настоящее время время технических препятствий не имеется.

Литература

1. *Guzman J.M., Ukibe F.M.* Transformadores con bobinados de aluminio. DYNA, 1976, № 11.
2. *Басс М.А.* Применение алюминия в трансформаторах. В кн.: Трансформаторостроение. М.: ЦИНТИ электротехнической промышленности и приборостроения. 1961.
3. *Бабис Р.С.* Новые серии трансформаторов 3 и 4-го габарита, напряжением до 35 кВ. В кн.: Трансформаторостроение. М.: ЦИНТИ электротехнической промышленности и приборостроения. 1961.
4. *Басс М.А.* Новые серии трансформаторов III габарита напряжением до 35 кВ. В кн.: Докл. научно-техн. конф. «Современное состояние отечественного трансформаторостроения и перспективы его развития». М.: ВНИИЭМ. 1966.
5. *Salomons S.H.* Transformers with aluminium windings. The Electrical Engineer. 1978. № 4.
6. *Тихомиров П.М.* Расчет трансформаторов. М.: Энергия. 1976.
7. *Ейльман Л.С.* Проводниковые материалы в электротехнике. М.: Энергия. 1974.
8. *Мильман Л.И., Лурье А.И.* Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек. — Электричество. 1971. № 9.
9. *Лурье А.И.* Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.
10. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1975. № 4.
11. *Воронцова Л.А., Мильман Л.И.* Динамическая устойчивость обмоток трансформаторов из алюминиевого сплава АЕ-1. Электротехника. 1966. № 10.

Использование моделей для оценки радиальной устойчивости сжимаемых обмоток трансформаторов

Зенова В.П., Мильман Л.И.

Динамические испытания прототипов обмоток в специальных электромагнитных устройствах [1] продолжают оставаться удобным и достаточно надежным методом определения устойчивости сжимаемых обмоток трансформаторов при КЗ.

Анализ опыта эксплуатации трансформаторов не дает полной информации об устойчивости сжимаемых обмоток, так как в большинстве случаев значения установившихся токов КЗ, не говоря уже об их максимальных (ударных) значениях, остаются неизвестными. Кроме того, отсутствие надежных методов индикации повреждений обмоток трансформаторов в эксплуатации часто не позволяет даже установить ток КЗ, при котором произошла потеря устойчивости [2, 3].

Испытания на стойкость при КЗ обязательны для силовых трансформаторов общего назначения мощностью до 80 МВ·А включительно (ГОСТ 11677-75). Трансформаторы большей мощности в СССР пока не испытывались, в других странах испытания крупных трансформаторов проводятся крайне редко ввиду больших трудоемкости и стоимости. Трансформаторы предельных мощностей вообще не могут быть испытаны даже на наиболее мощных существующих стендах. Динамические испытания, позволяя определить стойкость трансформатора при КЗ, не всегда дают ясное представление о причинах разрушения, а их результаты не могут быть в полной мере использованы при создании трансформаторов других типов без дополнительных экспериментальных исследований.

Роль и значение испытаний прототипов для трансформаторов разных мощностей неодинаковы: если транс-

форматор подвергается испытаниям, то прототипы являются важным дополнительным средством проверки динамической стойкости в процессе проектирования; для крупных трансформаторов испытания прототипов являются практически единственным источником экспериментальных данных по устойчивости сжимаемых обмоток.

Использование прототипов позволяет одновременно исследовать несколько вариантов исполнения обмотки и выбирать наиболее рациональную конструкцию; более четко определять момент начала разрушения благодаря испытанию нескольких одинаковых прототипов и осмотра их после каждого опыта, что практически неосуществимо при испытаниях трансформаторов; более достоверно установить влияние на устойчивость отдельных конструктивных и технологических факторов; снизить стоимость испытаний и расход активных материалов.

До настоящего времени наиболее широко проводились испытания прототипов, высота которых не превышала 10% высоты обмотки-оригинала. К недостаткам этих испытаний следует отнести некоторые различия в условиях работы и конструкции прототипа по сравнению с обмоткой трансформатора; давление осевого сжатия в прокладках прототипа при испытаниях остается почти неизменным, а в обмотке трансформатора — меняется во времени по сложному закону, зависящему от уровня прессы, значения электромагнитных сил и собственной частоты осевых колебаний обмотки; при испытаниях прототипов не воспроизводится известное неравномерное распределение давлений осевого сжатия по столбам прокладок, возникающее в об-

мотке из-за неравномерного распределения усилия запрессовки и осевых электромагнитных сил по периметру; характер взаимодействия между прототипом и опорами по его внутреннему периметру может отличаться от такового между обмоткой-оригиналом и ее опорами; прототипы испытывались без масла в ненагретом состоянии (при температуре окружающего воздуха); из-за небольшой высоты прототипов отводы и переходы в них приходится иногда выполнять иначе, чем в обмотке-оригинале, по этой же причине может отличаться технология изготовления обмотки и ее прототипа.

Первый недостаток может быть ликвидирован путем увеличения высоты прототипа, т.е. перехода к так называемой 50%-ной модели. Смоделировать неравномерное распределение давления осевого сжатия по столбам прокладок и характер взаимодействия с опорами принципиально возможно, но для этого необходимо иметь обширный статистический материал по трансформаторам различных исполнений. Влияние температуры и масла не представляется решающим, однако для окончательного выяснения этого вопроса нужны конкретные экспериментальные данные.

Несмотря на отмеченные недостатки, испытания прототипов обеспечивают лучшее качество проектирования и большую точность определения критических нагрузок, которую нельзя достигнуть, основываясь только на существующих расчетных формулах [4].

Оценка устойчивости обмоток трансформатора включает в себя следующие этапы: подготовительный; проектирование и изготовление прототипов; испытания прототипов; анализ результатов испытаний и составление заключения по устойчивости обмоток.

На первом этапе проводится анализ конструкции трансформатора, возможных режимов КЗ, выявляются обмотки, находящиеся под действием сжимающих радиальных усилий, устанавливаются наиболее тяжелые

для этих обмоток режимы КЗ. Для каждого типа катушек рассматриваемых обмоток определяется катушка с наибольшим значением среднего напряжения (с указанием значения давления осевого сжатия в прилегающих к ней прокладках) и катушка с наименьшим значением давления в прилегающих к ней прокладках (с указанием значения среднего напряжения). Это необходимо для определения условий испытаний и для того, чтобы при проектировании предусмотреть возможность создания в прототипах не только расчетного среднего напряжения, но и доведения их до разрушения. Сравнивая конструкции различных катушек, действующие в них средние напряжения и значения давления в прилегающих прокладках, определяют минимальное число типов катушек, для которых необходимы испытания прототипов.

Количество прототипов выбирается в соответствии с намечаемой программой исследований так, чтобы в одних и тех же условиях можно было испытать несколько одинаковых прототипов. Последнее требование учитывает возможный разброс экспериментальных данных.

Методика испытаний прототипов в достаточной мере описана в [1]. Необходимы дальнейшие исследования по уточнению методики, особенно для установления количественных критериев начала повреждения и согласования с методикой динамических испытаний трансформаторов. В дальнейшем также потребуется стандартизация методов испытаний прототипов.

Среднее напряжение в прототипе при испытаниях определяется по измеренному ударному току прототипа и измеренному или рассчитанному значению осевой составляющей индукции. С учетом отличий испытанных прототипов от катушек обмотки-оригинала по геометрическим размерам и значениям давления осевого сжатия в прокладках пересчетом по эмпирической формуле [4] определя-

ется напряжение начального повреждения катушек обмотки-оригинала.

При авариях в эксплуатации и динамических испытаниях температура обмоток трансформатора в момент КЗ бывает, как правило, выше температуры прототипа. С ростом температуры механические характеристики проводникового материала снижаются [5, 6], поэтому определенные экспериментально напряжения начального повреждения прототипов должны быть соответственно уменьшены.

Скорректированные значения напряжений начального повреждения сопоставляются со средними напряжениями в катушках обмотки трансформатора, после чего составляется заключение о динамической устойчивости рассматриваемой обмотки и, при необходимости, выдаются рекомендации по изменению конструкции.

В качестве примера рассмотрим использование прототипов для оценки радиальной устойчивости одного из вариантов конструкции трехобмоточного трансформатора мощностью 40 МВ·А на 110 кВ. Основная цель исследований — экспериментальное определение напряжений разрушения сжимаемых радиальными усилиями обмоток НН и СН трансформатора и сравнение результатов испытаний прототипов с результатами динамических испытаний трансформатора. Наряду с этим изучалось влияние числа опор по внутреннему периметру обмотки, давления осевого сжатия в прокладках, ширины прокладок, числа катушек прототипа и других факторов.

Анализ результатов расчета трансформатора показал, что наиболее тяжелыми по радиальной устойчивости обмоток НН и СН являются соответственно режимы НН–СН, КЗ на НН и СН–ВН, КЗ на СН.

Каждая из рассматриваемых обмоток состоит из катушек одного типа. В соответствии с указанными выше требованиями при испытаниях прототипов необходимо имитировать условия работы как средних по

высоте обмоток трансформатора катушек с наибольшими средними напряжениями сжатия, так и торцевых катушек, в которых эти напряжения значительно меньше, но одновременно мало давление осевого сжатия в прокладках.

Основные конструктивные параметры обмоток и их прототипов приведены в табл. 1. В отличие от катушек обмоток-оригиналов прототипы имели увеличенный средний диаметр, что вызвано конструктивными особенностями магнитной системы используемого устройства [1]. Прототипы обмотки НН расклинивались относительно специального разрезного стального диска [1], имитирующего в механическом отношении стержень магнитопровода трансформатора, обмотки СН — относительно прототипов обмотки НН. Результаты испытаний сведены в табл. 2 и 3, где указаны средние напряжения сжатия, напряжения начального повреждения σ , давления осевого сжатия в прокладках σ_0 и число опор по внутреннему периметру при испытаниях (количество прокладок при испытаниях — 20, если не оговорено иначе). Температура окружающего воздуха при испытаниях составляла в среднем 20°С.

Как видно из табл. 2, у прототипов обмотки НН при числе опор 20 и 40 и осевом давлении в прокладках 3–6 МПа начальные повреждения возникают при средних напряжениях 43–61 МПа. При отсутствии опор и тех же значениях осевого давления напряжение начального повреждения составляет около 38–46 МПа, при отсутствии опор и осевого давления — около 14–16 МПа. Из табл. 2 также следует, что при одинаковых условиях результаты испытания прототипов с 4 и 8 катушками практически совпадают.

В прототипах обмотки СН при отсутствии опор и давлении осевого сжатия в прокладках 3–7 МПа начальные повреждения появились при средних напряжениях сжатия 32–40 МПа, а при отсутствии давления напряжение начального повреж-

Таблица 1

Основные конструктивные данные обмоток НН и СН и их прототипов

Обмотка (прототип)	Номер комплекта	Число витков (катушек) по высоте	Ширина прокладки (рейки), мм	Количество прокладок (реек) при намотке	Радиальный размер, мм	Средний радиус, мм	Тип обмотки	Размер провода, мм
НН	—	60	40(18)	20 (40)	59,5	387	Двухзаходная винтовая	$\frac{2,44 \times 8,6}{2,99 \times 9,15}$
Прототип НН	I	4	50 (30)	20 (20)	56,5	428	Непрерывная	$\frac{2,44 \times 8,6}{2,99 \times 9,15}$
	II	8	50 (30)	20 (20)	56,5	428		
	III	4	40 (18)	20 (40)	56,5	428		
	IV	8	40 (18)	20 (40)	56,5	428		
	V	4	50 (18)	40 (40)	56,5	428	Однозаходная винтовая*	
	VI	4	50 (18)	20 (20)	55	437	Непрерывная	
СН	—	$44 \times 2 = 88$	50 (30)	20 (20)	56,5	486	Непрерывная	$\frac{3,05 \times 11,6}{3,6 \times 12,15}$
Прототип СН	I	4	50 (30)	20 (20)	56,5	525		
	II	4	40 (18)	20 (40)	56,5	525		

* Последовательное соединение параллелей (равномерное распределение тока по параллелям) обеспечивается перепайкой

Значения средних напряжений сжатия при испытаниях прототипов обмотки НН и напряжений начального повреждения s в двухобмоточном режиме КЗ на НН

Комплект	Номер образца	Число опор	σ_0 , МПа	Среднее напряжение сжатия, МПа							σ , МПа
I	1	40	6	13	20	28	41	54	61*	73*	61
	2	20	6	28	41	57*	64*				57
	3	20	3	27	37	50*	56*				50
	4	20	менее 0,8	23	33	43*					около 38
II	1	40	6	27	38	48	58*	67*			58
	2	20	6	17	26	38	49*	55*			49
	3	0	6	30	41	46	46*	46*			46
III	1	0	менее 1	12	16	18	28*				около 23
	2	0	3	21	32	38*	45*				38
	3	0	6	37	44*	50*					44
	4	0	0	9	12	16*	20*				16
IV	1	0	6	27	36	41	52*	15*	17*		около 45
	2	0	0	6	8	10	12				15
	3	0	8	17	22	30	32				38*
V	1**	40	3	20	23	29	44	55	67		—
	2	20	0	32	42	54					—
	3	0	6	32	43	55*					около 56
	4	0	6	32	36	42*	47*				42
VI	1	20	6	36	49*	45*	49*	42	45	50*	около 43
	2	0	6	38	43	32	38				45
	3	0	6	16	21	16	19*				около 45
	4	0	0	9	12	13	14*				16
	5	0	0	10	12						14

* Отмечены повреждения

** Количество прокладок 40

Таблица 3

**Значения средних напряжений сжатия при испытаниях прототипов обмотки СН
и напряжений начального повреждения s в двухобмоточном режиме ВН–СН,
КЗ на СН**

Ком-плект	Номер образца	Число опор	σ_0 , МПа	Среднее напряжение сжатия, МПа									σ
				28	28	28	28	28	32*	36*	43*		
I	1	0	7	28	28	28	28	28	32*	36*	43*	32	
	2	0	7	32	37*	40*						37	
	3	0	3	20	28	33	38	44*				около 40	
	4	0	3	32	34*	39*						34	
	5	20	7	28	34	39	45*	45*				45	
	6	20	7	15	17	31	37	42*				42	
II	1	0	3	17	25	36*	40*					36	
	2	0	3	28	35*	38*						35	
	3	0	0	11	14	17	20**					17	
	4	0	0	16	19*	19**						16	
	5	0	1	19	22	26	30	35*	38**			35	
	6	40	7	19	27	36	36	36	57	36	47*	около 40	

* Отмечены повреждения.

** Значительная деформация.

дения было равно примерно 17 МПа (табл. 3).

Итак, давление осевого сжатия оказывает существенное влияние на напряжение начального повреждения [4], особенно при отсутствии опор: при давлениях более 3 МПа оно в среднем в 2–2,5 раза выше, чем при нулевом давлении. Если прототип имеет в радиальном направлении опоры, то влияние давления на напряжение начального повреждения оказывается слабее.

Изменение ширины прокладок на 25% при прочих равных условиях мало отразилось на значениях напряжения начального повреждения.

Проведя по [4] корректировку, связанную с различием средних диаметров обмоток и их прототипов, получим напряжения (табл. 4), принимаемые за напряжения начального повреждения соответствующих катушек обмоток НН и СН. Эти значения следует учитывать при проектировании трансформатора.

Таблица 4

**Значения напряжения начального повреждения s прототипов и катушек
обмотки-оригинала по результатам испытаний прототипов, МПа**

Обмотка	Число опор	σ_0 , МПа	σ	
			Прототип	Катушка обмотки-оригинала*
НН	20	6	43–57	40–52
		3	50	46
	0	6	38–46	35–42
		3	38	35
		0	14–16	13–15
СН	20	7	40–45	37–42
		7	32–37	30–34
	0	3	34–40	32–37
		0	16–17	15–16

* Пересчет результатов испытания прототипов с учетом поправки на разницу диаметров (0,9 для обмотки НН, 0,92 для обмотки СН).

При оценке устойчивости обмоток НН и СН использовались результаты испытаний прототипов без опор, так как в рассматриваемом варианте конструкции трансформатора не были предусмотрены специальные конструктивные и технологические меры по обеспечению надежной опоры для этих обмоток.

Динамические испытания трансформатора проводились пофазно*. Фаза А испытывалась в двухобмоточном режиме НН–СН, КЗ на СН. После разборки было установлено, что обмотка НН потеряла устойчивость на четырех образующих со стороны отводов ВН вдоль всей высоты обмотки (сильные разрушения), а также со стороны отводов СН–НН вдоль верхней трети высоты обмотки (начальная стадия разрушения). По степени и характеру повреждения можно считать, что потеря устойчивости началась в катушках на верхнем торце обмотки НН при средних напряжениях сжатия 15–16 МПа (в средних по высоте обмотки катушках напряжение при этом составляло 25–27 МПа). В этих катушках в момент действия ударного тока КЗ расчетное давление осевого сжатия в прокладках было незначительным.

Фаза В испытывалась в трехобмоточном режиме НН–СН–ВН при замкнутых накоротко обмотках НН и ВН.

После разборки отмечена потеря устойчивости обмотки НН на одной образующей со стороны отводов НН–СН вдоль трети высоты обмотки, а также на одной образующей в межфазном промежутке со стороны отводов ВН вдоль 1/5 высоты обмотки сверху. Так же как и для фазы А, в верхних катушках обмотки НН, с которых началось разрушение, расчетное давление в прокладках было незначительным. Верхние торцевые катушки начали терять устойчивость при средних напряжениях меньше

20 МПа, что согласуется с результатами испытаний фазы А.

Таблица 5

Предполагаемые значения напряжения разрушения обмоток при динамических испытаниях трансформатора

Обмотка	Положение катушки по высоте обмотки	Напряжение разрушения, МПа
НН	в середине на краю	25–27 15–16
СН	в середине на краю	30–35 18–21

Таким образом, самым слабым местом обмотки НН в рассмотренных режимах КЗ оказались верхние торцевые катушки.

Фаза С испытывалась в двухобмоточном режиме СН–ВН, КЗ на ВН. При разборке было обнаружено, что обмотка СН потеряла устойчивость на четырех образующих со стороны отводов НН–СН вдоль всей высоты обмотки, причем особенно велики деформации в средней части обмотки, где действуют наибольшие радиальные усилия, и на двух образующих со стороны отводов ВН соответственно вдоль 1/4 и 3/4 высоты обмотки, считая снизу. В данном режиме расчетное давление осевого сжатия в нижней части обмотки СН было незначительным, отмеченные повреждения свидетельствуют о том, что разрушение обмотки началось с нижних торцевых катушек, при этом средние напряжения в них составляли менее 18–21 МПа.

Потеря устойчивости торцевых катушек приводит к взаимному радиальному и тангенциальному смещениям прокладок в горизонтальных охлаждающих каналах (искривлению столба прокладок), что вызывает падение давления осевого сжатия и соответствующее снижение напряжения

* Испытания проведены в НИЦ ВВА под руководством Ю.С. Конова (НИЦ ВВА) и Е.И. Левицкой (ВЭИ им. В.И. Ленина).

начального повреждения средних катушек обмотки. Именно в силу этих обстоятельств неправомерно сравнение напряжений начального повреждения для средних катушек, полученных при испытаниях прототипов и трансформатора. Сравнение же напряжений начального повреждения торцевых катушек (давление осевого сжатия в прокладках мало) показывает, что значения, полученные при испытаниях прототипов (табл. 4) и трансформатора (табл. 5), весьма близки друг к другу.

В настоящее время объем экспериментальных данных, позволяющих сравнивать результаты испытаний трансформатора и прототипов его обмоток, недостаточен. Необходимо проведение более широких исследований в этом направлении, в первую очередь, для трансформаторов мощностью 10–100 МВ·А.

Выводы. 1. Ввиду ограниченного объема динамических испытаний при разработке трансформаторов большой и предельной мощности необходимо проводить испытания прототипов (10%-ных моделей) обмоток, находящихся под действием сжимающих радиальных усилий. Испытания прототипов дают более достоверные значения критических нагрузок, чем существующие в настоящее время методы расчета.

2. Принятая методика подготовки и проведения испытаний прототипов позволяет не только дать обоснованное заключение об электродинамической стойкости сжимаемых обмоток конкретных типов трансформаторов, но и получить большой объем полез-

ной информации, необходимой для создания теории устойчивости.

3. Электромеханические воздействия, создаваемые при испытаниях прототипов в специальных устройствах, частично отличаются от воздействий, которым подвергаются обмотки трансформаторов при КЗ. Для устранения и учета этих отличий необходимо увеличить высоту прототипов и более широко проводить одно-временные сравнительные испытания трансформаторов и прототипов сжимаемых обмоток, как это было сделано для трансформатора 40 МВ·А, 110 кВ.

Литература

1. Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.
2. Gold S., Nelson P.Q., Rothenbuhler W.N. Short-circuit testing of medium power transformers by Southern California Edison Company. Part I. Test procedures and results. IEEE Trans. PAS. 1974. V. 93. № 2.
3. Nelson P.Q., Phillips C.E. Short-circuit testing of medium power transformers by Southern California Edison Company. Part II. Low voltage impulse measurements. IEEE Trans PAS. 1974. V. 93. № 2.
4. Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И. Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1975. № 4.
5. Зенова В.П., Иванова Н.С., Лурье А.И., Мильман Л.И. Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей. Электричество. 1971. № 10.
6. Torseke L. Short-circuit problems in large transformers. CIGRE. 1962. № 142.

Исследование электродинамической стойкости элементов конструкции трансформаторов при помощи моделирования в устройстве РОСТ-М

Дробышевский А.А., Игонин Г.В., Лурье А.И.

Электродинамическая стойкость при аварийных КЗ в течение многих лет остается одним из самых актуальных вопросов современного трансформаторостроения. В обширной литературе по этому вопросу в основном приводятся результаты исследований электромагнитных и электро-механических процессов в обмотках трансформаторов [1, 2], однако для проектирования трансформаторов в конечном счете необходимо провести расчет всех элементов, подверженных действию сил КЗ и дать оценку их прочности и устойчивости.

Электродинамические силы, действующие при КЗ на элементы конструкции трансформаторов, имеют сложный характер, содержат периодические и аperiodические составляющие, изменяющиеся в переходном процессе (рис. 1).

Оценку прочности конструкции трансформатора проще всего проводить по статической методике, выбирая в качестве расчетного значения амплитуду силы в первый период КЗ.

В действительности кратковременной периодической нагрузке силами КЗ с наибольшей амплитудой $P_{\text{дин}}$ соответствует некоторая эквивалентная статическая сила $P_{\text{ст.э}}$ (рис. 1):

$$P_{\text{ст.э}} = k_p P_{\text{дин}}, \quad (1)$$

где k_p — расчетный коэффициент, введение которого позволяет сохранить удобный для практического применения статический метод расчета прочности элементов конструкции трансформаторов.

Провести строгий расчет прочности с учетом реального изменения сил во времени, либо аналитически определить значение k_p довольно трудно из-за сложности механического расчета в области нелинейных деформаций и отсутствия необходимых механических характеристик конструкционных материалов. Как показали эксперименты, проведенные на трансформаторах при типовых электродинамических испытаниях, традицион-

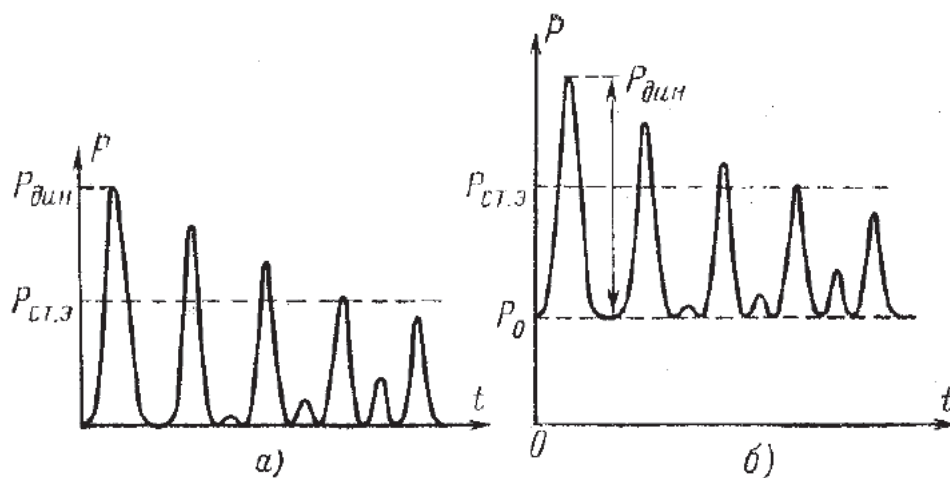


Рис. 1. Изменение во времени электромагнитных сил при отсутствии (а) и наличии (б) начальной пресовки

ные методы статического расчета элементов конструкции по максимальной силе P_{\max} и допустимым напряжениям во многих случаях не точны и могут привести к неоправданно большому расходу материалов.

Для решения задач электродинамической стойкости в последние годы широко применяются устройства, в которых моделируются реальные процессы КЗ для испытания узлов конструкции. Именно по такому пути пришлось пойти при исследовании радиальных усилий [3].

Для исследования особенностей разрушения деталей ударными силами КЗ, изучения характеристик различных материалов в динамическом режиме и испытания элементов конструкции реальных трансформаторов было изготовлено устройство разрушающих осевых сил трансформатора РОСТ-М (рис. 2). Принцип действия устройства РОСТ-М основан на создании больших ударных усилий при взаимном отталкивании силосоздающих обмоток во время прохождения по ним тока.

Устройство РОСТ-М имеет испытательную зону, в которой могут быть установлены образцы с внутренним и внешним диаметрами соответственно 400 и 700 мм и высотой до 150 мм. Наибольшая амплитуда сил, получаемых в устройстве, достигает 1500 кН и достаточна для разрушения многих узлов конструкции трансформаторов.

В отличие от описанных в литературе [1, 4] устройство РОСТ-М по-

зволяет получать осевые силы, превышающие наибольшие силы при КЗ трансформаторов мощностью до 125 МВ·А, а трудоемкость испытаний существенно меньше, чем при испытании реальных трансформаторов или моделей типа однофазных трансформаторов [4].

Для устройства РОСТ-М с помощью ЭВМ была оптимизирована конструкция силосоздающих обмоток, рассчитаны переходные электромагнитные и механические процессы, справедливость расчетов подтверждена экспериментально. Испытания конкретных образцов и сравнение полученных осциллограмм с осциллограммами сил при динамических испытаниях реальных трансформаторов доказали, что в устройстве РОСТ-М моделируются реальные силы КЗ. Точность регистрации динамических сил соответствует точности при стандартных испытаниях реальных трансформаторов. Выявлена возможность путем соответствующего подбора высоты моделей обмоток и массы движущихся частей воспроизводить собственные частоты колебаний обмоток полной высоты.

Статическое нагружение объектов испытаний осуществлялось на гидрпрессе с максимальным усилием 500 кН и регистрацией силы с помощью откалиброванного манометра. Скорость плавного возрастания нагрузки не более 30 кН/мин позволяла считать такое нагружение статическим. Если же на прессе было невоз-

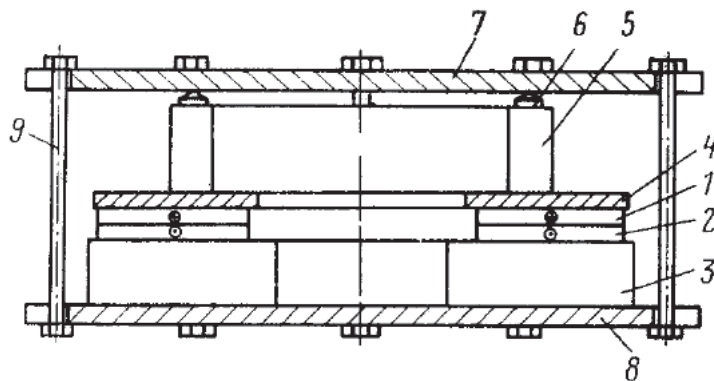


Рис. 2. Конструкция устройства РОСТ-М: 1, 2 — силосоздающие обмотки; 3 — радиально-шихтованная плита; 4 — силопередающая плита; 5 — образец; 6 — датчик силы; 7, 8 — плиты, 9 — шпильки

можно смоделировать механическую схему нагружения, имеющую место в устройстве РОСТ-М, то статическая сила создавалась с помощью того же устройства РОСТ-М путем затягивания гаек на стяжных шпильках.

Динамические нагружения образцов осуществлялись в устройстве РОСТ-М при непосредственном измерении сил тензодатчиками сопротивления.

Экспериментальная часть работы включала изучение механических характеристик образцов материалов при статических и динамических нагрузках и поведения типичных элементов конструкции трансформаторов и элементов конструкции бетонных трансформаторов (прессующих винтов, домкратов, прессующих колец и т.п.), проходивших типовые динамические испытания на стенде ВЭИ имени В.И. Ленина.

В качестве исследуемых материалов были взяты образцы из стали Ст. 3, широко используемой в различных элементах конструкции трансформаторов, и из древесно-слоистых пластиков (ДСП) разных типов, отличающихся направлением слоев волокон шпона. В настоящее время наблюдается тенденция к широкому применению ДСП в качестве конструктивных элементов трансформаторов. Объем и результаты испытаний представлены в табл. 1.

Испытания показали, что характер разрушения образцов при статических и динамических нагрузках одинаков. Установлено, что для стали Ст. 3 и ДСП-Б-Э $k_p = 0,66 \div 0,7$, для стекловолокна $k_p = 0,95$; в некоторых случаях $k_p > 1$ (сжатие образцов из ДСП).

По результатам испытаний можно сделать определенные выводы: коэффициент k_p для изгиба и сжатия различен — при изгибе он всегда меньше, а при сжатии образцов из ДСП, как правило, больше единицы, но в любом случае не равен единице, что свидетельствует о различных пределах прочности при статических и динамических нагрузках и необходимости учитывать характер нагрузки; при изгибе на k_p оказывает также влияние

форма образца; образцы из слоистых пластиков на основе древесины и стекловолокна имеют меньшие k_p , чем образцы из конструкционной стали, и для колец k_p приближается к 0,25. Кроме того, обнаружено, что у слоистых пластиков в случае совпадения направления действия силы с плоскостью слоя образование трещин не приводит к потере прочности образца. Так, стеклопластиковое кольцо после образования трещины выдержало еще полуторакратную перегрузку, продолжая сохранять упругость. Эти характеристики (меньший k_p чем у стали, способность сохранять прочность после образования трещин) слоистых материалов свидетельствуют о необходимости изучать возможность их применения для элементов конструкции, например, прессующих колец.

Исследование особенностей динамического разрушения проведено также для прессующих винтов трех наиболее распространенных диаметров из стали Ст. 3 (табл. 2). Характер их разрушения был одинаков для статики и динамики — потеря устойчивости. Критерием разрушения служило образование стрелы максимального прогиба 1,0–1,5 мм, так как после этого винты уже не выдерживали максимальных нагрузок, а деформации резко увеличивались.

Из полученных значений $P_{дин}$ для расчета k_p выбирался худший случай (меньшее значение $P_{дин}$). Как видно из табл. 2, k_p ни разу не превысил 0,5, поэтому для расчетов прочности винтов принято именно это значение. Совпадение допустимых значений нагрузки на винты, рассчитанных с учетом $k_p = 0,5$, с величинами, принятыми в отраслевой нормативной литературе (рис. 3, где для каждого диаметра винта указаны наименьшие значения величин $P_{дин}$ и $P_{ст}$), свидетельствует о справедливости принятой методики.

Полученные значения k_p (см. табл. 1 и 2) можно рассматривать как предварительные, и только для прессующих винтов ($k_p = 0,5$) их можно уже сейчас рекомендовать использо-

Таблица 1

Результаты экспериментов по разрушению образцов материалов

Материал	Размер образца, мм	Вид нагрузки	Характер разрушения	$P_{\text{расч}},$ кН	Эксперимент				$k_p = \frac{P_{\text{ст.ср}}}{P_{\text{дин}}}$	
					Статика		Динамика			
					Число образцов	$P_{\text{ст.ср}},$ кН	Образец	$P_{\text{дин}},$ кН		
Ст. 3	10×110×150	Изгиб	Остаточный изгиб	24,5	4	29,4	1	44,4	0,66	
Ст. 3	25×50×180						2	43,0		0,68
Стекло-волокно	Кольцо с $D_{\text{ср}} = 500,$ сечение 20×60		Образование трещин	Остаточный изгиб	31,4	4	31,4	1	38,1	
								2	46,7	0,82
								—	1	
Ламипер	Кольцо с $D_{\text{ср}} = 720,$ сечение 85×80	—		1	61,7	1	61,1	1,01		
ДСП-Б-Э	14,5×39×127	—		4	11,4	1	17,2	0,66		
ДСП-А	15×15×22	Сжатие перпендикулярно слоям	Образование трещин	—	3	11,0	1	5,8	1,90	
ДСП-Б	15×15×22						2	7,0	1,58	
							3	9,4	1,17	
ДСП-Б	15×15×22	Сжатие параллельно слоям	Образование трещин	—	3	51,9	1	20,6	2,53	
ДСП-А	15×15×22						2	23,5	2,21	
							3	23,5	2,21	
ДСП-А	15×15×22	Сжатие параллельно слоям	Образование трещин	—	4	8,4	1	9,5	0,89	
ДСП-Б	15×15×22						2	9,9	0,85	
ДСП-Б	15×15×22	Сжатие параллельно слоям	Образование трещин	—	3	41,2	1	20,6	2,0	
							2	23,5	1,75	
							3	23,5	1,75	

Исследование электродинамической стойкости элементов конструкций...

Таблица 2

Результаты экспериментов по разрушению прессующих винтов

Диаметр, мм	Длина, мм	P_p по [5], кН	Эксперимент				$k_p = \frac{P_{ст.сп}}{P_{дин}}$
			Статика		Динамика		
			Число образцов	$P_{ст.сп}$, кН	Образец	$P_{дин}$, кН	
M16	105,4	33,4	3	19,6	1	47,0	0,42
					2	39,2	
M20	111,0	54,2	4	60,8	1	152,9	0,40
					2	147,0	
M27	109,0	88,4	4	91,1	1	181,3	0,50
					2	247,9	

вать при расчетах прочности трансформаторов.

В табл. 3 приведены результаты испытаний элементов прессующей системы трансформатора ТМЗП 1600/10 с облегченной прессующей системой, в котором вместо обычных прессующих колец были применены прессующие сегменты из стали Ст. 3 двух разных исполнений. Вариант 1 — запрессовка обмоток производится четырьмя прессующими сегментами, находящимися под каждым прессующим винтом фазы; вариант 2 — запрессовка обмоток производится двумя прессующими сегментами, общими для двух прессующих винтов (рис. 4).

Как видно из табл. 3, для элементов прессующей системы получено $k_p = 0,54 \div 0,62$, что подтверждает данные табл. 1, где для стали Ст. 3 $k_p < 1$.

На модели РОСТ-М были проведены также испытания моделей катушек обмоток (провод ПБ $\frac{2,44 \times 10}{3,4 \times 10,96}$, $D_{ср} = 500 \div 520$ мм, восемь витков) трансформатора (табл. 4). При испытаниях было зафиксировано полегание проводов, свидетельствующее о разрушении обмоток при статических и динамических нагрузках, значительно превышающих расчетные значения разрушающих нагрузок, определенных по методике [2]. Однако при статических испытаниях модели катушек обмоток выдержали без разрушений нагрузки до 323 кН, что существенно превышает $P_{дин}$. Этот факт можно, вероятно, объяснить тем, что при статических осевых силах, существенно превышающих силы начальной запрессовки обмоток, провода катушек глубоко врезаются в картон-

Таблица 3

Результаты экспериментов по разрушению элементов прессующей системы трансформатора ТМЗП-166/100

Обозначение элемента по рис. 4	Толщина, мм	$P_{ст.сп}$, кН	Образец	$P_{дин}$, кН	$k_p = \frac{P_{ст.сп}}{P_{дин}}$
1	10	18,6	1	31,4	0,59
			2	34,3	
1	16	47	1	75,5	0,62
			2	73,4	
2	16	66,7	1	117,6	0,56
			2	122,5	

Таблица 4

Результаты экспериментов по разрушению моделей катушек трансформаторов

Число прокладок	P_p , кН	$P_{дин}$, кН	$\frac{P_p}{P_{дин}}$
8	102,9	225,4	0,46
8	102,9	232,3	0,44
10	135,2	249,9	0,54
6	76,4	210,7	0,36
6	76,4	205,8	0,37
6	76,4	225,4	0,34

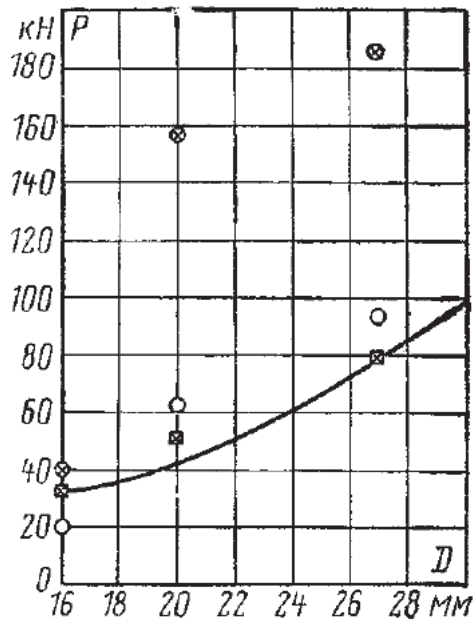


Рис. 3. Зависимость допустимой осевой нагрузки на прессующие винты от их диаметра: — по нормативной литературе; эксперимент: \circ — статическая разрушающая сила; \otimes — динамическая разрушающая сила; \boxtimes — расчетная статическая эквивалентная сила при $k_p = 0,5$

ные прокладки, что затрудняет полегание проводов. При динамических же нагружениях неодинаковая податливость прокладок на разных участках вызывает местные перекосы нагрузки и радиальные смещения проводов, что, по-видимому, облегчает их полегание.

Следует отметить, что при рассмотрении результатов испытаний моделей обмоток можно говорить лишь о качественной их оценке, так как количественная оценка возможна только после проведения достаточно большого числа испытаний катушек

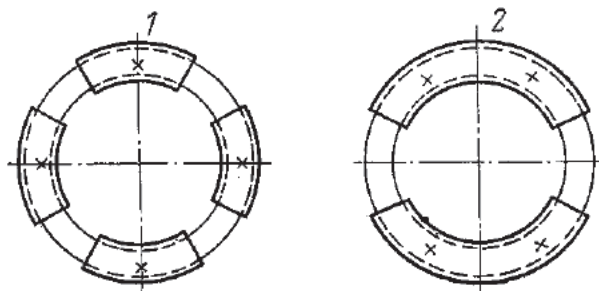


Рис. 4. Варианты прессующих сегментов трансформатора типа ТМЗП-1600/10 с перекрытием 1/4 (1) и 1/2 (2) площади обмотки (места расположения прессующих винтов указаны крестиками)

Возможное снижение массы прессующих колец

Тип трансформатора	Расчетная сила без учета динамического характера сил, кН	Расчетная сила по (2), кН	Возможное снижение массы колец при учете динамического характера сил	
			%	кг
ТМН-10000/35	273,4	213,1	11	27,3
ТМЗП-1600/10	54,3	37,4	17	7,0
ТМН-1000/35	98,7	76,0	13	9,0
ТМТН-6300/110	457,7	335,2	14	77,8
ТМН-1000/10	77,5	57,4	14	6,0
ТМЗ-1600/10	107,5	80,3	15	9,0

обмоток с различными соотношениями размеров.

Результаты исследований, проведенных на устройстве РОСТ-М, могут быть использованы в расчетах механической прочности элементов конструкции трансформаторов.

При КЗ на конструкцию трансформатора воздействуют как статические, так и динамические силы (рис. 1,б). Оценить прочность конструкции при действии такой сложной силы можно по некоторой эквивалентной силе

$$P_{\text{экв}} = P_{\text{ст}} + k_p P_{\text{дин}}, \quad (2)$$

где $P_{\text{ст}}$ и $P_{\text{дин}}$ — статическая и динамическая составляющие реальной силы КЗ.

Динамическая составляющая $P_{\text{дин}}$ для обмоток всегда равняется разно-

сти максимальной силы по высоте обмотки P_{max} и силы прессовки обмоток P_0 (рис. 5).

Динамическая составляющая $P_{\text{дин}}$ для прессующей системы равна разности силы $P_{\text{в}}$, действующей со стороны обмотки на опору, и силы прессовки P_0 для распределения, показанного на рис. 5,а, б, когда обмотки, растягиваясь, нагружают опору. Эта сила равна нулю для распределения (рис. 5,в, г), когда обмотки, сжимаясь, разгружают опору. Силы P_0 , $P_{\text{в}}$, P_{max} определяются по результатам статического расчета осевых усилий.

С учетом предложенной формулы для шести трансформаторов был проведен расчет механической прочности одного из элементов прессующей системы — прессующего кольца. Расчеты выполнены для трансформаторов, у которых опоры нагружаются

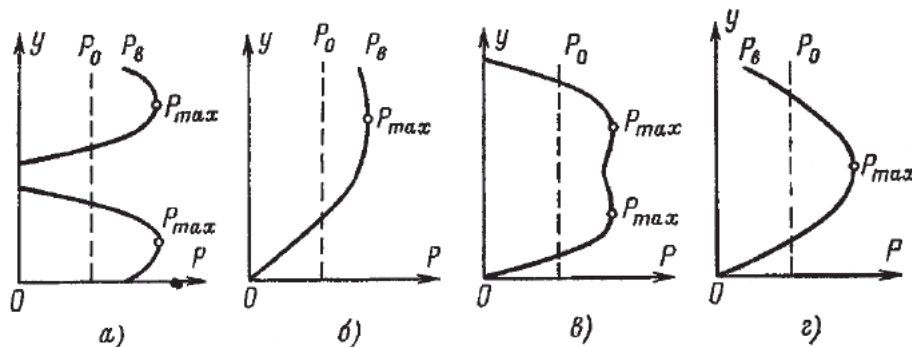


Рис. 5. Варианты распределения осевых усилий P по высоте обмотки y : а — осевые силы симметричны и действуют на опоры; б — несимметричные силы направлены к верхней опоре; в, г — распределение сжимающих к середине обмотки сил

динамическими силами, при силе прессовки меньше нормируемой в два раза, что фактически имело место при испытаниях на стойкость при КЗ. Такие испытания проводились для изучения возможностей снижения запасов прочности прессующей конструкции трансформаторов средней мощности. Результаты расчета приведены в табл. 5, откуда видно, что при учете динамического характера действия сил только за счет облегчения прессующих колец масса трансформатора может быть уменьшена на 7–80 кг. Учитывая, что трансформаторы средней мощности выпускаются массовыми сериями, эффект от принятия данных предложений может быть весьма значительным. Эти рекомендации были подтверждены типовыми испытаниями указанных трансформаторов на стенде.

Выводы. 1. Разработано и изготовлено специальное испытательное устройство РОСТ-М для экспериментального изучения прочности и устойчивости узлов конструкции трансформаторов при действии осевых сил КЗ; выявлены отдельные закономерности нарушения образцов силами КЗ; доказано, что образцы, работающие на изгиб, выдерживают без разрушений силы КЗ с большей амплитудой, чем статические силы; предложены выражения для оценки прочности деталей и узлов трансформаторов с учетом реального суммарного воздействия статических и дина-

мических сил, даны рекомендации по оценке прочности прессующих винтов.

2. Проведение расчетов прессующей системы (ярмовых балок, прессующих колец, винтов, домкратов) на прочность и устойчивость с учетом динамического характера действия сил КЗ позволяет снизить металлоемкость конструкций трансформаторов средней мощности.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на уточнение значений k_p для различных материалов и узлов и проведение экспериментальных исследований прочности узлов крупных трансформаторов на более мощном устройстве типа РОСТ.

Литература

1. Лурье А.И., Савельев М.П. Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов. *Электричество*. 1972.
2. Лурье А.И. Осевые усилия в обмотках трансформаторов. *Электричество*. 1972. № 4.
3. Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И. Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. *Электротехника*. 1975. № 4.
4. Турние И., Эберсол Г., Синьеро А. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформатора при коротком замыкании. *Энергетика за рубежом*. Трансформаторы. М.: Энергия. 1964.
5. Беляев Н.М. Сопротивление материалов. М.: Физматгиз. 1962.

Физическое моделирование и ЭВМ в проблеме электродинамической стойкости трансформаторов

Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.

В нашей стране физическое моделирование широко применяется для решения всех вопросов электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях (КЗ). Основные цели физического моделирования — исследование электро-механических процессов в трансформаторах, разработка методов расчета, экспериментальное подтверждение стойкости при КЗ отдельных узлов и деталей конструкции мощных трансформаторов в процессе проектирования. Моделирование особенно важно для трансформаторов мощностью более 125 МВ·А, не подвергающихся типовым динамическим испытаниям.

Для решения одного из наиболее важных вопросов — устойчивости обмоток при действии сжимающих радиальных усилий — разработана серия устройств типа МДУ (модель динамических усилий), в которых высота моделей обмоток уменьшена по сравнению с оригиналом и составляет 150–300 мм, а остальные размеры соответствуют оригиналу.

В этих устройствах испытано более 400 моделей обмоток примерно 25 типов трансформаторов мощностью 40–1250 МВ·А. В результате анализа и обобщения результатов испытаний разработана методика расчета на устойчивость, которая учитывает основные конструктивные и технологические факторы, влияющие на критическое напряжение: геометрические размеры обмотки и провода, качество опорной конструкции, осевое давление в прокладках, механические характеристики материалов, тип провода. Испытания позволили также оценить эффективность различных путей повышения радиальной устойчивости (склейка проводов, применение проводов из упрочненной меди и специальных сплавов

с повышенными механическими свойствами). Необходимо проводить испытания на этих установках для уточнения методов расчета и оперативного решения вопросов, возникающих в процессе проектирования новых типов трансформаторов.

Для исследования осевых усилий в обмотках создана установка типа МОУ (модель осевых усилий), на которой был проведен цикл исследований в ходе разработки методики динамического расчета осевых усилий. Эта методика учитывает влияние новых факторов: податливости опорных конструкций, нелинейности механических характеристик материалов и др.

Для изучения процессов разрушения обмоток и элементов прессующей конструкции при действии осевых электродинамических усилий разработаны две модификации устройства типа РОСТ (разрушающие осевые силы трансформаторов). Устройство РОСТ-М размерами 1000 × 1000 × 500 мм создает импульсные силы до 1500 кН. В 1979 г. введено в эксплуатацию устройство РОСТ размерами 3100 × 3100 × 2000 мм, которое позволяет получать ударную электромагнитную силу до 10 МН (1000 т) и предназначено для испытаний на прочность и устойчивость обмоток и узлов прессующих конструкций крупных трансформаторов, в том числе предельных мощностей.

Новая ступень в решении важнейших вопросов проблемы электродинамической стойкости трансформаторов более 125 МВ·А — создание устройств типа ДИНА, в которых обмотки изготовлены в натуральную величину с максимально возможным приближением к реальным трансформаторам. Первые испытания такого

устройства осуществлены в конце 1980 г.

Работы по применению вычислительной техники ведутся в двух тесно связанных направлениях: исследование электромеханических процессов и создание системы программ для использования при промышленном проектировании трансформаторов.

На основе внедренных ранее методов расчета с учетом последних теоретических и экспериментальных данных, а также возможностей ЭВМ предприятий отрасли разработан новый комплекс программ РЭСТ, обеспечивающий автоматическое решение всех задач, начиная от формирования расчетных схем и кончая заключением о стойкости. Резко снижены затраты времени и труда на подготовку исходных данных и анализ результатов расчета. Программы используются для силовых трансформаторов общего назначения с круглыми концентрическими обмотками из прямоугольного провода, а в ряде случаев — для сухих и специальных трансформаторов и реакторов.

Новые алгоритмы построены на переборе не условных зон, а реальных катушек, для каждой из которых отдельно рассчитываются индукции, усилия, потери и т.д., что существенно повышает точность расчета обмоток при сложной конфигурации магнитного поля рассеяния. При определении усилия прессовки учитываются нелинейная жесткость изоляции и податливость опорных конструкций,

что приводит к уточнению расчетных значений усилий прессовки до 20–30%. Расчет динамических процессов осуществляется с учетом массы прессующего кольца и действующей на него силы.

Значительно усовершенствован алгоритм выбора расчетных схем при оценке радиальной прочности обмоток. Расчет напряжений и деформаций проводов обмоток без радиальных опор ведется с учетом нелинейных механических характеристик материалов.

Результаты всех расчетов формируются и выводятся на печать в виде графиков и таблиц на листах стандартного формата с большим количеством текстовых пояснений, облегчающих работу инженера.

Полный расчет двухобмоточного трансформатора на стойкость при КЗ на ЕС-1022 занимает около 30 мин. машинного времени.

Система РЭСТ внедрена более чем на десяти предприятиях МЭТП и Минэнерго СССР.

Ближайшие задачи в этом направлении — уточнение расчетных схем, оптимизация конструкций, использование более мощных ЭВМ.

Сочетание методов физического моделирования и ЭВМ позволит разрабатывать более экономичное оборудование, внедрять новые материалы и конструкции, создавать надежные трансформаторы предельных мощностей для новых ЛЭП.

Устройство для исследования элементов конструкции мощных трансформаторов при действии осевых динамических сил

Лурье А.И., Мильман Л.И., Игонин Г.В.*

Рост единичной мощности электротехнического оборудования общего и специального назначения, увеличение токов КЗ, повышение требований к надежности являются причиной постоянного внимания к вопросам стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ и других аварийных режимах.

Максимальные осевые силы при КЗ в обмотках современных мощных трансформаторов достигают 400–6000 кН (в отдельных случаях 10000 кН), а на верхних и нижних опорах обмоток — 3000–4000 кН. Они являются результатом совместного действия электромагнитных сил, а также сил инерции, трения, тяжести, начальной прессовки и имеют сложный характер изменения во времени.

Как показывает опыт эксплуатации и испытаний, под действием осевых сил в трансформаторах возникают различные повреждения [1]: потеря осевой устойчивости («полегание») проводов обмоток, деформация опорной конструкции (прессующих колец, ярмовых балок, домкратов) и концевой (ярмовой) изоляции, осевые смещения («сползание») проводов, изгиб проводов в пролетах между прокладками, разрушение бумажной изоляции проводов при многократных воздействиях напряжений сжатия.

Хотя повреждения от осевых сил встречаются реже чем потеря радиальной устойчивости, экспериментальное исследование прочности и устойчивости элементов конструкции трансформаторов при действии осевых сил имеет большое значение, что связано, кроме прочего с необхо-

димостью снижения металлоемкости трансформаторов.

Для исследований могут быть использованы различные способы [2, 3]: динамические испытания трансформаторов; электромагнитные устройства для комплексного испытания осевыми и радиальными силами одной фазы (стержня) трансформатора в масштабе 1:1 или 1:2 или его отдельных узлов; электромагнитные устройства для испытаний элементов конструкции или узлов только осевыми силами; механические установки [4]; уменьшенные модели.

Хотя электромагнитные устройства, в которых удается полностью воспроизвести все особенности процессов при КЗ, еще не гарантируют электродинамической стойкости трансформаторов, они являются важным полезным дополнительным (а для крупных трансформаторов в ряде случаев и единственным) средством проверки прочности и устойчивости отдельных элементов или узлов конструкции.

Для оперативного решения вопросов в процессе проектирования, максимальной экономии материалов, времени и средств при проведении научно-исследовательских работ, особенно на начальном этапе, большой интерес представляет моделирование отдельных элементов, узлов или их групп в натуральном масштабе.

К числу устройств, с помощью которых решаются эти задачи, относится универсальное устройство типа РОСТ (разрушающие осевые силы трансформатора) [5, 6]. Для проверки принятых решений, определения направления исследований, накопления

* В работе принимал участие Афанасьев М.А.

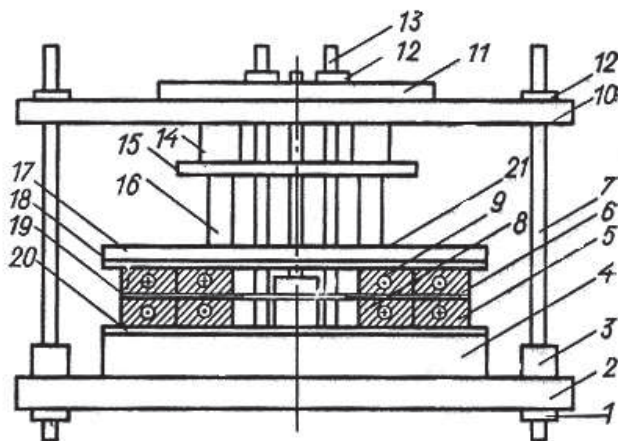


Рис. 1. Принципиальная схема установки РОСТ: 1 — гайка нижняя разъемная; 2 — основание нижнее; 3 — гидроцилиндр наружный; 4 — радиально-шихтованная плита; 5 — наружная секция нижней силосоздающей обмотки; 6 — наружная секция верхней силосоздающей обмотки; 7 — шпилька наружная; 8 — внутренняя секция нижней силосоздающей обмотки; 9 — внутренняя секция верхней силосоздающей обмотки; 10 — основание верхнее; 11 — плита дополнительная; 12 — гайка верхняя разъемная; 13 — шпилька внутренняя; 14 — датчик силы; 15 — кольцо для установки датчиков; 16 — объект испытаний; 17 — плита силосоздающая; 18 — прокладка изоляционная; 19 — шайба изоляционная; 20 — плита текстолитовая; 21 — гидроцилиндр центральный

опыта работы и создания методики измерений ранее была изготовлена и испытана установка РОСТ-М [7], представляющая собой уменьшенный вариант РОСТ.

Принципиальная схема устройства РОСТ представлена на рис. 1, общий вид — на рис. 2.

Электромагнитная сила в устройстве возникает за счет взаимного отталкивания двух обтекаемых током силосоздающих обмоток, располо-

женных друг над другом и включенных встречно-последовательно. В радиальном направлении силосоздающие обмотки состоят из двух секций — внутренней и наружной. В зависимости от цели и размеров объекта испытаний возможно совместное или раздельное подключение внутренних и наружных секций к источнику питания.

Силосоздающие обмотки выполнены из транспонированного прово-

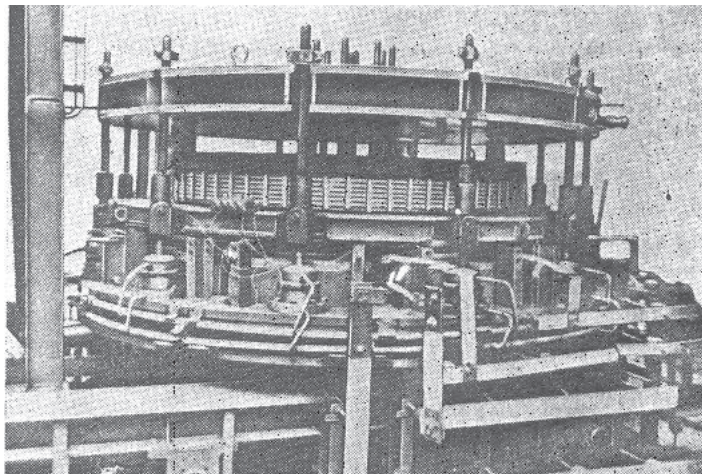


Рис. 2. Общий вид устройства РОСТ

Таблица 1

Основные параметры силосоздающих обмоток

Параметр	Внутренняя секция	Наружная секция
Число катушек	2	2
Число витков в катушке	16	17
Число витков в секции	32	24
Провод	ПТБ $\frac{2,44 \cdot 6,4 (13)}{14,11 \cdot 18,75}$	ПТБ $\frac{2,44 \cdot 6,4 (21)}{14,11 \cdot 28,86}$
Сечение провода, мм ²	197	317
Толщина бумажной изоляции (на две стороны), мм	0,96	0,96
Размер изолированной секции, мм осевой радиальный, мм	28,72 300	28,72 490
Средний диаметр, м	1100	1910
Длина провода, м	110,5	204
Масса меди, кг	200	600
Сопротивление при 20°C, Ом	0,0097	0,0111

да, причем каждая секция состоит из двух последовательно соединенных дисковых катушек, разделенных прокладками из электрокартона толщиной 0,5 мм. Основные параметры секций указаны в табл. 1. Каждая секция забандажирована стеклотентой. Между нижней и верхней обмотками проложена изоляционная шайба из электрокартона толщиной 2,5 мм.

Верхняя силосоздающая обмотка через картонную прокладку и силопередающую плиту воздействует на объект испытаний. Над ним расположено стальное кольцо с датчиками для измерения силы. Датчики находятся под верхним основанием, положение которого фиксируется восемью внутренними шпильками, ввинченными в основание, и двенадцатью штоками наружных гидроцилиндров. Для разгрузки гидроцилиндров от ударных нагрузок на нижние концы штоков и верхние концы внутренних шпилек перед испытаниями устанавливаются разъемные гайки с шайбами.

Вследствие радиальной геометрической асимметрии силосоздающих обмоток при протекании по ним тока

наряду с осевой (полезной) возникает заметная радиальная (паразитная) составляющая электромагнитной силы, приводящая к взаимному радиальному смещению секций. Чтобы этого не происходило, по внутреннему диаметру обмотки установлены стационарные упоры, а по наружному — регулируемые. Передвигая независимо друг от друга верхнюю и нижнюю обмотки, можно подобрать их взаимное положение, соответствующее минимальному значению радиальной силы.

Гидравлическая система прессовки устройства РОСТ состоит из одного центрального и 12 периферийных цилиндров; общая максимальная сила сжатия составляет 1200 кН при наибольшем рабочем давлении в цилиндрах 6,4 МПа.

Рабочая зона для размещения объектов испытаний представляет собой круговой цилиндр диаметром 2500 и высотой от 100 до 1000 мм. Габариты устройства РОСТ: длина 4000, ширина 3100, высота 2000 мм. Полная масса — 22000 кг.

Данная модификация установки обеспечивает получение ударной

электромагнитной силы до 10^4 кН, что вполне достаточно для разрушения любого элемента конструкции и существующих, и перспективных сверхмощных трансформаторов и реакторов.

При установке второй радиальной шихтованной плиты и бокового ярма устройство РОСТ может быть переоборудовано для испытания группы катушек обмотки трансформатора при действии радиальных сил [8]. В такой комбинированной установке обмотки могут одновременно нагружаться радиальными и осевыми электромагнитными силами.

Устройство, размещенное на самоходной транспортной тележке, находится в испытательной камере, имеющей рельсовый путь. На тележке установлены также маслостанция системы прессовки, пульты управления и специальное поворотное грузоподъемное устройство для монтажа объектов испытаний.

Индуктивные сопротивления встречно соединенных (рабочий режим) внутренних и наружных секций силосоздающих обмоток при частоте 50 Гц по результатам измерений равны 0,114 и 0,132 Ом.

Устройство РОСТ предназначено для решения двух основных задач: непосредственной экспериментальной оценки осевой прочности и устойчивости деталей конкретных трансформаторов при действии статических и динамических сил и изучения влияния отдельных конструктивных и технологических факторов, характеристик материалов, накопления статистических данных для обоснования методов расчета, определения мер по повышению стойкости трансформаторов.

Объектами испытаний в РОСТ могут быть целые обмотки или группы катушек (оба вида объектов в дальнейшем для краткости называются моделями), прессующая конструкция в целом или ее отдельные элементы и узлы, образцы материалов.

Для примера остановимся на исследованиях, связанных с изучением осевой устойчивости проводов обмо-

ток трансформаторов. Объектом исследований служат модели, представляющие собой часть обмотки трансформатора в натуральную величину и состоящие из нескольких катушек (витков), обычно не менее шести, непрерывных (винтовых) обмоток. Размеры в радиальном направлении, тип провода, число столбов прокладок, используемые материалы, технология изготовления модели должны соответствовать обмотке трансформатора.

Принципиальная электрическая схема испытаний устройства РОСТ дана на рис. 3. Источником питания служит ударный генератор ТИ-12 или ТИ-100. Специальное автоматическое устройство (ПАУ) стенда разрывных мощностей, регулирующее фазу напряжения в момент включения и продолжительность опыта, позволяет получать различные законы изменения электромагнитной силы во времени (периодический синусоидальный разной длительности, периодический синусоидальный с затуханием — при наличии в токе апериодической составляющей, импульсный).

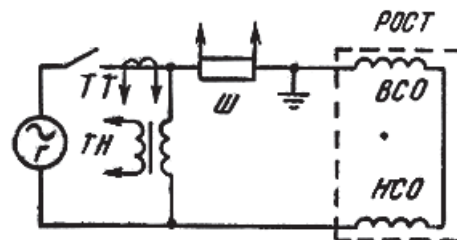


Рис. 3. Электрическая схема испытаний устройства РОСТ: Г — ударный генератор; ТТ — трансформатор тока; ТН — трансформатор напряжения; Ш — шунт; ВСО, НСО — верхняя и нижняя силосоздающие обмотки

Для установки РОСТ были разработаны и изготовлены датчики, которые могут измерять силу около 1200 кН. При совместной работе четырех датчиков в схеме суммирования можно измерить силу около 5000 кН. Датчик представляет собой цилиндр диаметром 115 и высотой 165 мм из дюралюминия марки Д16. На боковой поверхности цилиндра по трем образующим, расположенным под углом 120° друг к другу размеще-

ны рабочие и компенсационные тензорезисторы, первые — вдоль оси цилиндра, вторые — перпендикулярно к ней. Сопротивления тензорезисторов подобраны так, чтобы усилительная аппаратура могла записывать сигналы одного или четырех датчиков в схеме суммирования.

Для обнаружения полегания проводов при массовых испытаниях моделей обычно применяется тщательный визуальный осмотр модели после каждого опыта. Для более детального изучения характера полегания проводов можно (по предложению сотрудников Всесоюзного института трансформаторостроения) воспользоваться длинными, тонкими и легкими стержнями, прикрепляемыми к наружным проводам катушек. Было опробовано несколько вариантов крепления. Одним из наиболее надежных оказался способ, когда к проводу припаивается медная пластинка с укрепленной на ней трубкой с резьбой, к которой крепится тонкая металлическая спица длиной около 200 мм (рис. 4). Эти спицы равномерно располагаются по периметру модели, например, через один пролет, чтобы можно было надежно зарегистрировать полегание в проводе, которое обычно начинается в нескольких местах по окружности. Такой метод индикации, требующий больших затрат времени и существенно усложняющий проведение испытаний, применяется не во всех случаях. В частности, указанный способ крепления весьма трудно реализовать при малом осевом размере элемен-

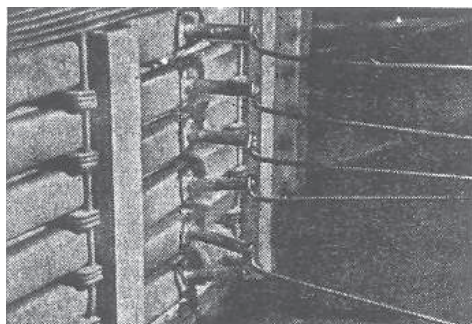


Рис. 4. Индикация полегания проводов модели обмотки

тарного провода, например, в транспонированном проводе.

Динамическое воздействие на объект испытаний зависит от характера электромагнитной силы, массы подвижных частей и жесткости элементов, воспринимающих нагрузку, в том числе и самого объекта испытаний. Электромагнитная сила взаимодействия силосоздающих обмоток может быть рассчитана по [9] или непосредственно измерена датчиками силы. При известных размерах и механических характеристиках материалов можно было бы расчетным путем определить жесткость всех элементов. Однако тогда окажутся неучтенными отклонения от правильной геометрической формы, зазоры (в резьбовых соединениях, между деталями силосоздающих обмоток и т.д.), что может привести к большой ошибке. Поэтому потребовалось экспериментально найти жесткость всех элементов, для чего снимались зависимости «перемещение — сила» для каждого из них.

Перемещения измерялись индикаторами типа ИЧ (ГОСТ 577-68) с ценой деления 0,01 мм и шкалой 10 мм, силы — упомянутыми датчиками. На рис. 5 приведена усредненная (по показаниям шести индикаторов, равномерно расположенных по периметру) механическая характеристика внутренних секций силосоздающих обмоток. По мере увеличения нагрузки дифференциальная (касательная) жесткость возрастает от $1,82 \cdot 10^6$ на начальном участке до

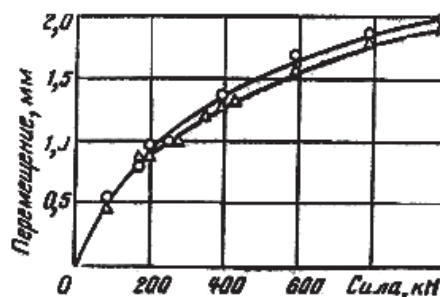


Рис. 5. Усредненные механические характеристики сжатия внутренних секций силосоздающих обмоток и изоляционной прокладки под внутренней силопередающей плитой при первом (○) и втором (△) нагружении

$10,55 \cdot 10^6$ Н/см при значительном сжатии. По расчету (модули упругости электрокартона и бумажной изоляции соответственно $2,5 \cdot 10^4$ Н/см² и 400 Н/см²) жесткость на начальном участке составляет $8,5 \times 10^6$ Н/см, что почти в пять раз больше экспериментального значения. Аналогичным образом может быть измерена жесткость модели.

Для измерения жесткости внутренних шпилек (позиция 13 на рис. 1) устройство прессовалось центральным цилиндром, затем на четыре из восьми шпилек (1, 3, 5, 7 или 2, 4, 6, 8) накручивались разъемные гайки до соприкосновения с верхним основанием, после чего шток цилиндра поднимался в крайнее верхнее положение, так что вся сила воспринималась соответствующей четверкой внутренних шпилек. Каждая точка представляет собой среднее арифметическое показаний четырех индикаторов, установленных на верхнем основании так, что их подвижные элементы касались остальных четырех ненагруженных шпилек. Жесткость в рассматриваемом диапазоне нагрузок можно приблизительно считать постоянной. Средние жесткости групп шпилек 1, 3, 5, 7 и 2, 4, 6, 8 мало отличаются друг от друга ($4,6 \times 10^6$ и $5 \cdot 10^6$ Н/см), расчетная жесткость оказалась почти в три раза больше экспериментального значения, что, видимо, является следствием искривления шпилек, приложения сил под углом к оси шпильки, зазоров в резьбовом соединении.

Наряду с измерениями жесткости определялась частота свободных колебаний верхнего основания после исчезновения электромагнитной силы (отключения силосоздающих обмоток от ударного генератора). Так как масса верхнего основания намного больше массы любого другого подвижного элемента, в первом приближении РОСТ можно рассматривать как механическую систему с одной степенью свободы (рис. 6). Воспользовавшись известными значениями жесткостей для этой системы при различных усло-

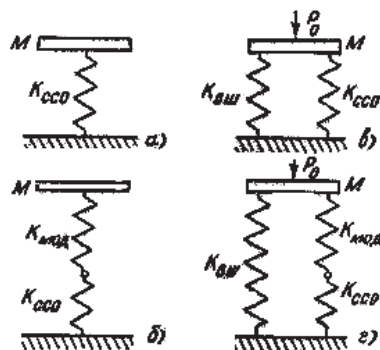


Рис. 6. Механическая схема РОСТ для упрощенного расчета частоты свободных колебаний: M — масса верхнего основания; P_0 — сила прессовки; $K_{\text{мод}}$ — жесткость модели; $K_{\text{ССО}}$ — жесткость силосоздающей обмотки; $K_{\text{вш}}$ — жесткость внутренних шпилек

виях, можно рассчитывать частоту свободных колебаний, которая в большинстве случаев удовлетворительно совпадает с измеренной (табл. 2). Расхождения вызваны, видимо, тем, что мы пренебрегли изменением жесткости шпилек, изгибными колебаниями и деформациями верхнего основания и силопередающей плиты, влиянием остальных масс и другими факторами.

Однако для расчета силы, действующей на объект испытаний в переходном электромеханическом процессе, и определения влияния того или иного параметра на процесс нагружения простейшие схемы (рис. 6) не подходят. Необходима более точная расчетная схема, аналогичная той, которая используется для обмоток трансформаторов [10].

В настоящее время в устройстве РОСТ испытаны модели обмоток трансформаторов мощностью 40, 320 и 417 МВ·А из обычного, подразделенного и транспонированного провода. Осциллограммы осевой силы, действующей на модель, показывают, что в начале нагружения возникает максимальная сила, а в дальнейшем переходный механический процесс превращается в установившийся с большим содержанием переменной составляющей частотой 100 Гц (рис. 7). Это связано с быстрым затуханием аperiodической составляющей тока

Таблица 2

Частота свободных колебаний верхнего основания устройства РОСТ

Сила прессовки P_0 , кН	Жесткость, Н/см $\times 10^6$			Расчетная схема по рис. 6	Эквивалентная жесткость $K_{\text{ЭКВ}}$, Н/см $\times 10^6$	Частота, Гц	
	$K_{\text{ССО}}$	$K_{\text{МОД}}$	$K_{\text{ВШ}}$			Расчет по $K_{\text{ЭКВ}}$	Эксперимент
38	1,82	0,625	0	<i>б</i>	$\frac{K_{\text{МОД}} K_{\text{ССО}}}{K_{\text{МОД}} + K_{\text{ССО}}} = 0,465$	17,3	15,4–19
125	2,5	0,625	5	<i>з</i>	$K_{\text{ВШ}} + \frac{K_{\text{МОД}} K_{\text{ССО}}}{K_{\text{МОД}} + K_{\text{ССО}}} = 5,$ 5	59,7	50–53
129	2,5	0,625	4,6	<i>з</i>	$K_{\text{ВШ}} + \frac{K_{\text{МОД}} K_{\text{ССО}}}{K_{\text{МОД}} + K_{\text{ССО}}} = 5,$ 1	57,5	49–54
265	4,8	0,625	4,6	<i>з</i>	$K_{\text{ВШ}} + \frac{K_{\text{МОД}} K_{\text{ССО}}}{K_{\text{МОД}} + K_{\text{ССО}}} = 5,$ 15	57,4	50,5–52
38	1,85	0	0	<i>а</i>	$K_{\text{ССО}} = 1,85$	34,6	38–41
172	2,9	0	4,6	<i>в</i>	$K_{\text{ССО}} + K_{\text{ВШ}} = 7,5$	69,6	56–57
243	3,5	0	4,6	<i>в</i>	$K_{\text{ССО}} + K_{\text{ВШ}} = 8,1$	72,4	57



Рис. 7. Оциллограмма тока устройства РОСТ и осевой силы, действующей на модель обмотки при испытаниях

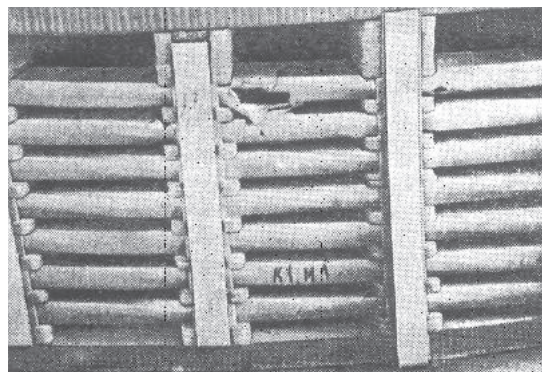
◀ *а*)*б*)

Рис. 8. Модель обмотки из подразделенного (а) и транспонированного (б) проводов после динамических испытаний

ударного генератора и особенностями механической характеристики РОСТ. Такая кривая наиболее типична для трансформаторов малой и средней мощности; в крупных трансформаторах бóльший удельный вес имеет составляющая частотой 50 Гц [2]. Для получения зависимости силы с бóльшим содержанием составляющей частотой 50 Гц необходимо снизить частоту собственных колебаний РОСТ за счет увеличения массы или снижения жесткости ее соответствующих элементов; изменить кривую электромагнитной силы, вдвое уменьшив частоту тока, что может быть достигнуто применением генератора ТИ-12 при его вращении с уменьшенной вдвое скоростью. Первые испытания моделей обмоток дали ценную информацию о характере полегания проводов, влиянии динамического характера нагружения и числа катушек модели на значение критической силы и роли других факторов. Так, критическая сила практически не изменяется при увеличении числа катушек с 6 до 11. На рис. 8 приведены фотографии моделей обмоток после динамических испытаний. В обмотках из обычного и подразделенного провода проводники соседних по высоте катушек наклоняются в противоположные стороны (рис. 8,а), в то время как при транспонированном проводе в противоположные стороны наклоняются элементарные проводники одного витка, что приводит к разрыву общей бумажной изоляции (рис. 8,б).

Литература

1. Waters M. The short-circuit strength of power transformers. London: Macdonald and Co. 1966.
2. Трансформаторы. Переводы докладов Международной конференции по бóльшим электрическим системам (СИГРЭ-80). М.: Энергоиздат. 1982.
3. Конов Ю.С., Хубларов Н.Н. Полноразмерные модели для исследования электродинамической стойкости крупных трансформаторов. Электрические станции. 1980. № 3.
4. А.с. 934276 (СССР). Стенд для динамических испытаний объектов. И.А. Бородай, А.К. Науменко, И.А. Колесник. Опубл. в Б.И. 1982. № 21.
5. А.с. 647598 (СССР). Устройство для испытаний элементов конструкции трансформаторов. А.И. Лурье, Г.В. Игонин. Опубл. в Б.И. 1979, № 6.
6. Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н. Физическое моделирование и ЭВМ в проблеме электродинамической стойкости трансформаторов. — Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. М.: Информэлектро. 1981. № 8 (121).
7. Дробышевский А.А., Игонин Г.В., Лурье А.И. Исследование электродинамической стойкости элементов конструкции трансформаторов при помощи моделирования в устройстве РОСТ-М. Электротехника. 1978. № 10.
8. Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. и др. Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.
9. Игонин Г.В., Лурье А.И. Расчет электромагнитных сил взаимодействия двух шин или соосных катушек. Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. М.: Информэлектро. 1976. Вып. 12(68).
10. Лурье А.И., Савельев М.П. Динамические усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 6.

Результаты испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 на стойкость при коротком замыкании *

Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.,
Червяков В.А., Шлегель О.А.

В современном трансформаторостроении одной из наиболее острых остается проблема электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ. Трансформатор представляет собой сложную электромеханическую систему, воспроизвести в которой все процессы при КЗ можно только испытанием готового изделия, позволяющим дать окончательное заключение об электродинамической стойкости трансформатора [1].

На мощном испытательном стенде (МИС) г. Тольятти [2], созданном для испытаний оборудования ЛЭП, оказалось возможным испытывать крупные силовые трансформаторы на стойкость при КЗ. Эта техническая возможность определялась тем, что к МИС подходит мощная ЛЭП напряжением 500 кВ, стенд располагает комплексами электротехнического оборудования различных классов напряжения, на стенде имеются высоковольтные тиристорные вентили (ВТВ) с системами управления для коммутации и регулирования различных процессов. В качестве ударных (промежуточных) могут временно использоваться преобразовательные трансформаторы. Необходимый установившийся ток КЗ обеспечивается выбором соответствующих схем соединений и ответвлений промежуточных трансформаторов. Коммутация в нужный момент времени (например, в момент, когда напряжение равно нулю) осуществляется ВТВ, работающим в данном случае в режиме тиристорного ключа.

В статье изложены результаты испытаний первого трансформатора об-

щего назначения мощностью 25 МВ·А, проведенные не только для подтверждения соответствия этого трансформатора требованиям ГОСТ 12965-74 и ГОСТ 11677-75, но и для проверки технической возможности таких испытаний в условиях сетевого стенда, отработки их методики, во многом отличной от методики испытаний на стенде с ударными генераторами.

Испытывался трансформатор ТДТН-25000/110 — трехфазный, трехобмоточный, с регулированием напряжения под нагрузкой. Напряжения обмоток ВН, СН и НН равны $115 \pm 9 \times 1,78\%$; $38,5 \pm 2 \times 2,5\%$; 11 кВ; схема соединения обмоток $Y_n/Y_n/D-0-11$. Расчетные значения напряжения КЗ (%) на номинальных ответвлениях составляют 10,14 в режиме ВН—СН; 17,67 — ВН—НН; 6,78 — СН—НН.

Для повышения радиальной устойчивости обмотка СН изготовлена из упрочненного медного провода. Прессующие кольца обмоток выполнены из древесностлоистого пластика, на каждом стержне имеется два кольца: одно из них прессует обмотки НН и СН, второе — ВН и РО.

На стадии проектирования был выполнен расчет на электродинамическую стойкость всех обмоток во всех возможных режимах КЗ. В соответствии с методикой [3] определялись осевые силы и давления, действующие в прокладках обмоток, на прессующие конструкции и отдельные катушки, необходимая сила начальной прессовки, радиальные силы, напряжения и деформации в катушках и отдельных

* В работе принимали участие Апакин А.В., Ашавин В.Т., Белов П.В. и Севрюгов А.В.

проводниках. На основании расчетных данных проверялось выполнение условий электродинамической стойкости (при этом предполагалось, что обмотка СН выполнена из обычного медного провода).

По условию осевой устойчивости минимальный (по всем возможным режимам КЗ) коэффициент запаса для обмотки НН составляет 3,3 (режим НН–СН_{min}), для обмотки СН — 1,24 (режим СН_{min}–НН–ВН_{max}), для обмотки ВН — 3,1 (режим СН_{min}–ВН_{min}).

По условию радиальной устойчивости минимальный коэффициент запаса для обмотки НН составляет 1,01 (режим НН–СН_{min}), для обмотки СН — 1,17 (режим СН_{min}–ВН_{max}).

Регулировочная обмотка удовлетворяет всем требованиям с большим запасом.

В соответствии с новыми отраслевыми нормами, которые еще не действовали при проектировании трансформатора, существенно повышены требования к осевой устойчивости торцевых катушек обмоток, «растягиваемых» осевыми силами. Торцевые катушки обмотки СН (при выполнении ее из обычного медного провода) в режимах с выключенными регулировочными витками ПБВ этим новым требованиям не удовлетворяют (дефицит составляет 40–50%). Однако обмотка СН изготовлена не из обычного, а из упрочненного медного провода, поэтому расчетный уровень ее электродинамической стойкости можно считать достаточным. Все расчеты необходимо было подтвердить испытаниями.

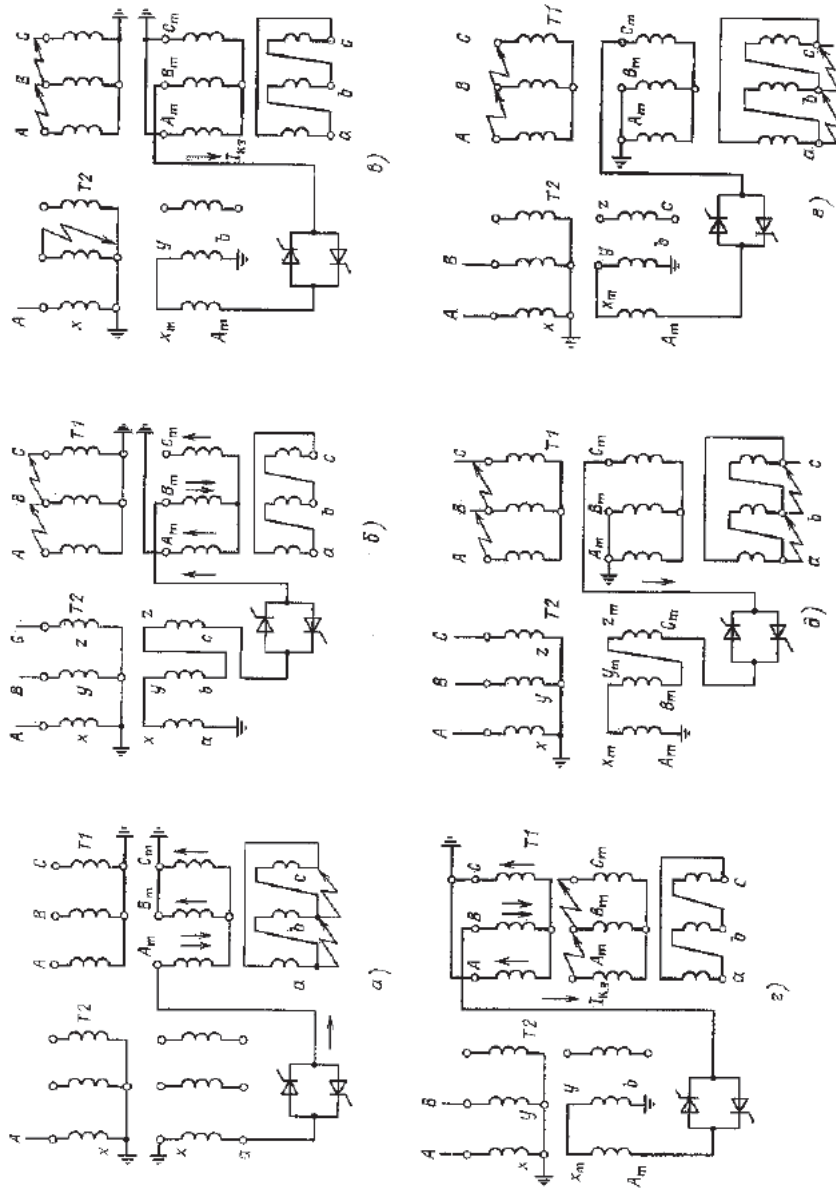
Перед испытаниями были выполнены дополнительные динамические расчеты осевых сил для определения влияния силы прессовки обмоток на осевые силы и перемещения. Расчеты были выполнены для нескольких уровней начальной прессовки в диапазоне от нуля до значений, принятых в конструкции. Полученные зависимости результирующих осевых сил в различных сечениях по высоте обмотки (в том числе на уровне верхних и нижних торцевых катушек) показали, что динамические осевые си-

лы не представляют опасности для обмотки и ее прессующих конструкций даже при существенном снижении силы прессовки.

По результатам расчета на электродинамическую стойкость для испытаний были выбраны наиболее тяжелые режимы: для проверки радиальной и осевой устойчивости обмотки НН и прочности прессующего кольца НН–СН — режим СН–НН; для проверки радиальной устойчивости обмотки СН, стойкости обмотки ВН и ее прессующего кольца к осевым силам — режим СН–ВН; стойкости обмотки СН к осевым силам — режим ВН–НН. Для получения максимальной информации о прочности конструкции программой были предусмотрены пофазные испытания на стойкость при КЗ, т.е. испытания каждой фазы в одном из трех упомянутых режимов.

Требуемое значение тока КЗ в обмотках испытуемого трансформатора может быть получено при различных схемах соединения обмоток высшего, среднего и низшего напряжений трех однофазных промежуточных трансформаторов стенда. Для каждого из режимов рассматривались два варианта, рекомендуемые ГОСТ 20243-74: испытания по однофазной схеме, эквивалентной трехфазному КЗ (токи протекают по соответствующим обмоткам всех трех фаз испытуемого трансформатора), и по однофазной схеме, когда токи протекают только по обмоткам одной испытываемой фазы (рис. 1, табл. 1).

В этих схемах испытываемый трехобмоточный трансформатор обозначен $T1$. Обозначение $T2$ соответствует группе из трех промежуточных однофазных трансформаторов, которые имеют обмотки ВН, подключаемые к сети 500 кВ (AX, BY, CZ), а также вторичные обмотки СН ($A_m X_m, B_m Y_m, C_m Z_m$) и НН (ax, by, cz). В целях экономии места свободные (не участвующие в работе) обмотки трансформаторов $T2$ изображены не везде. Если у обмоток ВН трансформаторов $T2$ имеются обозначения A, B или C , это значит, что эти обмотки подключены к соответствующей фазе сети 500 кВ.



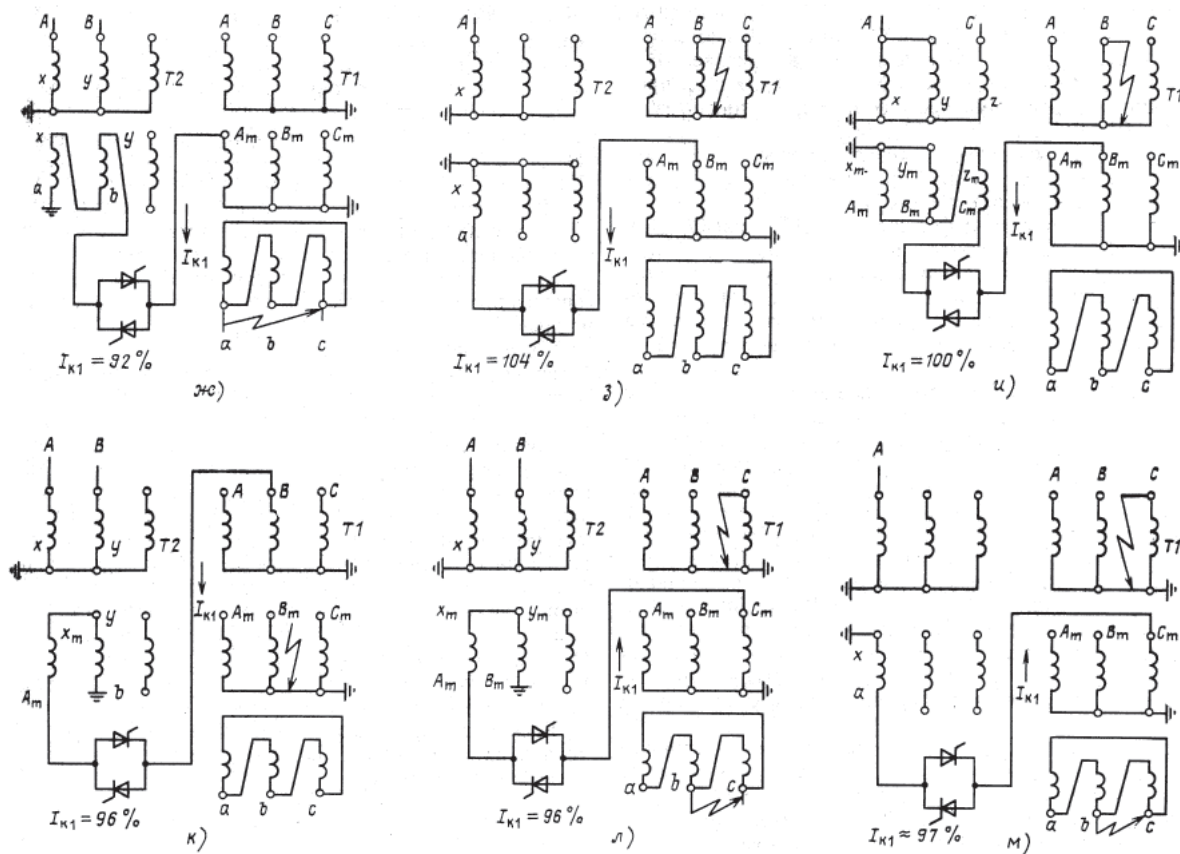


Рис. 1. Возможные схемы испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 в различных режимах: а-е — однофазные испытания с использованием двух других фаз; ж-м — однофазные испытания без использования двух других фаз; а — НН-СН; $I_{к.э} = 103\%$; б — СН-ВН, $I_{к.э} = 104\%$; в — СН-ВН, $I_{к.э} = 98\%$; г — ВН-СН, $I_{к.э} = 104\%$; д — СН-ВН-НН, $I_{к.э} = 95\%$; е — СН-ВН-НН, $I_{к.э} = 103\%$; ж — СН-НН, $I_{к1} = 92\%$; з — СН-ВН, $I_{к1} = 104\%$; и — СН-ВН, $I_{к1} = 100\%$; к — ВН-СН, $I_{к1} = 96\%$; л — СН-ВН-НН, $I_{к1} = 96\%$; м — СН-ВН-НН, $I_{к1} = 97\%$

Таблица 1

	а	б	в	г	д	е	жс	з	и	к	л	м
U_{Σ}	$\frac{U_A}{K_{1A}}$	$\frac{U_A}{K_{1A}} + \frac{U_B}{K_{1B}} - \frac{U_C}{K_{1C}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} + \frac{U_B}{K_{1B}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} - \frac{U_B}{K_{2B}} - \frac{U_C}{K_{2C}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} + \frac{U_B}{K_{1B}}$	$\frac{U_A}{K_{1A}} - \frac{U_B}{K_{1B}}$	$\frac{U_A}{K_{1A}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} + \frac{U_C}{K_{2C}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} + \frac{U_B}{K_{1B}}$	$\frac{U_A}{K_{2A}} + \frac{U_B}{K_{2B}}$	$\frac{U_A}{K_{1A}}$
Z_{Σ}	$\frac{Z_{sA}}{K_{1A}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{1A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{1B}^2} + \frac{Z_{sC}}{K_{1C}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{2B}^2} + \frac{Z_{sC}}{K_{2C}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{1A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{1A}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sC}}{K_{2C}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{sB}}{K_{2B}^2}$	$\frac{Z_{sA}}{K_{1A}^2}$
$Z_{п.т}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{1A}^2}$	$\frac{Z_{1A}}{K_{1A}^2} + \frac{Z_{1B}}{K_{1B}^2} + \frac{Z_{1C}}{K_{1C}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{1B}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{1B}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{2B}}{K_{2B}^2} + \frac{Z_{2C}}{K_{2C}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{1B}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{1A}^2} + \frac{Z_{2B}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{1A}}{K_{1A}^2}$	$\frac{Z_{2A}Z_{2B}}{K_{2B}^2Z_{2A} + K_{2A}^2Z_{2B}} + \frac{Z_{2C}}{K_{2C}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{1B}}{K_{1B}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{2A}^2} + \frac{Z_{2B}}{K_{2B}^2}$	$\frac{Z_{2A}}{K_{1A}^2}$

На этапе разработки программы рассматривались те схемы, которые позволяют получить в испытываемом трансформаторе установившийся ток КЗ, отличающийся от нормируемого не более чем на $\pm 5\%$. Этот диапазон (более жесткий, чем допускаемый ГОСТ 20243-74) выбран с учетом возможных отклонений параметров сети от расчетных и колебаний напряжения линии, питающей стэнд.

Установившийся ток КЗ для однофазных режимов

$$I_{KI} = \frac{U_{\Sigma}}{Z_{s\Sigma} + Z_{п.т\Sigma} + Z_{и.т}}; \quad (1)$$

для однофазных режимов, эквивалентных трехфазному,

$$I_{КЭ} = \frac{U_{\Sigma}}{Z_{s\Sigma} + Z_{п.т\Sigma} + 1,5Z_{и.т}}, \quad (2)$$

где U_{Σ} — напряжение возбуждения испытываемого трансформатора; $Z_{s\Sigma}$ — сопротивление КЗ сети 500 кВ; $Z_{и.т}$ — сопротивление КЗ испытываемого трансформатора T_1 ; $Z_{п.т\Sigma}$ — сопротивление КЗ промежуточных трансформаторов T_2 фаз A, B, C . С целью упрощения в (1) и (2) не введены сопротивления ВТВ, анодных реакторов с системой шин; при расчетах эти сопротивления учитываются. Указанные на рис. 1 в процентах от нормируемого ударного тока КЗ в эквивалентной ($I_{КЭ}$) и однофазной схемах (I_{KI}) даны для случая, когда устройство РПН промежуточных трансформаторов находится в нейтральном положении.

Для каждой схемы на рис. 1 в табл. 1 даны выражения для расчета U_{Σ} , $Z_{s\Sigma}$ и $Z_{п.т\Sigma}$, где $U_A = \frac{500}{\sqrt{3}}$; $U_B = \frac{500}{\sqrt{3}} \exp(-j120^\circ)$; $U_C = \frac{500}{\sqrt{3}} \exp(j120^\circ)$ — фазные напряжения сети 500 кВ; K_{1A} , K_{1B} , K_{1C} — коэффициенты трансформации обмоток высшего и низшего напряжений промежуточных трансформаторов соответственно фаз A, B и C ; K_{2A} , K_{2B} , K_{2C} — коэффициенты трансформации обмоток высшего и среднего напряжений промежуточных трансформаторов соответственно фаз A, B и C ; Z_{sA} , Z_{sB} , Z_{sC} — полные сопротивления КЗ фаз A, B и C сети

500 кВ соответственно; Z_{1A} , Z_{1B} , Z_{1C} — приведенные к обмотке ВН испытываемого трансформатора сопротивления КЗ промежуточных трансформаторов соответствующих фаз в режиме ВН–НН; Z_{2A} , Z_{2B} , Z_{2C} — приведенные к обмотке ВН испытываемого трансформатора сопротивления КЗ промежуточных трансформаторов соответствующих фаз в режиме ВН–СН.

При испытании трансформатора ТДТН-25000/110 в режиме СН–НН по однофазной схеме, эквивалентной трехфазному КЗ, используется один промежуточный трансформатор фазы A (схема a , рис. 1). При необходимости параметры схемы можно изменять, используя РПН в нейтрали обмоток ВН промежуточного трансформатора.

Испытания трансформатора в однофазном режиме СН–ВН, эквивалентном трехфазному КЗ, могут быть проведены по одной из трех схем b , $в$, $г$. В схеме b использованы обмотки ВН и НН трех промежуточных трансформаторов, подключенных ко всем трем фазам сети 500 кВ, в схеме $в$ к сети 500 кВ подключен один промежуточный трансформатор, у которого использована обмотка $A_m X_m$, а другой трансформатор с закороченной обмоткой применен как реактор, ограничивающий ток КЗ. В схеме $г$ к фазам A и B сети 500 кВ подключены два промежуточных трансформатора, последовательно соединенные вторичные обмотки которых (у одного — СН– $A_m X_m$, у другого — НН– by) подключены к испытываемому трансформатору со стороны обмотки ВН.

Для испытаний трансформатора в трехобмоточном режиме СН–ВН–НН, эквивалентном трехфазному КЗ, могут использоваться схемы d и e . В первой из них принимают участие обмотки ВН и СН всех трех промежуточных трансформаторов T_2 , причем схема включения обмоток СН дает удвоение напряжения на испытываемом трансформаторе. Схема b имеет только два промежуточных трансформатора. В качестве первичных в обоих трансформаторах используются обмотки ВН, вторичных — в транс-

форматоре фазы A — обмотка СН, фазы B — обмотка НН. Вторичные обмотки СН и НН промежуточных трансформаторов соединены последовательно.

На рис. 1 также рассмотрены однофазные схемы испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 в трех наиболее тяжелых режимах (схема $г$ для режима СН–НН, схемы $з-к$ — для режима СН–ВН и схемы $e-м$ — для режима СН–ВН–НН). Данные, приведенные на рис. 1, дают представление о широком выборе схем испытаний и возможностях сетевого стенда. Всего было рассмотрено около 30 вариантов схем.

Окончательно схема испытаний для каждого из режимов выбиралась с учетом простоты ее практической реализации в конкретных условиях стенда (простой монтаж, возможность перехода от одной схемы к другой) и — при прочих равных условиях — требования использовать одноименные обмотки промежуточных трансформаторов. Поэтому испытываемый трансформатор всегда возбуждался со стороны обмоток СН от обмоток НН промежуточных трансформаторов (рис. 2–4).

Необходимость анализа большого числа схем испытаний и выбора оптимального варианта является одной из особенностей испытаний на сетевом стенде. Вторая особенность по сравнению с методикой испытаний на генераторном стенде — характер проведения наладочных и зачетных опытов.

Наладочные опыты на генераторном стенде проводятся при пониженном напряжении, которое просто регулируется возбуждением. Уменьшить напряжение при наладочных опытах на сетевом стенде можно путем изменения схемы испытаний. В реальных условиях это делать затруднительно, так как переход от схемы к схеме занимает много времени, да и смысл наладочного опыта теряется, так как перед зачетным опытом необходимо проверить работу всего оборудования. Поэтому наладочный и зачетный опыты проводились по одной и той же схеме, но в первом случае апериио-

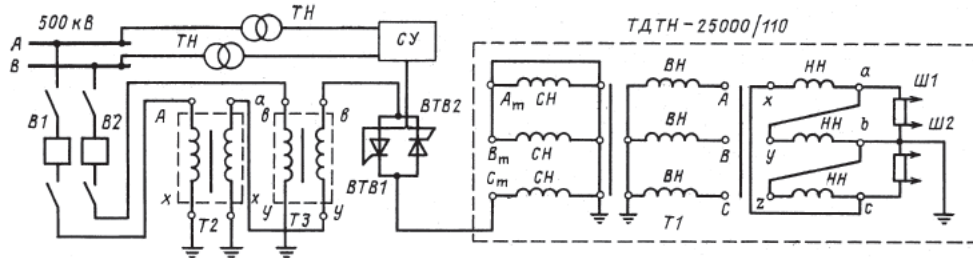


Рис. 2. Схема испытаний фазы С трансформатора ТДТН-25000/110 в режиме СН–НН: Т1 — испытываемый трансформатор; Т2, Т3 — промежуточные трансформаторы; В1, В2 — воздушные выключатели; ВТВ1, ВТВ2 — высоковольтные тиристорные вентили; СУ — система управления ВТВ; ТН — трансформатор напряжения; Ш1, Ш2 — измерительные шунты

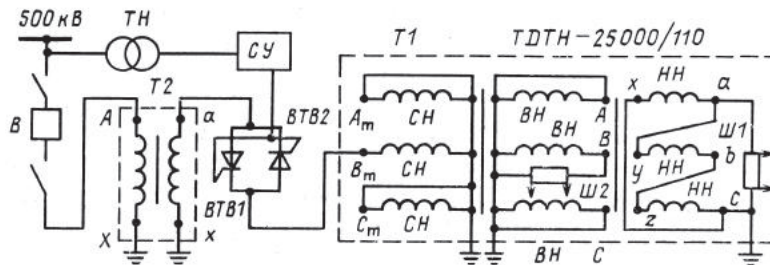


Рис. 3. Схема испытаний фазы В в режиме СН–ВН (обозначения те же)

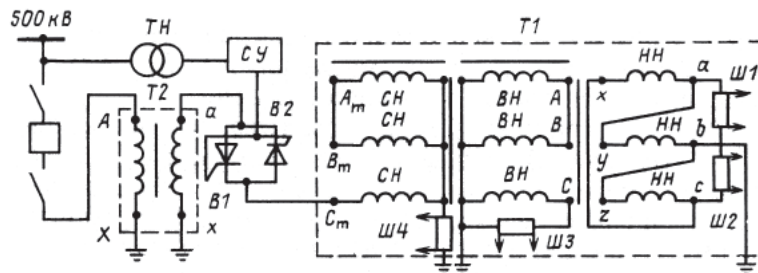


Рис. 4. Схема испытаний фазы С в трехобмоточном режиме СН–ВН–НН

дическая составляющая тока КЗ ограничивалась путем коммутации ВТВ в момент максимума напряжения ($\alpha = 90^\circ$). При такой методике требуемый по программе ударный ток КЗ (ударный коэффициент $K_{уд}$) обеспечивается точным заданием угла первой коммутации ВТВ (угол α).

Расчетная зависимость ударного коэффициента от угла α включения ВТВ каждой схемы испытаний определяется выражением

$$K_{уд}(\alpha) \frac{i_{уд}}{\sqrt{2}I_{уст}} = \sin(\omega t_{max} + \alpha - \varphi) + \sin(\varphi - \alpha) \exp(-\omega t_{max} \operatorname{ctg} \varphi) \approx 1 + \sin(\varphi - \alpha) \exp[(-\operatorname{ctg} \varphi) \times$$

$$\times (180^\circ - \alpha) \pi / 180^\circ], \quad (3)$$

где $i_{уд}$ — ударный ток КЗ; $I_{уст}$ — установившееся значение тока КЗ;

$$\omega = 314 \text{ 1/с}; \quad \varphi = \operatorname{arctg} \frac{\sqrt{Z_\Sigma^2 - R_\Sigma^2}}{R_\Sigma}; \quad Z_\Sigma,$$

R_Σ — полное и активное сопротивление КЗ цепи питания испытываемого трансформатора; $t_{max} \approx \frac{\pi(180^\circ - \alpha)}{\omega \cdot 180^\circ}$ — время достижения током КЗ значения $i_{уд}$.

Перед испытаниями для каждой схемы строится расчетная зависимость $K_{уд}(\alpha)$, которая впоследствии уточняется при проведении наладочных и зачетных опытов. Расхождение

между расчетными и экспериментальными значениями $K_{уд}$, обычно не превышающее 3–4%, вызвано отклонениями параметров сети во время испытаний и неточностью установки углов α .

Перед зачетными опытами по осциллограмме наладочного опыта определяется точное значение установившегося тока КЗ и по кривой $K_{уд}(\alpha)$ задается необходимый угол в зависимости от требуемого ударного тока. При таком способе достигается высокая точность получения нормируемого ударного тока.

Методика проведения испытаний соответствовала ГОСТ 20243-74. Трансформатор испытывался в баке с маслом, без системы охлаждения. Он был установлен на открытой площадке подстанции, оборудованной системой пожаротушения. До динамических испытаний были проведены ревизия трансформатора без подъема колокола, импульсное дефектографирование [4], опыты ХХ и КЗ при пониженном напряжении, измерено сопротивление изоляции обмоток и сделан физико-химический анализ масла.

Перед зачетными опытами каждого режима были выполнены наладочные опыты в такой последовательности: включение промежуточного трансформатора (трансформаторов) на ХХ; проверка правильности син-

хронизации аппаратуры управления опытом; установка углов включения ВТВ $\alpha = 90^\circ$ (опыт без апериодической составляющей в токе) и длительности опыта 1–3 полупериода; снятие контрольной осциллограммы исполнительных команд устройства автоматического управления опытом, выходных импульсов аппаратуры управления и кривой питающего напряжения без подачи импульсов на ВТВ; наладочный опыт длительностью 1–3 полупериода с углом включения 90° для контроля установившегося тока КЗ; наладочный опыт той же или большей длительности с углом включения, соответствующим ударному току, не превышающему 80% нормируемого значения; снятие контрольной осциллограммы команд и углов включения вентилей для зачетного опыта без подачи питающего напряжения на объект испытаний. Типичные осциллограммы наладочных опытов даны на рис. 5. В ходе первого наладочного опыта (рис. 5,а) длительностью 0,01 с при угле включения ВТВ 90° проверялись действие автоматики управления опытом и возможность получения установившегося тока КЗ в обмотках трансформатора. Наладочный опыт (рис. 5,б) длительностью 0,06 с проводился при угле включения ВТВ $\alpha = 23^\circ$ для уточнения зависимости ударного коэффициента $K_{уд}(\alpha)$.

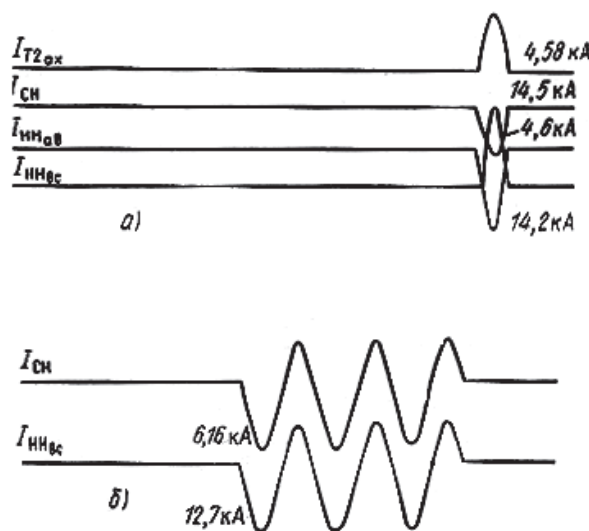


Рис. 5. Осциллограммы наладочных опытов перед испытаниями трансформатора в режиме СН–НН: ток без апериодической составляющей (а); ток с апериодической составляющей (б)

При необходимости наладочные опыты проводились и между зачетными. После каждого зачетного опыта измерялись сопротивление и потери КЗ. После всех зачетных опытов одного режима выполнялся тот же объем контрольных измерений, что и перед испытаниями трансформатора.

Регистрация напряжений и токов осуществлялась на двух осциллографах. На первом из них записывались напряжения и токи всех трех фаз сети 500 кВ, напряжение и ток ВТВ, а также их импульсы управления; на втором, установленном на передвижном наблюдательном пункте в непосредственной близости от испытываемого трансформатора, — токи в обмотках трансформатора ТДТН-25000/110.

В соответствии с программой на первом этапе испытывалась фаза *A* в режиме СН–НН. Во втором наладочном опыте (при полностью включенной обмотке СН) вследствие ошибочно заданного алгоритма следящей системы управления ВТВ трансформатор был подвергнут ненормированному повышенному воздействию: по обмоткам в течение 0,5 с протекал незатухающий ток с амплитудой в каждом периоде, практически не отличающейся от расчетного значения ударного тока КЗ. В результате, как показали контрольные обмеры, после этого наладочного опыта в обмотке НН фазы *A* произошло витковое замыкание. Это потребовало изменения программы и использования чисто однофазных схем испытаний вместо эквивалентных (все обмотки фазы *A* были закорочены). Дальнейшие испытания в режиме СН–НН проводились на фазе *C* (рис. 2). Первый зачетный опыт проводился при полном (CH_{max}), а остальные четыре — при минимальном (CH_{min}) числе витков обмотки СН. Анализ осциллограмм зачетных опытов, результаты контрольных измерений и импульсного дефектографирования показывают, что фаза *C* выдержала испытания без повреждений.

Фаза *B* трансформатора испытывалась в режиме СН–ВН (рис. 3). Чтобы избежать влияния насыщения

стержня, перед каждым зачетным опытом проводилось намагничивание испытываемого трансформатора выпрямленным током при помощи ВТВ и промежуточного трансформатора от сети 500 кВ. Анализ осциллограмм подтвердил эффективность такого способа намагничивания. Первый зачетный опыт проводился при минимальном (CH_{min}) числе витков обмотки СН и полностью включенной регулировочной обмотке (BH_{max}), остальные четыре — при том же числе витков обмотки СН и отключенной обмотке *PO* (BH_{min}). Перед каждым зачетным опытом проводилось намагничивание магнитопровода испытываемого трансформатора.

Влияние замкнутого треугольника обмоток НН компенсировалось увеличением ударного и установившегося токов КЗ в обмотке СН соответственно до 102–105 и 104–106% нормируемых значений. Это дало возможность получить в обмотке ВН не менее 96% ударного и 100–101% установившегося тока КЗ.

Сравнение расчетных и измеренных значений токов в обмотках испытываемого трансформатора дано в табл. 2.

Анализ осциллограмм зачетных опытов, результатов контрольных измерений и импульсного дефектографирования свидетельствует о том, что трансформатор выдержал второй этап испытаний без повреждений.

Третий этап — проведение испытаний фазы *C* в трехобмоточном режиме НН–СН–ВН (рис. 4). Первый этап проводился при полностью включенной обмотке СН (CH_{max}) и регулировочной (BH_{max}), последующие четыре — при минимальном числе витков обмотки СН (CH_{min}) и включенной обмотке *PO*. И в этом режиме трансформатор прошел испытания без замечаний.

В качестве примера на рис. 6 дана типичная осциллограмма токов одного из зачетных опытов этого режима.

Результаты испытаний обмотки СН в этом режиме показали, что торцевые катушки растягиваемых осевыми силами обмоток при выполнении их из провода ПБС имеют уровень

Таблица 2

Режим	Обмотка	Установившийся ток КЗ, кА		Ударный ток КЗ, кА	
		Расчет	Опыт	Расчет	Опыт
CH _{max} –НН	НН	7,45	7,1	19,16	18,20
	СН	3,52	3,36	9,04	8,72
CH _{min} –НН	НН	6,8	6,56	18,5	17,80
	СН	3,52	3,50	9,58	9,45
CH _{min} –ВН _{max}	СН	3,46	3,40	8,97	9,13
	ВН	0,95	0,91	2,45	2,36
CH _{min} –ВН _{min}	СН	3,65	3,46	9,47	9,39
	ВН	1,38	1,36	3,58	3,45
CH _{max} –ВН _{max} –НН	НН	6,43	6,6	16,92	16,3
	СН	4,83	5,28	12,71	12,8
	ВН	0,54	0,61	1,43	1,48
CH _{min} –ВН _{max} –НН	НН	6,47	6,87	16,91	16,6
	СН	5,34	5,45	13,9	13,7
	ВН	0,55	0,59	1,43	1,5

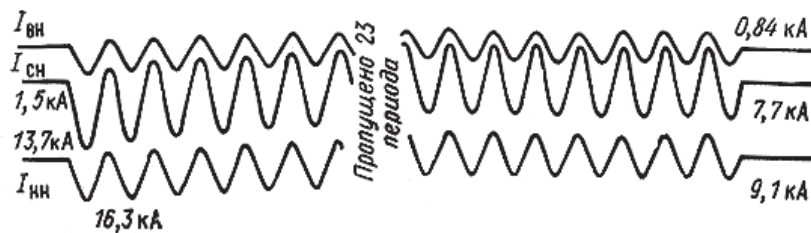


Рис. 6. Осциллограмма третьего зачетного опыта в режиме НН–СН–ВН (фаза С): $I_{ВН}$, $I_{СН}$, $I_{НН}$ — токи обмоток ВН, СН и НН

осевой устойчивости, по крайней мере, на 40–50% выше, чем для медного провода.

Разборка трансформатора после испытаний не обнаружила повреждений в фазах В и С. Таким образом, подтверждена техническая возможность испытаний мощных силовых трансформаторов общего назначения на электродинамическую стойкость в условиях сетевого стенда 500 кВ МИС г. Тольятти. При этом показано, что в качестве коммутатора могут быть использованы высоковольтные тиристорные вентили. В процессе исследований заложены основы методики испытаний на сетевом стенде.

Литература

1. Трансформаторы. Сб. докл. Международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЭ-80). М.: Энергоиздат. 1982.
2. Кулаков В.П., Лытаев Р.А., Севрюгов А.В. и др. Испытания сверхмощных высоковольтных тиристорных вентилей на мощном испытательном стенде в городе Тольятти. Энергетика за рубежом. Передачи энергии постоянным током высокого напряжения (СИГРЭ-76). М.: Энергия. 1978.
3. Панибратец А.Н., Савельев М.П. Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32». Электротехника. 1978.
4. Аветиков Г.В., Левицкая Е.И., Попов Е.А. Импульсное дефектографирование трансформаторов при испытаниях на электродинамическую стойкость. Электротехника. 1978. № 4.

Индикация повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую стойкость

Лурье А.И., Левицкая Е.И.*

Одним из важнейших требований, предъявляемых к силовым трансформаторам, является их динамическая устойчивость при аварийных коротких замыканиях.

ВЭИ им. В.И. Ленина производит такие испытания силовых трансформаторов I, II и частично III габаритов, используя ударный генератор.

Места повреждений трансформаторов до сих пор устанавливались спустя некоторое время после испытания, в основном при ревизии. Для точного определения числа коротких замыканий, которое выдержал трансформатор, установления начальной стадии повреждения и для выяснения причин повреждений в результате воздействия механических усилий необходимо иметь объективные данные о процессах на трансформаторе во время короткого замыкания.

При динамических испытаниях трансформаторов снимаются осциллограммы, на которых регистрируются линейные напряжения и токи короткого замыкания. Часто токи короткого замыкания не изменяются при возникновении повреждений. Изменения в кривых токов и напряжений наблюдаются при полном разрушении обмоток или при случайных явлениях, не связанных с электродинамическими воздействиями: обрыве отводов обмоток, выходе из строя переключателя, обрыве регулировочных ответвлений обмоток ВН и др. После каждого короткого замыкания выполняется опыт холостого хода, замеряются сопротивления изоляции обмотки ВН — корпус, обмотки НН — корпус, обмотки ВН — обмотки НН (мегаомметром) и сопротивления обмоток (мостом постоянного тока).

Однако эти испытания не позволяют достоверно судить, выдержал трансформатор короткое замыкание или нет, появились ли в нем скрытые повреждения, которые при следующем коротком замыкании полностью разрушат обмотки, можно ли продолжать динамические испытания или необходимо произвести ревизию трансформатора.

В литературе по динамическим испытаниям трансформаторов вопрос об индикации повреждений освещен слабо.

В [1, 2] описывается применение в качестве индикаторов повреждений катушек-зондов, накладываемых на внешнюю обмотку трансформатора и занимающих каждая около половины высоты обмотки.

Известен способ индикации повреждений путем сравнении индуктивностей обмоток трансформатора, измеренных до опыта короткого замыкания и после опыта. Применяется метод низковольтных импульсов. Эти методы позволяют выявлять повреждения после испытаний.

Разработанные авторами методы индикации не требуют особой подготовки трансформаторов и позволяют выявить повреждения в самом ходе динамических испытаний.

Индикатор замыкания обмоток трансформатора на корпус состоит из последовательно соединенных источника постоянного напряжения и делителя напряжения (рис. 1). В качестве регистрирующего прибора используется шлейф электромагнитного осциллографа. Перед проведением испытаний схема подключается к одной из обмоток трансформатора.

* В работе принимала участие Л.М. Копылова.

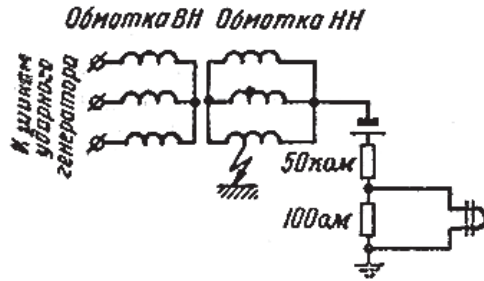


Рис. 1. Схема индикатора замыкания обмотки НН на корпус

Принцип действия индикатора заключается в том, что при замыкании обмотки НН на магнитопровод образуется цепь для протекания постоянного тока по сопротивлениям делителя. Момент замыкания регистрируется при этом на осциллограмме.

На рис. 2,а представлена осциллограмма короткого замыкания

трансформатора мощностью 100 кВА. Кривая индикации регистрирует развитие разрушения обмотки НН: после 9-го периода тока КЗ возникает неустойчивое замыкание на корпус, переходящее на 15-м периоде в устойчивое замыкание. Характерно, что в кривых токов не обнаруживается никаких изменений, хотя обмотки

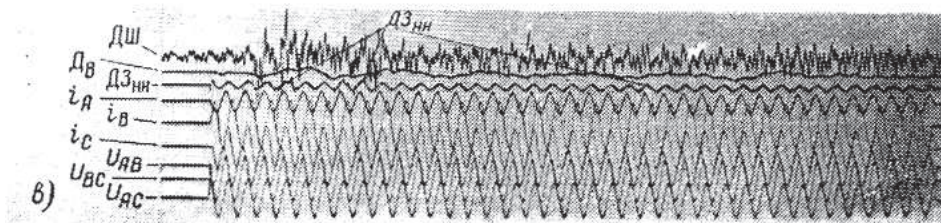
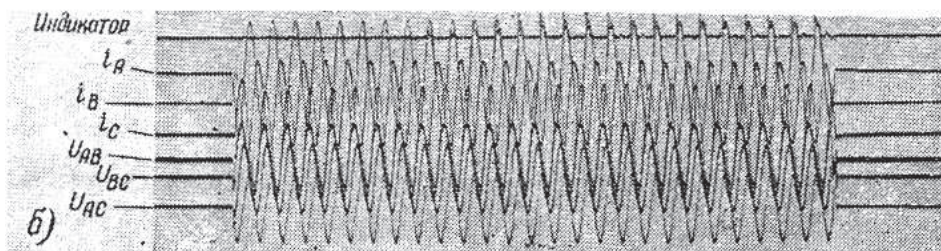
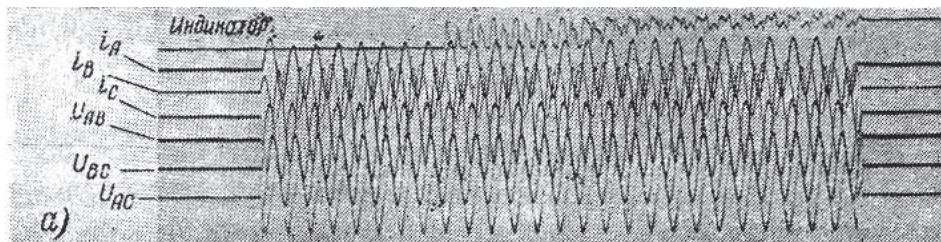


Рис. 2. Осциллограммы короткого замыкания трансформаторов с записью индикаторных кривых: i, u — линейные токи и напряжения короткого замыкания; а — кривая индикации фиксирует в конце опыта металлическое замыкание обмотки НН на корпус; б — кривая индикации фиксирует восстанавливающееся (после опыта короткого замыкания) замыкание обмотки НН на корпус; в — ДЗ_{НН} — датчик замыкания фиксирует витковые замыкания в моменты времени короткого замыкания, указанные стрелками; ДШ — запись кривой шума трансформатора; ДВ — запись кривой вибрации трансформатора

трансформатора получили значительные повреждения.

На рис. 2,б приведен другой пример индикации повреждения трансформатора 100 кВа, где индикатор зафиксировал возникновение неустойчивого замыкания на корпус, обнаружить которое удалось только при ревизии после динамических испытаний. В данном случае индикаторная осциллограмма послужили основанием для прекращения дальнейших испытаний трансформатора.

Опыт применения индикатора при динамических испытаниях показал, что часто индикатор записывает в опыте КЗ синусоиду 50 Гц и при отсутствии повреждения. По-видимому, при этом по делителю протекает ток, создаваемый частью напряжения нулевой последовательности, возникающего из-за несимметрии напряжений ударного генератора. Обнаружено, что в некоторых случаях кривая индикации искажается. Искажение кривой индикации служит указанием на то, что динамические испытания трансформатора необходимо прекратить и произвести его ревизию. Судя по характеру искажения можно полагать, что оно вызвано дугowymi замыканиями.

В качестве примера приводится рис. 2,в. Трансформатор был поврежден при динамических испытаниях на втором ударе. Обмотка ВН замкнулась на ярмо, в обмотке НН возникли витковые замыкания в шести местах. На осциллограмме появляются разнообразные отклонения от нормальной синусоиды.

В настоящее время датчик замыкания на корпус применяется при всех динамических испытаниях трансформаторов. Уже накоплен опыт определения характера повреждения трансформатора при КЗ по изменениям в осциллограммах. При проведении динамических испытаний трансформаторов в случае обнаружения аномальностей в осциллограммах дальнейшие испытания прекращаются и производится ревизия трансформатора.

Индикация повреждений с помощью датчиков вибрации. Этот метод основан на том, что при многих видах повреждений возникает вибрация трансформатора или изменяется нормальный уровень вибрации.

При коротком замыкании на осциллограмме записывается кривая изменения давления на опоры трансформатора с помощью четырех особых динамометров (датчиков вибрации). На рис. 3 показан такой датчик. Основными деталями датчика являются: основание, упругий элемент и подъемный болт. Упругий элемент представляет собой консольную балку равного сопротивления. Балка изготовлена из закаленной высокоуглеродистой стали. Подъемный болт со сферической головкой выполнен из закаленной высококачественной стали.

Чувствительными элементами являются тензодатчики сопротивления, наклеиваемые на упругую балку. Для изготовленных датчиков вибрации применены тензодатчики из константановой проволоки диаметром 0,03 мм с размерами решетки 25×9 мм, имеющие сопротивление порядка 650 Ом. При нагрузке подъемного болта балка равного сопротивления будет изгибаться. Верхние тензодатчики окажутся в условиях растяжения, нижние — сжатия. Соответственно этому схема соединений тензодатчиков представляет собой полумост, одним плечом которого являются параллельно соединенные верхние тензодатчики, другим — нижние.

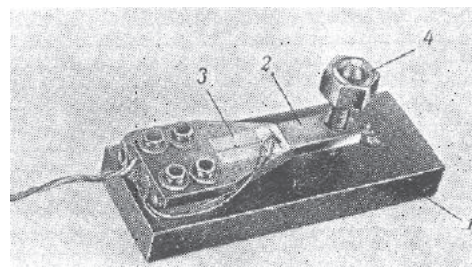


Рис. 3. Общий вид датчика вибрации (без защитного кожуха): 1 — основание; 2 — балка равного сопротивления; 3 — тензодатчики; 4 — опорный болт

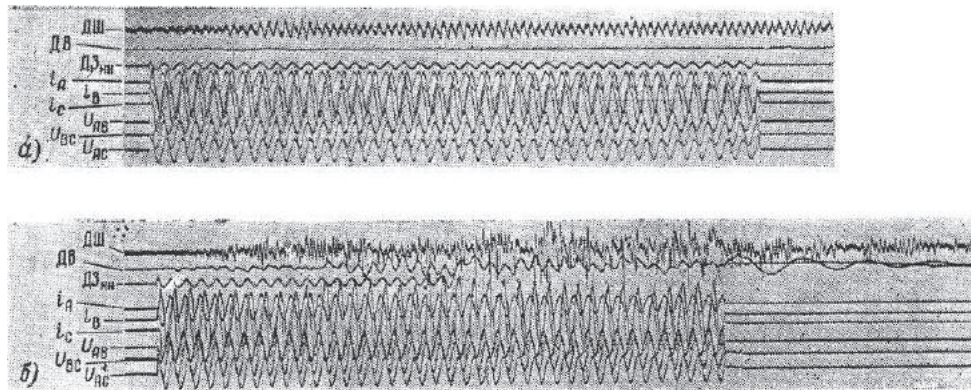


Рис. 4. Индикаторные кривые при динамическом испытании трансформатора: *а* — опыт короткого замыкания, сопровождающийся повреждением; *б* — повреждение этого же трансформатора при следующем опыте короткого замыкания; ДШ — датчик шума; ДЗ — датчик замыкания обмотки НН на корпус; ДВ — датчик вибрации

Перед динамическими испытаниями четыре датчика вибрации располагаются под дном бака трансформатора. Подъемные болты устанавливаются таким образом, чтобы трансформатор оказался поднятым на четырех датчиках вибрации. Измерительный кабель соединяет датчик вибрации с измерительной схемой, расположенной на пульте управления ударного генератора.

Параллельное соединение мощных тензодатчиков выполнено с целью упрощения измерительной схемы (без применения тензометрического усилителя). Измерительная схема работает по принципу неравновешенного моста, плечами которого являются параллельно соединенные датчики сопротивления и два аккумулятора. После подъема испытуемого трансформатора на болты датчиков вибрации производится балансировка моста. Далее прибор переключается на чувствительный шлейф осциллографа, который производит запись вибрации трансформатора на осциллограмме короткого замыкания.

На рис. 4,а приведена осциллограмма первого опыта короткого замыкания трансформатора мощностью 320 кВА, при котором он не получил повреждений, и осциллограмма второго опыта короткого замыкания (рис. 4,б), при котором обмотки трансформатора получили ряд серьез-

ных повреждений. На этой осциллограмме ясно видно возрастание уровня вибраций трансформатора по мере развития разрушений обмоток.

Индикация повреждений по изменению кривой шума трансформатора. При коротких замыканиях, сопровождающихся повреждением трансформаторов, обычно сильно возрастает шум трансформатора. В связи с этим была осуществлена индикация повреждений, основанная на записи кривой шума. В качестве датчика использован пьезомикрофон, обладающий большой чувствительностью и дающий малый уровень помех при действии магнитных полей. В схеме применен обычный усилитель низкой частоты с выходом на шлейф осциллографа.

Камера динамических испытаний, в которой проводились исследования, не приспособлена для шумовых испытаний (имеет малый объем, не снабжена звукопоглощающими стенками и т.д.). При осциллографировании шума было обнаружено, что звуковые колебания после отключения ударного генератора продолжают длиться в течение длительного времени (несколько секунд). Однако и в этих неблагоприятных условиях четко осуществляется индикация повреждений.

На осциллограмме рис. 4,а записана кривая шума трансформатора мощностью 320 кВА. При этом опыте

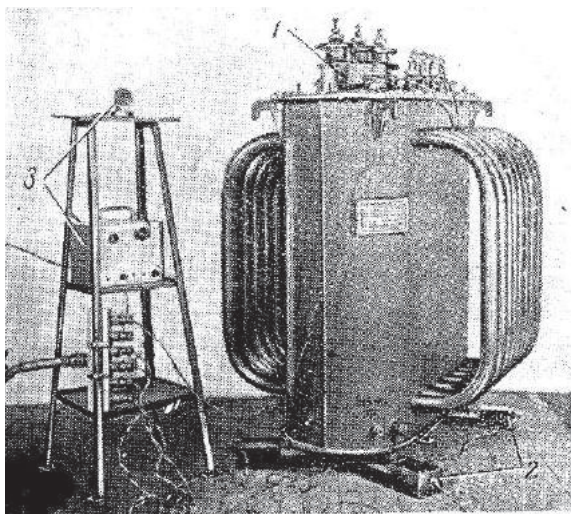


Рис. 5. Общий вид трансформатора в испытательной камере с приборами индикации: 1 — датчик замыкания обмотки НН на корпус; 2 — датчики вибрации; 3 — микрофон с усилителем для записи кривой шума

трансформатор не получил повреждений. Об этом свидетельствуют индикаторные кривые. При втором опыте трансформатор получил серьезные повреждения (рис. 4,б). Кривая шума на этой осциллограмме сильно изменилась. Значительное повышение уровня шума свидетельствует о серьезном повреждении трансформатора.

В дальнейшей работе шум записывался через усилитель с двойным интегрированием сигнала, что позволило получать более информативные кривые, напоминающие кривые электромагнитных сил.

Совместное применение методов индикации повреждений. При динамических испытаниях трансформаторов были применены одновременно все три описанные системы индикации повреждений. На рис. 5 показан трансформатор в испытательной камере со всеми приборами индикации.

Имеются случаи, когда все три индикатора почти одновременно указывают на возникновение поврежде-

ний при коротком замыкании (рис. 4,б).

Зафиксированы случаи, когда повреждения регистрируют два метода индикации. На осциллограмме рис. 2,в о начале повреждения свидетельствуют изменения в кривой шума ($DШ$) и искажения в кривой датчика замыкания на корпус ($DЗ_{НН}$).

Методы индикации, опробованные на трансформаторах сравнительно небольших мощностей (до 1800 кВа), безусловно, окажутся полезными при динамических испытаниях более крупных трансформаторов.

Литература

1. Ciniero A. Verifica del comarattamento dinamico del transformatori in condicione di corto circuito a tensione nominale. *Electrotechnica*. 1960, № 9.
2. Aftalion R. Investigation relatives a la résistance mécanique des enroulements de transformateurs de grande puissance soumis à des courts-circuits répétés. *Revue generale de l'électricité*. 1960, № 1.

Диагностика обмоток силовых трансформаторов методом низковольтных импульсов

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.*

Метод низковольтных импульсов (НВИ) известен уже 25 лет [1] как наиболее чувствительный метод обнаружения остаточных деформаций в обмотках силовых трансформаторов вследствие электродинамических воздействий.

В ряде стран, в том числе в СССР, метод НВИ включен в национальные стандарты на методики испытаний силовых трансформаторов на стойкость при КЗ [2]. Применяется метод НВИ и для диагностики остаточных деформаций обмоток в эксплуатации.

Суть метода заключается в подаче прямоугольного импульса низкого напряжения на одну из обмоток трансформатора, регистрации и анализе переходного импульсного тока, представляющего собой реакцию обмоток на этот импульс (рис. 1). Сравнительный анализ различий в кривых импульсного переходного тока до и после электродинамического воздействия и лежит в основе метода НВИ.

При относительно малых механических перемещениях в обмотках могут существенно меняться емкости отдельных элементов обмотки (межвитковые и межкатушечные емкости, а также емкости на соседний концентр или магнитопровод), а при су-

щественных деформациях — и индуктивности деформированных элементов (рис. 2). Поэтому переходный импульсный ток, амплитуды и частоты которого зависят от емкостных и индуктивных связей в обмотке и между обмотками, является наиболее чувствительным индикатором механических деформаций.

Установки типа «Импульс» разных модификаций применяются на основных испытательных стендах и в ряде энергосистем СССР. За период с 1974 по 1991 гг. накоплены данные обмеров методом НВИ нескольких сотен трансформаторов различных конструкций мощностью от 0,1 до 1000 МВ·А.

На рис. 3 показана установка типа «Импульс-5», а на рис. 4 — несколько осциллограмм, иллюстрирующих применение метода для диагностики повреждений разного вида.

На основе полученного опыта дефектографирования был разработан каталог дефектограмм характерных повреждений обмоток трансформатора, предложен простой метод количественной оценки изменения состояния обмоток [3].

Наиболее часто используемым при дефектографировании трансформаторов является метод измерения

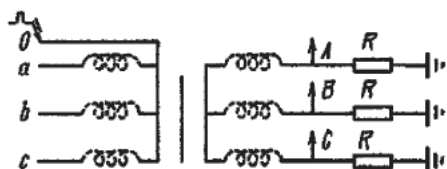


Рис. 1. Одна из схем импульсного дефектографирования трансформатора

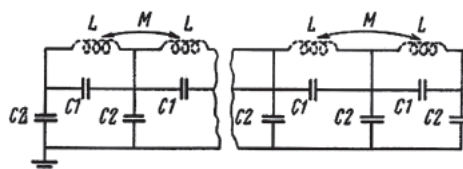


Рис. 2. Упрощенная схема замещения обмотки трансформатора

* В работе принимали участие С.В. Аликин и М.А. Филатова.

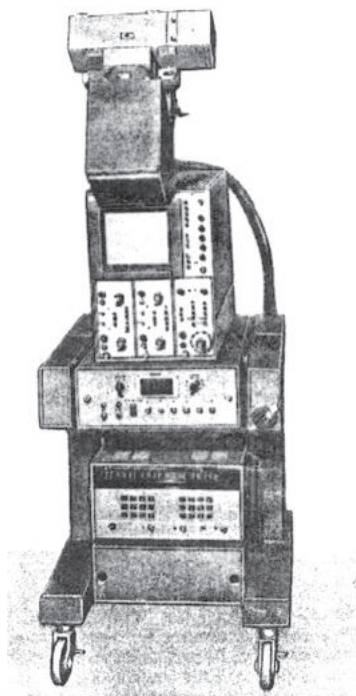


Рис. 3. Установка «Импульс-5»

сопротивления КЗ Z_K , получивший широкое распространение благодаря своей высокой чувствительности к деформациям обмоток [4, 5].

Однако высокая эффективность метода измерения сопротивления КЗ Z_K для обнаружения остаточных деформаций может быть достигнута только при обеспечении стабильности схем измерений, идентичности короток и применении приборов высокой точности. Такие требования выполнимы на испытательных стендах, но затруднительны в эксплуатации. Поэтому допустимые изменения сопротивления Z_K по-разному нормируются для испытательных стендов и в эксплуатации: по ГОСТ 20243-74 [7] изменения Z_K могут быть не более 1–1,5%, тогда как по циркуляру Минэнерго Ц-02-88(Э) допускается изменение Z_K до 3%. Опыт испытаний трансформаторов на динамических стендах подтвердил, что механические повреждения обмоток трансформаторов вследствие электродинамических воздействий могут сопровождаться значительно меньшими изменениями Z_K [6], что отражено и в [7].

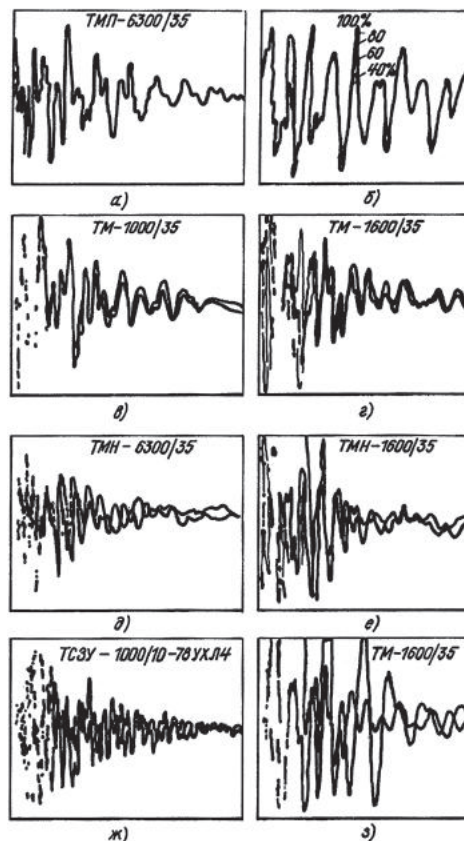


Рис. 4. Характерные осциллограммы для наиболее часто встречающихся повреждений обмоток при электродинамических воздействиях для трансформаторов разной мощности: а — повреждения отсутствуют; б — распрессовка обмоток; в — потеря прессовки, взаимное перемещение обмоток; г — потеря осевой устойчивости; д, е — потеря радиальной устойчивости внутренней обмотки; ж, з — электрическое повреждение

В табл. 1 приведены результаты диагностических обмеров ряда трансформаторов методом НВИ и измерением (по критериям ГОСТ 20243-74 и методики Ц-02-88(Э)).

Как видно из табл. 1, оценка состояния обмоток трансформаторов по методике НВИ и по изменениям Z_K в соответствии с критериями ГОСТ 20243-74 в большинстве случаев совпадает, в то время как оценка по измерениям Z_K в соответствии с методикой Ц-02-88(Э) в ряде случаев оказалась неэффективной. Следует отметить, что в практике динамических

Таблица 1

Сравнение результатов диагностических измерений и фактического состояния трансформаторов до и после динамических испытаний

Тип испытанного трансформатора	Данные диагностических обмеров по фазам		Оценка данных диагностических обмеров			Результаты разборки трансформатора, описание видов деформаций, уровень прессовки после испытаний
	Изменения Z_k по ГОСТ 20243-74 по фазам, %	Максимальные амплитудные отклонения в дефектограммах по НВИ, ΔU_{\max} , В	По критериям ГОСТ 20243-74	По методике Ц-02-88(Э)	По методу НВИ	
ТДЦ-4000000/220	A 1,6	0,79	Есть деформации	Нет повреждений	Есть деформации	Волна потери осевой устойчивости обмотки НН по всей высоте; начало потери радиальной устойчивости в торцевых катушках НН
	B 0,95	0,55	Возможны деформации			
	C 1,0	0,67				
ТМН-6300/35 (1-й образец)	A 3,43	0,47	Есть деформации	Есть повреждения Возможны повреждения	Есть деформации	Характерная волна потери устойчивости обмотки НН
	B 3,4	1,34				
	C 2,06	0,82				
ТМН-6300/35 (2-й образец)	A 1,22	0,6	Есть начальные деформации	Нет повреждений	Есть деформации	Начало потери радиальной устойчивости обмотки НН в верхней части обмотки по одной из образующих
	B 0,6	0,05	Возможны начальные деформации			
	C 0,8	0,55			Есть деформации	Начало потери радиальной устойчивости обмотки НН, верхней половины по одной образующей

Тип испытанного трансформатора	Данные диагностических обмеров по фазам		Оценка данных диагностических обмеров			Результаты разборки трансформатора, описание видов деформаций, уровень прессовки после испытаний
	Изменения Z_k по ГОСТ 20243-74 по фазам, %	Максимальные амплитудные отклонения в дефектограммах по НВИ, ΔU_{\max} , В	По критериям ГОСТ 20243-74	По методике Ц-02-88(Э)	По методу НВИ	
ТМ-6300/35	A 0,8	0,05	Возможны начальные деформации	Нет повреждений	Нет существенных деформаций	Механическая стабилизация обмоток, распрессовка обмоток из-за начальной деформации прессующего кольца
	B 0,53	0,07			Возможны начальные деформации	
ТМН-2500/35	A 1,9	0,1	Есть деформации	Нет повреждений	Есть начальные деформации	Начальная деформация прессующего кольца, распрессовка. Значительные деформации прессующего кольца, осевые смещения обмоток, распрессовка
	B 4,0	0,22		Есть повреждения	Есть деформации	
ТМ-6300/35	A 1,1	0,06	Возможны начальные деформации	Нет повреждений	Возможны начальные деформации	Распрессовка обмоток на 33%.
	B 1,5	0,11	Есть деформации		Есть деформации	Распрессовка на 62%, полегание проводов верхних катушек НН

Таблица 2

Вид повреждения	Чувствительность метода	
	Измерение Z_k	НВИ
Электрические повреждения (КЗ, обрыв)	+	+
Потеря радиальной устойчивости внутренних обмоток	+	+
Потеря прочности наружных обмоток	+	+
Частичная потеря радиальной устойчивости в локальной зоне обмотки	–	+
Взаимные осевые смещения обмоток	–	+
Потеря осевой прочности	–	+
Полегание проводов из-за воздействия осевых сил	–	+
Скручивание и поворот обмоток из-за воздействия тангенциальных сил	–	+
Распрессовка обмоток	–	+

Примечание: (+) — хорошая чувствительность, (–) — слабая чувствительность.

испытаний на стенде ВЭИ не было случаев, чтобы чувствительность метода НВИ была ниже чувствительности традиционных методов диагностики или оказалась недостаточной для обнаружения повреждений.

В табл. 2 приведено сопоставление чувствительности метода НВИ с основным методом, используемым для дефектографирования трансформаторов при испытаниях и в эксплуатации — измерением сопротивления КЗ на основе данных, полученных при динамических испытаниях трансформаторов.

Как видно из табл. 2, метод НВИ обладает хорошей чувствительностью к большому количеству видов повреждений. Важно, что этот метод позволяет определить не только фазу, но и обмотку, в которой произошло повреждение.

Эксплуатация предыдущих установок «Импульс» в энергосистемах требовала высокой квалификации операторов, поэтому установки приобрели только такие мощные энергосистемы страны, как «Донбассэнерго», «Ленэнерго», «Мосэнерго», «Свердловскэнерго».

В настоящее время в связи с ростом компьютеризации и автоматизации измерений появилась возмож-

ность переложить наиболее тонкие и квалифицированные функции операторов, связанные с обработкой и интерпретацией результатов дефектографирования, на ЭВМ.

По заказам энергосистем разработана установка «Импульс» нового поколения на базе микропроцессорной техники. Установка обеспечивает современный уровень обработки результатов измерений, математическое исследование амплитудно-частотных характеристик кривых импульсного тока с помощью ЭВМ. Получены новые дополнительные критерии оценки результатов дефектографирования, появляется возможность использования накопленной годами базы данных по обмерам методом НВИ для сравнительных оценок результатов дефектографирования аналогичных конструкций.

Установка (рис. 5) состоит из трех основных функциональных блоков: общесистемной части, генератора зондирующих импульсов с усилителем мощности и устройства связи с объектом.

Общесистемная часть представлена ПЭВМ «Роботрон-ЕС1834», совместимой с IBM PC/XT, и имеет следующие аппаратные средства:

системное устройство с винчестером 20 Мбайт и двумя накопителями на гибких магнитных дисках, ОЗУ 640 Кбайт; сопроцессор типа INTEL 8087; клавиатура; монохромный графический монитор; печатающее устройство с широкой печатью.

В качестве генератора зондирующих импульсов используется стандартный генератор Г5-82 в комплекте со специально разработанным в ВЭИ усилителем мощности. Амплитуда основных импульсов (длительностью 1 мкс) около 300 В, длительности фронта и среза не превышают 100 и 50 нс соответственно.

Устройство связи с объектом служит для коммутации измерительных каналов (при измерениях на трех фазах) и выбора делителей напряжения, преобразования сигнала на базе аналого-цифрового преобразователя Ф-4226 с частотой дискретизации 20 МГц.

На время транспортировки все блоки установки закрепляются на несущих рамах, имеющих резиновые амортизаторы, внутри герметичного шкафа.

Особенностью дефектографирования трансформаторов методом НВИ является необходимость совместить в ограниченном времени собственно измерения, включающие в себя большой объем данных измерений, обработку данных измерений, анализ и оценку результатов измерений. Очевидно, наиболее эффективной для ускорения всей процедуры измерений была бы ее полная автоматизация — с момента подключения установки к вводам трансформатора до распечатки отчета с результатами дефектографирования.

Однако, учитывая, что новая методика импульсного дефектографирования трансформаторов и новые критерии находятся еще в стадии совершенствования, акцент в разработке программных средств был сделан в основном на диалоговый режим.

Разработанное программное обеспечение условно можно разделить на три части:

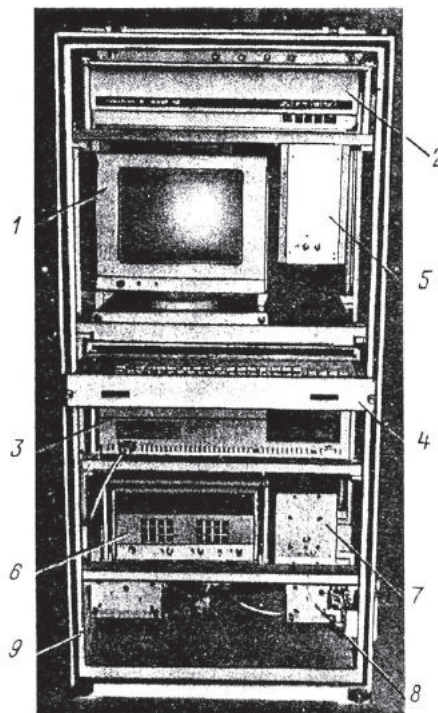


Рис. 5. Установка типа «Импульс» на базе микропроцессорной техники: 1 — дисплей; 2 — печатающее устройство; 3 — системный блок ПЭВМ; 4 — клавиатура; 5 — устройство связи с объектом; 6 — генератор прямоугольных импульсов; 7 — усилитель мощности; 8 — вентиляторы; 9 — виброударопрочный шкаф

программы тестирования и съема (тестирование измерительной схемы, пятикратный съем, статистическая обработка с оценкой по доверительному интервалу, коррекция нуля, фильтрация помех);

программы обработки (анализа) результатов измерений — вывод с наложением нормограммы и дефектограммы, расчет разности, расчет коэффициентов парной корреляции, расчет и сравнение спектров частот нормограммы и дефектограммы с использованием алгоритма быстрого преобразования Фурье;

программы оценки — обобщение результатов измерений, предварительная оценка состояния обмоток трансформатора (экспресс-анализ).

В качестве примера на рис. 6, 7 показаны результаты дефектографирования двух трансформаторов мощностью 630 кВ·А при динамических испытаниях на стенде ВЭИ с использованием новой установки «Импульс».

На рис. 6, 7 показаны: *a* — нормограмма и дефектограмма (до и после испытаний) с наложением; *b* — осциллограмма их разностей; *в* — спектры частот нормограммы и дефектограммы; *г* — парная корреляционная функция, показывающая, в каком диапазоне частот произошли изменения; K_r — коэффициент парной корреляции нормограммы и дефектограммы.

Как видно из рис. 6, *a*, нормограмма и дефектограмма, снятые на первом трансформаторе, практически полностью совпадают. Их разность (рис. 6, *b*, *г*) не превышает 0,05 В, а коэффициент парной корреляции близок к единице. Изменения в низкочастотной части спектра (рис. 6, *в*, *г*) также незначительны. Результаты измерений сопротивления КЗ (изменение $Z_k < 0,2\%$) и разборка трансформатора подтвердили отсутствие каких-либо деформаций в обмотках.

При анализе изменений в осциллограммах разностей начальная часть осциллограмм (участок длительностью 3–5 мкс) не рассматривалась,

так как изменения в этой области связаны с большой крутизной высокочастотного сигнала и повышенной чувствительностью к внешним факторам (помехам, качеству сборки измерительной цепи и т.д.).

Во втором трансформаторе (рис. 7) импульсное дефектографирование зафиксировало изменения в состоянии обмоток фазы *B* за время испытаний: хотя нормограмма и дефектограмма (рис. 7, *a*) представлены в более крупном масштабе, чем на рис. 6, *a*, между ними видно отличие. Это подтверждается резко возросшей амплитудой осциллограммы разности (рис. 7, *b*) и снижением коэффициента парной корреляции ($k_r = 0,968$). В частотной области (рис. 7, *в*, *г*) также произошли значимые изменения. Изменение сопротивления Z_k за время испытаний составило более 1,5%. Ревизия трансформатора после испытаний обнаружила сильную распрессовку обмоток и смещение концевой изоляции.

Год эксплуатации лабораторного варианта установки нового поколения уже показал широкие возможности совершенствования методики дефектографирования при компьютерной обработке данных, а именно:

расширение использования накопленного опыта применения мето-

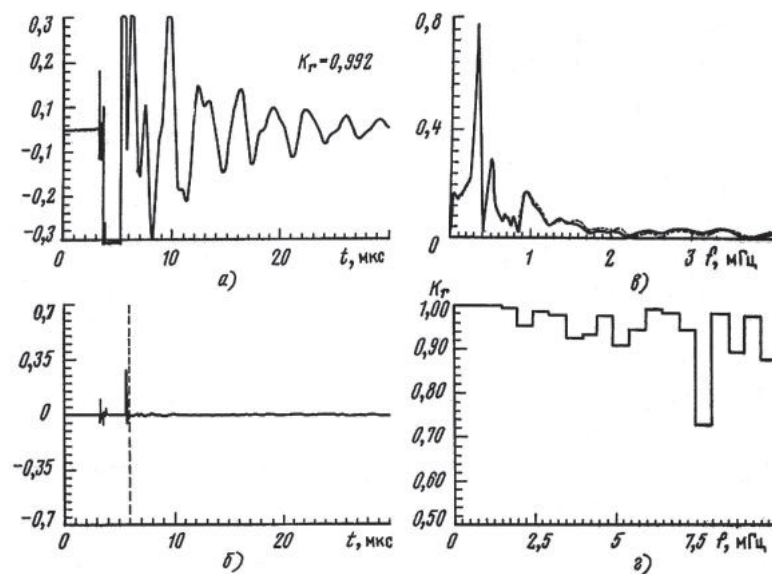


Рис. 6. Результаты импульсного дефектографирования трансформатора ТМ-630/35 (первый образец): пример отсутствия изменений

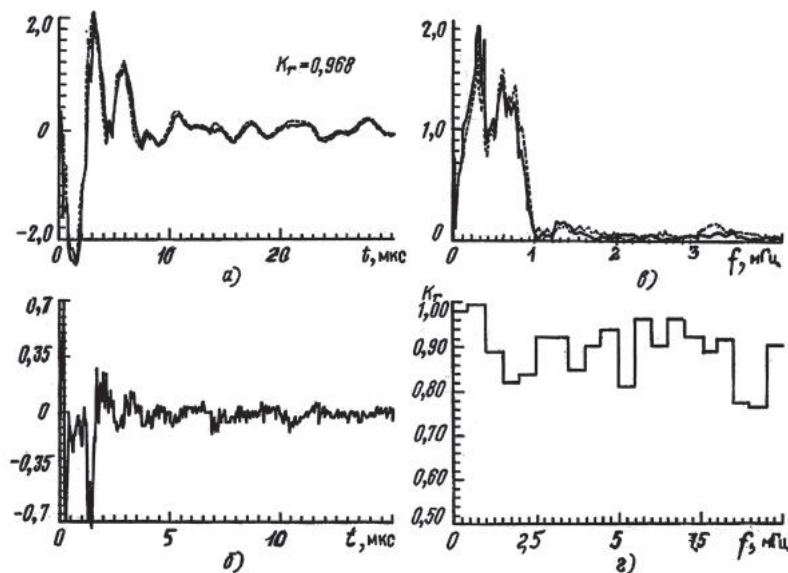


Рис. 7. Результаты импульсного дефектографирования трансформатора ТМ-630/35 (второй образец); пример распрессовки обмоток со смещением прокладок

да НВИ в виде базы данных по характерным повреждениям;

проведение расчетных исследований с имитацией «характерных повреждений», искусственно вносимых в схему замещения обмоток разных конструкций;

совершенствование и увеличение надежности критериев оценки результатов с помощью повышения уровня автоматизации при съеме, обработке информации и выдаче заключения о состоянии обмоток трансформатора.

Кроме того, эксплуатация новой установки дала возможность наметить пути создания портативной установки «Импульс» на базе узкофункционального импульсного генератора и малогабаритного блока связи с объектом (разработки ВЭИ) и портативных компьютеров. Такая малогабаритная установка значительно облегчила бы ее эксплуатацию.

Обмеры методом НВИ, как показал опыт, могут служить основанием для увеличения межремонтных сроков или даже предотвратить аварии при обнаружении распрессовки обмоток или потере их радиальной устойчивости.

Учитывая дефицит резервных трансформаторов в энергосистемах,

следует, очевидно, ожидать, что экономическая эффективность от применения установок «Импульс» будет возрастать.

Литература

1. Лех В., Тымински Л. Новый метод индикации повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую прочность. *Электричество*. 1966. № 1.
2. Аветиков В.Г., Левицкая Е.И., Попов Е.А. Импульсное дефектографирование трансформаторов при испытаниях на электродинамическую стойкость. *Электротехника*. 1978. № 4.
3. Аликин С.В., Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Филатова М.А. Количественная оценка результатов импульсного дефектографирования обмоток силовых трансформаторов. *Электротехника*. 1990. № 5.
4. Соколов В.В., Цурпал С.В., Конов Ю.С., Короленко В.В. Определение деформаций крупных силовых трансформаторов. *Электрические станции*. 1988. № 6.
5. Конов Ю.С., Короленко В.В., Федорова В.П. Обнаружение повреждений трансформаторов при коротких замыканиях. *Электрические станции*. 1980. № 7.
6. Лурье А.И., Шлегель О.А. Повышение точности измерения отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов. *Электротехника*. 1991. № 12.
7. ГОСТ 20243-74. Трансформаторы силовые. Методы испытаний на стойкость при коротком замыкании. М.: Изд-во стандартов.

Анализ механического состояния обмоток силовых трансформаторов по результатам диагностики

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.

В настоящее время состояние трансформаторного парка в энергосистемах характеризуется значительной долей изношенного оборудования, нормируемый срок службы которых уже истек или близок к этому. Периодически перед обслуживающим персоналом возникает вопрос: нужно ли выводить трансформатор для капитального ремонта, или его эксплуатация может быть продолжена.

Нормально спроектированный трансформатор должен выдерживать КЗ. Однако известно, что в эксплуатации еще осталось значительное количество трансформаторов, стойкость которых к воздействию токов КЗ с самого начала была недостаточной: так они были спроектированы.

Продление жизни трансформатора в значительной степени зависит от стабильности механических характеристик его обмоток. Однако даже в правильно спроектированном трансформаторе очень часто (в большинстве случаев) заложены предпосылки его будущих проблем применительно к электродинамической стойкости. Причины этих предпосылок связаны с технологией изготовления обмоток, из-за чего обмотки изначально могут иметь некоторую магнитную несимметрию.

Обмотки трансформаторов стараются делать магнитосимметричными, что позволяет минимизировать электродинамические силы, действующие в обмотках и на опоры: прессующие кольца, ярмовые балки. В новом трансформаторе эта несимметрия невелика и не представляет опасности для трансформатора. Однако, чем старше трансформатор, тем больше электродинамических воздействий при КЗ, толчках нагрузки он получа-

ет, тем больше меняются физико-химические и механические свойства.

В результате этих воздействий происходит увеличение начальной магнитной несимметрии. (Магнитная несимметрия обладает неприятной особенностью: она изменяется всегда в сторону увеличения). А чем больше магнитная несимметрия, тем больше электродинамические силы, которые, в свою очередь, вызывают еще больший рост несимметрии. В некоторых случаях электродинамические силы могут возрасти настолько, что разрушат трансформатор. При испытаниях трансформатора на стойкость при КЗ в условиях стенда это может произойти за 5 опытов КЗ, а иногда и быстрее. Естественно, в эксплуатации этот процесс очень растянут во времени и зависит от условий эксплуатации, тем не менее, он представляет реальную опасность, и к этому надо быть готовым.

Однако истинная оценка механического состояния обмоток трансформатора в эксплуатации довольно трудна и не всегда возможна даже при визуальном осмотре активной части.

В настоящее время в России для диагностики механических деформаций обмоток трансформаторов наиболее широко применяются два метода: метод измерения сопротивления короткого замыкания (метод Z_k) и метод низковольтных импульсов (метод НВИ).

Ниже приведены некоторые результаты исследований состояния обмоток трансформаторов в условиях эксплуатации, проведенных методом низковольтных импульсов.

Описание метода низковольтных импульсов. Суть метода (см. рис. 1) состоит в том, что от специального генератора на обмотки (или в нейтраль) расщинованного трансформа-

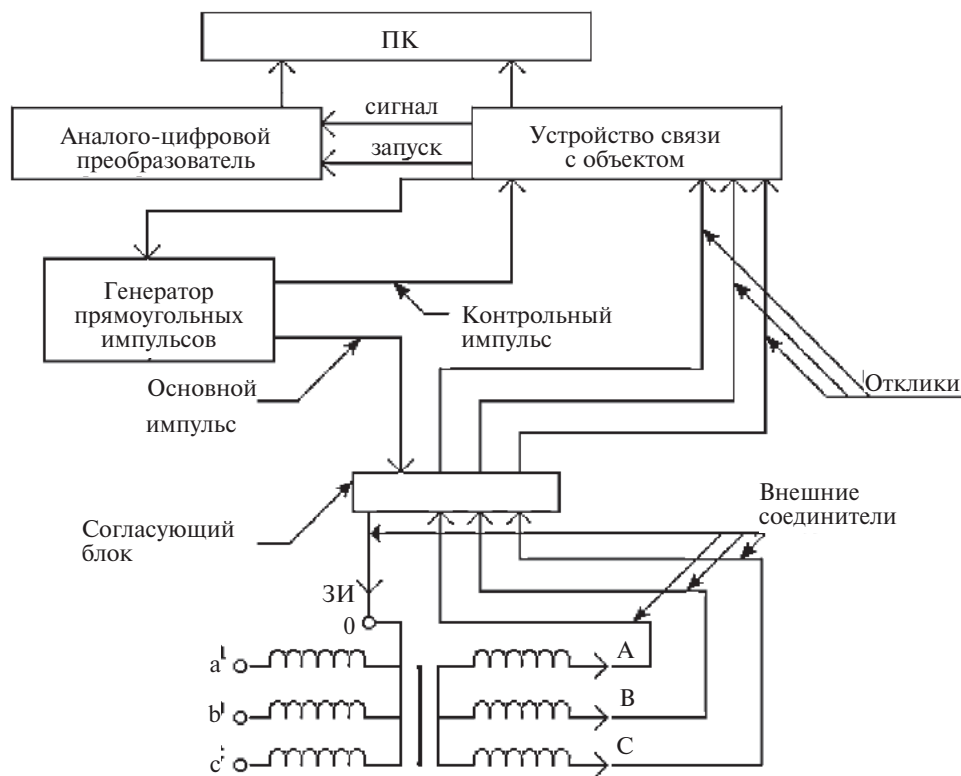


Рис. 1. Схема диагностики обмоток трансформаторов методом НВИ

тора подается прямоугольный зондирующий импульс низкого напряжения (100–500 В) и одновременно осциллографируются реакции обмоток на воздействие этого импульса — напряжения на измерительных сопротивлениях, подключенных к другим обмоткам. Изменения в осциллограммах и их спектрах (получаемых в результате математической обработки) свидетельствуют о наличии или отсутствии деформаций обмоток трансформатора.

Диагностическая установка «Импульс-8» состоит из двух блоков. Блок 1 включает в себя портативный персональный компьютер (рис. 2) с установленными внутри платами аналого-цифрового преобразователя — АЦП и устройства связи с объектом — УСО (рис. 3). Блок 2 — генератор прямоугольных импульсов (рис. 4). В состав установки входят также калибратор для тестирования измерительной схемы, согласующий

блок, кабели и соединители. Вес установки в сборе не превышает 15 кг.

В состав диагностической установки входит программное обеспечение (как для среды Windows, так и для DOS), обеспечивающее управление процедурой измерений, обработки и анализа результатов измерений, ведение базы данных, подготовку протокола диагностики.



Рис. 2. Портативный компьютер

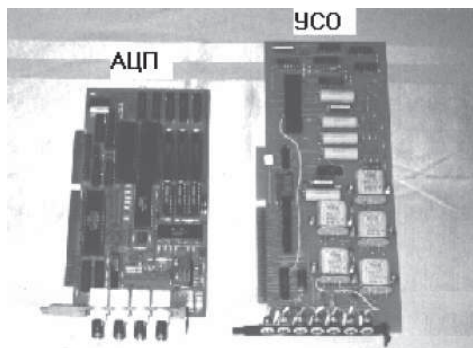


Рис. 3. Платы АЦП и УСО



Рис. 4. Генератор импульсов

Помимо диагностики деформаций обмоток установка может быть использована в режиме цифрового осциллографа для регистрации разнообразных аналоговых сигналов (например, при осциллографировании устройств РПН).

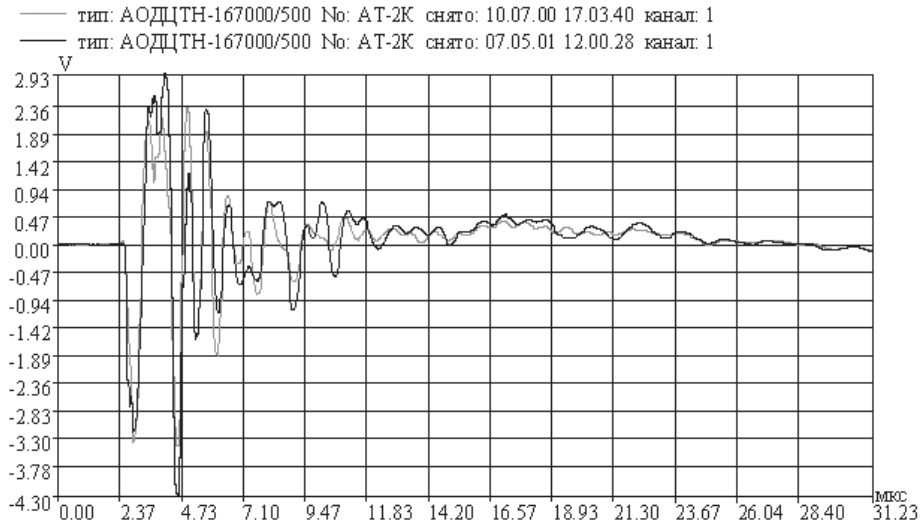
Результаты диагностики трансформаторов в эксплуатации методом НВИ. Метод низковольтных импульсов был предложен сначала для контроля механического состояния обмоток трансформаторов при их испытаниях на стойкость при КЗ. В России, начиная с 1973 г., все крупные испытательные стенды (в Москве, Запорожье, Свердловске, Тольятти), были оснащены разработанными в ВЭИ диагностическими установками типа «Импульс». За 25 лет применения метода низковольтных импульсов на испытательных стендах проведена диагностика более двухсот трансформаторов мощностью от 25 до 400000 кВА при их испытаниях на стойкость при КЗ. В ряде случаев именно применение метода низковольтных импульсов позволило выявить повреждения на ранней стадии их развития и своевременно остановить испытания.

С 1973 г. разработанные в ВЭИ установки «Импульс» стали применять такие энергосистемы как Донбассэнерго, Ленэнерго, Мосэнерго, Свердловэнерго, Челябинэнерго, Башкирэнерго и другие, а также предприятия, имеющие большое энергохозяйство (например, Норильский металлургический комбинат), крупные электростанции (Сургутская ГРЭС).

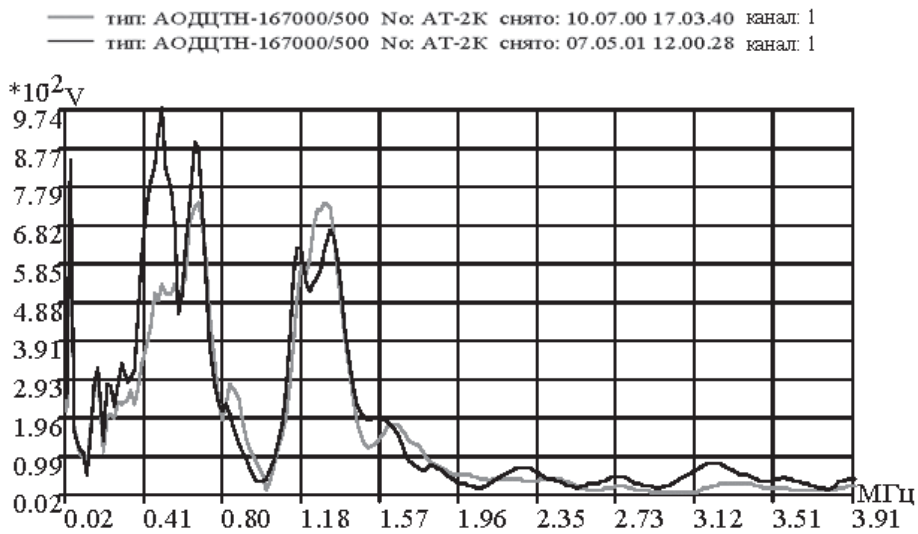
На основе обмеров, проведенных на сотнях трансформаторов разного класса напряжения и мощности, были разработаны критерии оценки механического состояния обмоток трансформаторов по результатам диагностики методом низковольтных импульсов. Положительные результаты диагностики во многих случаях являются основанием для отказа от необходимости проведения планового ремонта трансформатора. Отрицательные результаты позволяют своевременно обнаружить развивающиеся повреждения, предотвратить их перерастание в тяжелые аварии.

В качестве примера на рис. 5 приведены осциллограммы и их спектры, полученные при диагностике автотрансформатора АОДЦТН-167000/500 на подстанции Мосэнерго. Первичное дефектографирование производилось в июне 2000 г., повторное — в мае 2001 г. после отключения трансформатора газовой защитой из-за КЗ в сети 500 кВ. Значительное расхождение нормограммы и дефектограммы позволяет сделать предположение о наличии значительных механических деформаций в области обмоток СН–ВН, хотя изменение сопротивления КЗ и не превысило нормируемого значения.

В основе метода НВИ лежит принцип последовательного дефектографирования, когда результаты текущих измерений сравниваются с результатами предыдущих измерений, а состояние трансформатора оценивается степенью отклонения нормограммы от дефектограммы.



а)



б)

Рис. 5. Осциллограммы (а) и их спектры (б), полученные при диагностике трансформатора АОДЦТН-167000/500 методом низковольтных импульсов

Однако в эксплуатации зачастую бывает так, что результаты предыдущих измерений отсутствуют, то есть нет базы для сравнения.

Анализ состояния таких трансформаторов может производиться только по результатам текущих измерений — путем сравнения обмоток разных фаз между собой. При этом поврежденной считается фаза, отличие которой от других является наиболь-

шим и превышает допустимые значения. Основная сложность такого подхода заключается в том, что обмотки разных фаз изначально имеют некоторые отличия, обусловленные технологическими и конструктивными факторами. Однако дефектографирование, проведенное на десятках трансформаторов разной мощности и класса напряжения, показали, что в большинстве случаев обмотки разных

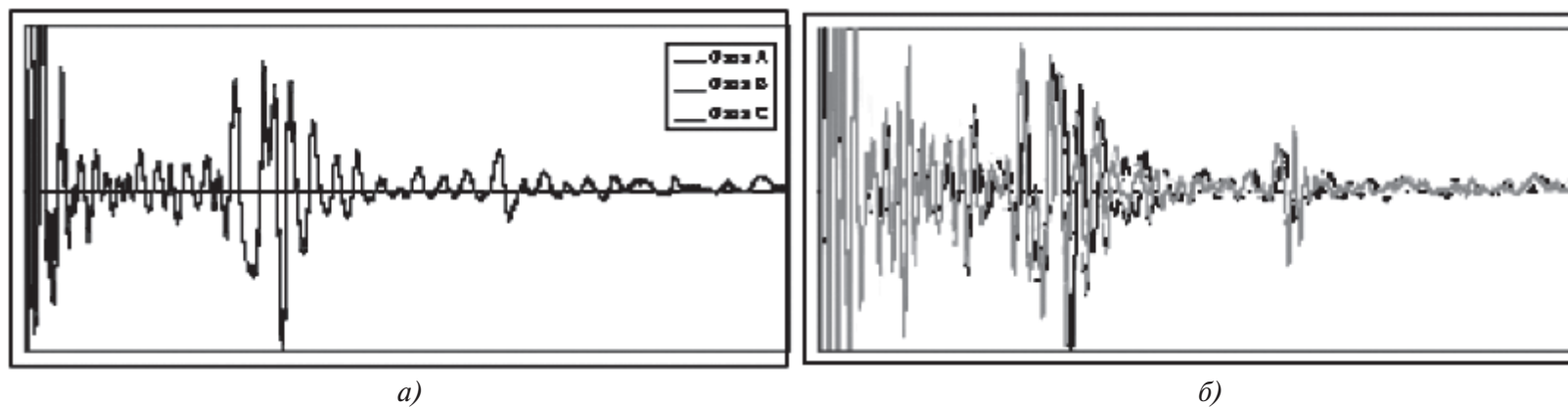


Рис. 6. Осциллограммы 3-х (а) и 15 (б) фаз трансформаторов ТЦ-275000/220

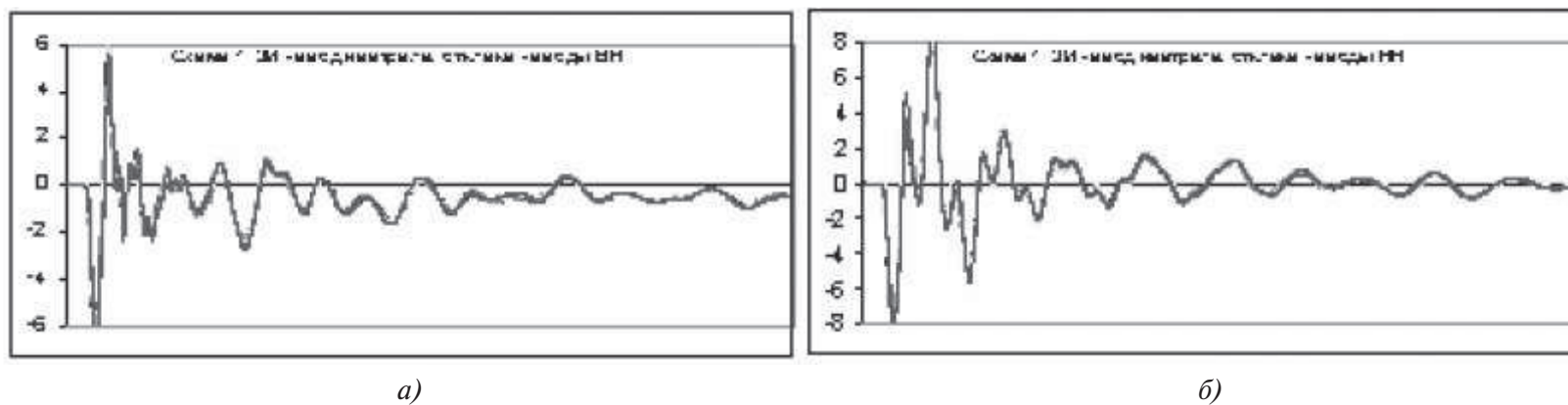


Рис. 7. Осциллограммы 6 фаз трансформаторов ТДНС-16000/35 со стороны ВН (а) и со стороны НН (б)

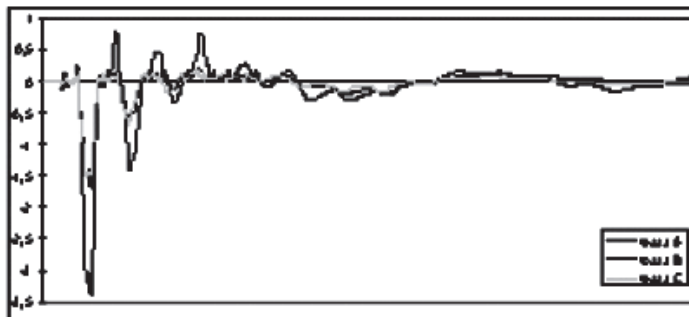


Рис. 8. Осциллограммы трех фаз трансформатора ТД-80000/110

фаз трансформаторов обладают высокой идентичностью, а установленные критерии «отбраковки» трансформаторов нуждаются лишь в незначительной коррекции.

Так, на рис. 6 приведены осциллограммы НВИ трех фаз трансформатора ТГ1 ТЦ-275000/220 (а), и осциллограммы всех пятнадцати фаз пяти трансформаторов ТГ1-ТГ5 ТЦ-275000/220 (б), установленных на Саратовской ГЭС. На рис. 7 приведены осциллограммы НВИ шести фаз двух трансформаторов ТДНС-16000/35.

Как видно из рис. 6–7, обмотки разных фаз однотипных трансформаторов одинаковой конструкции практически идентичны. Таким образом, оказывается возможной оценка механического состояния обмоток трансформатора даже при отсутствии результатов предыдущих измерений, путем сравнения разных фаз. В последние годы такой подход дал положительные результаты при обнаружении механических деформаций обмоток ряда трансформаторов: АДЦТН-200000/330 (Ленэнерго), АДЦТН-200000/220 (Челябэнерго), ТД-80000/110 (Мосэнерго). Все три трансфор-

матора были выведены из эксплуатации, а последующая разборка подтвердила наличие деформаций обмоток. В качестве примера на рис. 8 приведены осциллограммы НВИ для трансформатора ТД-80000/110, откуда видно, что осциллограмма фазы А значительно отличается от других фаз (на обмотке НН фазы А были обнаружены обширные механические деформации в виде потери радиальной устойчивости).

На рис. 9 показаны осциллограммы, снятые на трансформаторе ТРДЦН-125000/110. Дефектографирование проводилось для двух режимов РПН: когда регулировочная обмотка полностью отключена (а) и когда она полностью включена (б). Как видно из рисунков, при отключенной РО (слева) осциллограммы всех трех фаз полностью идентичны, а при включенной РО осциллограмма фазы А существенно отличается от осциллограмм фаз В и С. Причина — значительные деформации обмотки РО на фазе А. Следует отметить, что отклонение измеренных Z_k от паспортного значения не превысило 2%

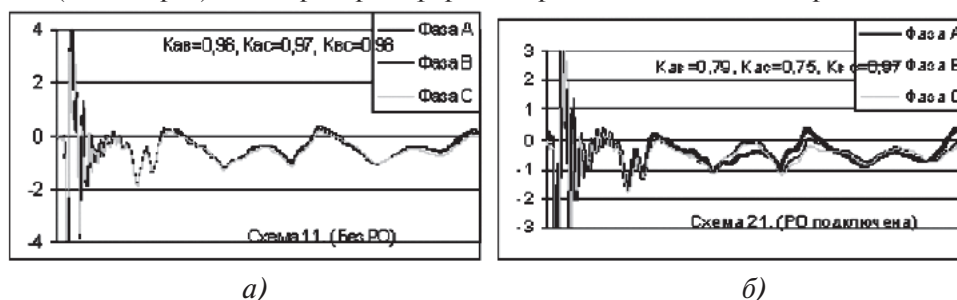


Рис. 9. Осциллограммы трех фаз трансформатора ТРДЦН-125000/110. а — РО отключена, б — РО включена

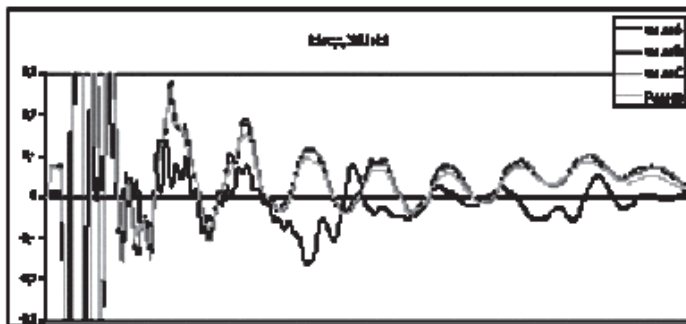


Рис. 10. Осциллограммы четырех трансформаторов АОДЦТН-333000/750

(предыдущие измерения Z_k не производились).

Однако на практике возможны случаи, когда конструкция обмоток одной из фаз (для трансформаторов, установленных в группу) может отличаться от других фаз (например, после капремонта). Это нужно иметь в виду, так как наличие значительных расхождений в осциллограммах НВИ не обязательно свидетельствует о наличии деформаций обмоток трансформатора.

Так, на рис. 10 приведены осциллограммы НВИ фаз A , B , C и резервной фазы трансформаторной группы однофазных автотрансформаторов типа АОДЦТН-333000/750/330, откуда видно, что обмотки фазы A значительно отличаются от фаз B , C и резервной. В связи с этим было сделано предположение о наличии серьезных повреждений обмоток фазы A . Однако на основе анализа конструкций обмоток трансформаторов был сделан вывод, что основная причина различия в осциллограммах — не механические деформации, а отличие конструкции обмотки СН фазы A от обмоток других фаз: на фазе A обмотка СН непрерывная, тогда как на других фазах — переплетенные.

Благодаря применению метода НВИ при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ оказалось возможным количественно оценить три типичных уровня состояния обмоток трансформатора по результатам дефектографирования с помощью установок «Импульс»:

$K_r > 0,98$, $\delta < 3\%$ — изменения механического состояния обмоток нет: продолжение эксплуатации транс-

форматора возможно без плановой ревизии (K_r — коэффициент парной корреляции, характеризующий степень отличия двух осциллограмм; $K_r = 1$, если осциллограммы полностью идентичны; δ — разность осциллограмм в процентах);

$0,98 > K_r > 0,96$, $5\% > \delta > 3\%$ — имеются начальные изменения механического состояния обмоток, наиболее часто связанные с распрессовкой отдельных фаз или обмоток, которые еще не являются опасными и не требуют немедленного вывода трансформатора из эксплуатации для ремонта или обширной ревизии.

$K_r < 0,96$, $\delta > 5\%$ — имеются остаточные деформации в обмотках, требующие срочной ревизии и проведения полного комплекса диагностических обмеров.

Одним из основных требований, без выполнения которого невозможно получить достоверные результаты диагностики, является высокая воспроизводимость результатов измерений. В отличие от диагностики при электродинамических испытаниях трансформаторов на испытательных стендах, когда интервал между двумя последовательными измерениями составляет минуты, в условиях эксплуатации повторная диагностика трансформатора может производиться через многие месяцы и даже годы. За это время возможно некоторое изменение параметров диагностической установки из-за вынужденной замены некоторых узлов, изменение процедуры диагностики (расположение кабелей, выбор каналов, соединителей, мест заземления и т.п.), что снижает воспроизводимость измерений.

Эта проблема может быть решена как ужесточением требований к обеспечению стабильности основных параметров аппаратуры, к процедуре измерений, так и совершенствованием самого метода диагностики таким образом, чтобы проблема воспроизводимости результатов перестала быть актуальной.

Для реализации такого подхода в настоящее время в ВЭИ существующий метод НВИ дополнен методом частотного анализа (МЧА). Суть метода частотного анализа заключается в том, что от свип-генератора на ввод обмотки подается синусоидальный сигнал с частотой, изменяющейся от нескольких десятков Герц до 5 мегагерц, и записываются амплитудно-частотные характеристики $A(F)$ реакции обмотки на воздействие этого сигнала. Как и в методе НВИ, измерения проводятся до и после электродинамического воздействия на обмотку при КЗ. Сравнение спектральных характеристик, полученных до КЗ (нормограммы) и после КЗ (дефектограммы), позволяет судить о наличии механических деформаций в обмотке трансформатора. Достоинством МЧА является хорошая воспроизводимость измерений, обусловленная слабой чувствительностью к некоторым изменениям параметров генератора, влиянию кабелей, соединителей и т.п. Для обоих методов используется еди-

ная элементная база. Предполагается, что созданные в ВЭИ и используемые в энергосистемах диагностические установки типа «Импульс» будут оснащены необходимыми компонентами, что позволит использовать для диагностики обмоток трансформаторов обобщенный подход, использующий оба метода.

Выводы. 1. Опыт диагностики трансформаторов в условиях эксплуатации показал, что достоверная оценка механического состояния обмоток трансформаторов возможна даже при отсутствии результатов первичного дефектографирования.

2. Если обмотки разных фаз трансформатора имеют значительные отличия, обусловленные конструктивными факторами, то достоверная оценка их механического состояния при отсутствии результатов первичного дефектографирования затруднена. Такие измерения необходимо продублировать измерениями другого однотипного трансформатора.

3. При проведении диагностики в условиях эксплуатации необходимо уделять большее внимание к воспроизводимости результатов измерений. Представляется, что в значительной степени эта проблема может быть решена с помощью разработанной в ВЭИ новой методики диагностики, основанной на методе частотного анализа.

Измерение отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов

Лурье А.И., Шлегель О.А.

При электродинамических испытаниях силовых трансформаторов на стойкость при коротком замыкании, а также при их эксплуатации важным является надежное дефектографирование — обнаружение повреждений. Несмотря на развитие в последнее время новых перспективных методов дефектографирования, таких как метод низковольтных импульсов [1, 2], наиболее простым и распространенным способом контроля состояния трансформатора остается определение отклонения индуктивного сопротивления КЗ Δx при сниженном токе КЗ с использованием вольтметра, амперметра, ваттметра и частотомера [3, 4].

Проведенные на сетевом стенде филиала ВЭИ в Тольятти динамические испытания трансформаторов мощностью от 25 до 400 МВ·А класса напряжения 110–750 кВ показали, что при относительном изменении сопротивления Δx на 0,2–0,5% в трансформаторе уже могут быть значительные деформации. Поэтому измерения относительных изменений сопротивления КЗ требуют повышенной точности. В литературе отсутствуют практические рекомендации по проведению измерения Δx , обработке результатов. Этим вопросам и посвящена статья.

На рис. 1 приведена четырехпроводная схема измерения сопротивления КЗ испытываемого трансформатора в опыте КЗ при пониженном токе. Через изолирующий трансформатор $T1$, регулировочный автотрансформатор $T2$ с подключенным амперметром (A), вольтметром (V), ваттметром (W), частотомером (f) по четырехпроводной линии напряжение от сети 220 В частотой 50 Гц подается на испытываемый трансформатор $T3$. С помощью

автотрансформатора $T2$ устанавливается определенное значение тока и практически одновременно снимаются показания приборов. Подсчитывается значение индуктивного сопротивления x_i^{50} , приведенное к частоте 50 Гц по следующим формулам:

$$x_i^{50} = \left(\frac{20}{T_i I_i} \right) \sqrt{(U_i I_i)^2 - (P_k - \gamma_{\text{пр}} U_i^2)^2}, \quad (1)$$

где U_i, I_i, P_k — показания вольтметра, амперметра, ваттметра в i -м опыте, T_i — период питающего напряжения (показание частотомера) i -го опыта, мс; $\gamma_{\text{пр}}$ — суммарная проводимость параметров измерительных приборов (определяется схемой соединения амперметра, вольтметра и пр.).

Для получения значения индуктивного сопротивления КЗ испытываемого трансформатора на стендах проводят многократные измерения и определяют математическое ожидание, принимаемое далее как искомое значение сопротивления,

$$x^{50} = \sum_{i=1}^n x_i^{50} / n. \quad (2)$$

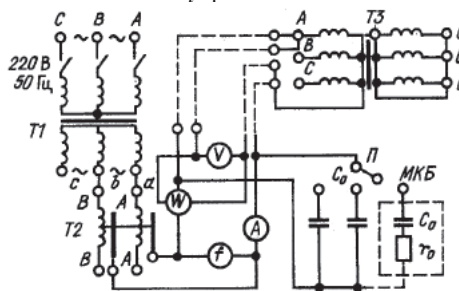


Рис. 1. Четырехпроводная схема измерения сопротивления x^{50} : $T1$ — изолирующий трансформатор типа ТС 1,6/0,38 У1; $T2$ — регулировочный автотрансформатор типа РНО-250/310; $МКБ$ — магазин конденсаторных батарей (образцовые емкости Р 544, класс 0,2); $T3$ — испытываемый трансформатор

Число измерений n на разных стендах выбирается произвольно, без анализа влияния на погрешность измерения, обычно $n = 1 \div 5$.

Значение индуктивного сопротивления x^{50} является результатом косвенных измерений и согласно [5] может быть представлено в виде:

$$x^{50} = x^{50} \pm \Delta(x^{50}) + \lambda(x^{50}), \quad (3)$$

где $\Delta(x^{50})$ — случайная погрешность; $\lambda(x^{50})$ — систематическая погрешность измерений.

В общем случае, когда измерения проводятся не одними и теми же приборами (но с известной точностью), они называются неравноточными. Для них среднеквадратичная погрешность

$$\Sigma(x^{50}) = \Delta x^{50} = \sqrt{(\delta_U \sigma_U)^2 + (\delta_I \sigma_I)^2 + (\delta_T \sigma_T)^2 + (\delta_P \sigma_P)^2}, \quad (4)$$

где $\sigma_U, \sigma_I, \sigma_T, \sigma_P$ — среднеквадратичные погрешности вольтметра, амперметра, частотомера и ваттметра; $\delta_U, \delta_I, \delta_T, \delta_P$ — относительные погрешности измерений, которые определяются по формулам:

$$\left. \begin{aligned} \delta_U &= \frac{\partial x}{\partial U} = \frac{2 \cdot 10^{-4} U^2 \gamma_{\text{пр}} (UI - P_k + \gamma_{\text{пр}} U^2)^2}{\pi^2 I^3 x^{50}}; \\ \delta_I &= \frac{\partial x}{\partial I} = \frac{2 \cdot 10^{-4} (P_k - \gamma_{\text{пр}} U^2)^2 - U^2 I^2}{\pi^2 I_i^5 x^{50}}; \\ \delta_T &= \frac{\partial x^{50}}{\partial T} = \frac{x^{50}}{2}; \\ \delta_P &= \frac{\partial x^{50}}{\partial P_k} = \frac{1}{100 \pi I^4 x^{50}}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

В (4) и (5) индексы i для упрощения опущены.

Например, при измерениях по схеме рис. 1 на трансформаторе мощностью 400 МВ·А класса напряжения 220 кВ

$$\sigma(x^{50}) = \sqrt{1,1\sigma_U^2 + 0,8\sigma_I^2 + 0,05\sigma_T^2 + 0,0002\sigma_P^2}. \quad (6)$$

Из (6) следует, что на погрешность $\sigma(x^{50})$ наибольшее влияние оказывает среднеквадратичная погрешность вольтметра и амперметра и очень слабое — частотомера и ваттметра. Для измерений использовались приборы с параметрами $\sigma_U = \sigma_T = 0,2\%$; $\sigma_I = 1,0\%$; $\sigma_P = 0,5\%$. При этом среднеквадратичная погрешность $\sigma(x^{50}) = 0,3\%$.

Снижение случайной погрешности измерения возможно, если перейти на равноточные измерения — многократные измерения с помощью одних и тех же приборов, при одних и тех же условиях, с одними и теми же наблюдателями, как это обычно делается на стендах.

В этом случае следует пользоваться формулами (1)–(3), а случайную погрешность $\Delta(x^{50})$ — доверительный интервал — определять по формуле

$$\Delta(x^{50}) = t_n \sigma_{x^{50}}. \quad (7)$$

Здесь $\sigma_{x^{50}}$ — среднеквадратичная погрешность измерения, она находится в результате обработки n измерений;

$$\sigma_{x^{50}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i^{50} - x^{50})^2}{(n-1)n}}. \quad (8)$$

Коэффициент t_n (квантиль Стьюдента) выбирается по табл. 1 в зависимости от числа n и доверительной вероятности P (в электротехнике обычно $P = 0,95$).

Как видно из (8), случайная погрешность при большом числе измерений может быть существенно снижена, особенно если применить для этого современные автоматизированные измерения и вычислительную технику.

Авторами разработан алгоритм вычисления доверительного интервала $\Delta(x^{50})$ индуктивного сопротивления x^{50} и доверительного интервала точности для многократных измерений. Измерения выполняются на нескольких ступенях (n) значения пита-

ющего напряжения U_j , тока I_j и длительности периода (частоты) T_j . Это составляет частные выборки, имеющие объем $n_1, n_2, \dots, n_j, \dots, n_n$. По этим данным определяются математические ожидания $M[U_j] = \bar{U}_j$; $M[I_j] = \bar{I}_j$; $M[T_j] = \bar{T}_j$, потом математическое ожидание сопротивления для данного объема выборки $n_j - M[x_j^{50}]$, среднеквадратичное отклонение для выборки объема $n_j - \sigma_j$, среднеквадратичное отклонение по всем выборкам $\sigma_{x^{50}}$, а затем среднеквадратичное отклонение среднеарифметического для соответствующей выборки по напряжению $\bar{\sigma}_U$, току $\bar{\sigma}_I$, периоду $\bar{\sigma}_T$ данной выборки j и по всему объему измерений $\bar{\sigma}_{x^{50}}$.

Таблица 1

Значение квантилей Стьюдента t_n

n	P				
	0,5	0,85	0,95	0,98	0,99
2	1,000	6,31	12,7	31,8	63,70
3	0,816	2,92	4,3	6,96	9,92
4	0,765	2,35	3,35	4,54	5,84
5	0,741	2,13	2,78	3,75	4,60
6	0,727	2,02	2,57	3,36	4,031
7	0,718	1,94	2,49	3,14	3,711
8	0,711	1,90	3,36	3,00	3,501
9	0,706	1,86	3,31	2,90	3,36
10	0,703	1,83	2,26	2,82	3,25
12	0,697	1,80	2,20	2,72	3,10
14	0,694	1,77	2,16	2,65	3,10
16	0,691	1,75	2,13	2,60	2,991
18	0,689	1,74	2,11	2,57	2,90
20	0,688	1,73	2,09	2,54	2,861

Рассмотренный алгоритм вычисления доверительного интервала апробирован при измерениях с использованием ЭВМ типа СМ-2М с комплектом стандартных преобразователей напряжения, тока, мощности (активной и реактивной), частоты при питании от постороннего источника напряжения промышленной частоты. Частные выборки формировались при опросе ЭВМ всех преобразователей (выборка n_j) последовательно на каждой ступени питающего напряжения. Математическая обработка данных параллельных измерений с

помощью стрелочных приборов и с помощью ЭВМ СМ-2М осуществлялась на ЭВМ типа СМ-4 по специальной программе.

При измерениях с использованием СМ-2М и преобразователей класса точности 1,0 при числе измерений более 200 точек на каждой ступени питающего напряжения случайная погрешность равна или меньше случайной погрешности при измерениях приборами класса точности 0,2 и числе измерений, равном 5. Это подтверждает эффективность использования ЭВМ и преобразователей относительно низкого класса точности для измерения малых изменений сопротивления Δx .

В ходе электродинамических испытаний ведется контроль изменения индуктивного сопротивления Δx^{50} :

$$\Delta x^{50} = x_I^{50} - x_{II}^{50} \pm \Delta(\Delta x^{50}) + \lambda(\Delta x^{50}). \quad (9)$$

Нижние индексы I и II соответствуют значениям индуктивного сопротивления до и после опыта при испытаниях на стойкость при КЗ. Обычно Δx^{50} выражается в процентах к x_I^{50} .

Доверительный интервал $\Delta(\Delta x^{50})$ определяется аналогично (7)

$$\Delta(\Delta x^{50}) = t_n \sigma(\Delta x^{50}), \quad (10)$$

где

$$\sigma(\Delta x^{50}) = \sqrt{0,5[\sigma^2(x_I^{50}) + \sigma^2(x_{II}^{50})]}. \quad (11)$$

Значение n соответствует максимальному числу измерений x_I^{50} или x_{II}^{50} .

В табл. 2 в качестве примера приведены результаты обработки измерений (не автоматизированных) изменения индуктивного сопротивления фазы А испытываемого трансформатора мощностью 400 МВ·А в ходе исследования влияния числа измерений n на доверительный интервал $\Delta(\Delta x^{50})$.

Значения индуктивного сопротивления x_I^{50} и x_{II}^{50} , рассчитанные по (1), разделены на четыре варианта: вариант 1 — одно измерение ($n=1$); вариант 2 — три измерения ($n=3$); вариант 3 — пять измерений ($n=5$); вариант 4—14 измерений до опыта КЗ

Таблица 2

**Обработка результатов измерения реактивного сопротивления
на трансформаторе мощностью 400 МВ · А**

Номер п/п	Вариант 1		Вариант 2		Вариант 3		Вариант 4	
	x_I^{50}	x_{II}^{50}	x_I^{50}	x_{II}^{50}	x_I^{50}	x_{II}^{50}	x_I^{50}	x_{II}^{50}
1	17,961	17,954	17,919	17,959	17,919	17,959	17,919	17,959
2			17,961	17,954	17,961	17,954	17,961	17,954
3			17,962	17,972	17,962	17,972	17,962	17,972
4					17,970	17,990	17,970	17,990
5					17,899	17,980	17,899	17,980
6							17,030	17,990
7							17,966	17,970
8							17,944	17,982
9							17,953	17,960
10							17,919	17,970
11							17,927	
12							17,935	
13							17,948	
14							17,951	
\bar{x}^{50}	17,961	17,954	17,947	17,962	17,942	17,972	17,942	17,972
$\bar{\sigma}(x^{50})$			0,0142	0,0054	0,014	0,0072	0,0055	0,0041
$t_{\tilde{n}}$			4,3	4,3	2,78	2,78	2,16	2,26
$\Delta(x^{50})$			0,061	0,023	0,038	0,020	0,012	0,0092
$\Delta x^{50}, \%$	-0,040		+0,084		+0,166		+0,167	
$\sigma(\Delta x^{50})$	—		0,011		0,011		0,004	
t_n	—		4,3		2,78		2,26	
$\Delta(\Delta x^{50}), \%$	—		0,046		0,031		0,009	

($n=14$) и 10 измерений после опыта КЗ ($n=10$). Для каждого варианта рассчитаны значения доверительного интервала $\Delta(x^{50})$ и $\Delta(\Delta x^{50})$.

Например, для варианта 4 из табл. 2 значение среднеквадратичного отклонения среднеарифметического значения после подстановки данных табл. 2.

$$\sigma(\Delta x^{50}) = \sqrt{0,5(0,0055^2 + 0,041^2)} \approx 0,004; \quad (12)$$

доверительный интервал

$$\Delta(\Delta x^{50}) = t_{10} \bar{\sigma}(\Delta x^{50}) =$$

$$= 2,26 \cdot 0,004 \approx 0,009.$$

На рис. 2 приведен график зависимости измеренной величины с ук-

занием доверительного интервала изменения индуктивного сопротивления $\Delta x^{50} \pm \Delta(\Delta x^{50})$ после опыта КЗ указанного трансформатора в зависи-

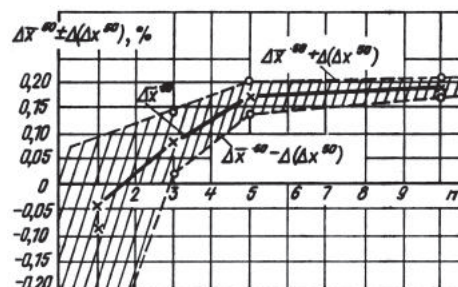


Рис. 2. График зависимости математического ожидания при измерениях изменения реактивного сопротивления $\Delta(x^{50})$ от числа измерений n

мости от числа проведенных измерений n . Из графика рис. 2, построенного по данным табл. 2, видно, что для оценки значимости измеренного изменения сопротивления на уровне 0,20% необходимо провести не менее 10 измерений.

Рассмотрим далее систематическую погрешность, которая обычно связана с неучтенными факторами: изменившейся температурой, наличием сильного магнитного поля от близлежащих объектов с токами, искажением кривой питающего напряжения и пр.

Для оценки систематической погрешности измерения изменения индуктивного сопротивления использовался способ имитации изменения с помощью дополнительной образцовой емкости C магазина конденсаторных батарей — МКБ (рис. 1), подключенной параллельно испытываемому трансформатору. Можно показать, что при этом индуктивное сопротивление x^{50} увеличивается:

$$x_{\Sigma}^{50} = x^{50}(1 + x^{50}\omega C). \quad (13)$$

В табл. 3 приведены результаты опытов для четырех ступеней магазина МКБ: $C = 1,00; 0,50; 0,125; 0,0123$ мкФ.

Таблица 3

Результаты измерений в опытах с конденсаторной батареей

Параметр	Номер ступени			
	1	2	3	4
c , мкФ	1,00	0,50	0,1215	0,0123
x_C^{50} , Ом	3185	6369	25478	258920
x_{Σ}^{50} , Ом	17,791	17,749	17,720	17,713
Δx^{50} , %	0,559	0,279	0,0695	0,0068
$\Delta x^{оп}$, %	0,543	0,303	0,135	0,096
$\lambda(\Delta x)$, %	0,0157	0,024	0,655	0,089

В табл. 3: x^{50} — индуктивное сопротивление фазы A трансформатора,

$x^{50} = 17,696$ Ом; x_{Σ}^{50} — суммарное сопротивление КЗ трансформатора с емкостью C , определяемое по (13); x_C^{50} — емкостное сопротивление соответствующей ступени МКБ; $\Delta x_{\Sigma}^{50} = (x_{\Sigma}^{50} - x^{50})$ — изменение сопротивления трансформатора с емкостью по расчету (в процентах к x^{50}); $\Delta x_{\Sigma}^{оп}$ — изменение сопротивления трансформатора с емкостью, полученное при измерениях (в процентах к x^{50}); $\lambda(\Delta x_{\Sigma}^{50} - \Delta x_{\Sigma}^{оп})$ — систематическая погрешность при измерениях изменения сопротивления трансформатора (в процентах к x^{50}).

На рис. 3 приведена зависимость измеренных значений изменения сопротивления $\Delta x_{\Sigma}^{оп}$ для разных ступеней магазина МКБ от аналогичных расчетных значений Δx_{Σ}^{50} (кривая 2). Для сравнения приведена идеальная расчетная кривая 1. Как видно, разность двух кривых, т.е. систематическая погрешность $\lambda(\Delta x^{50})$ составляет от +0,06% до 0,1% при изменении реактивного сопротивления в диапазоне от 0,02% до 0,2%, т.е. систематическая погрешность на уровне измеренного изменения сопротивления; при больших значениях Δx^{50} систематическая погрешность незначительна.

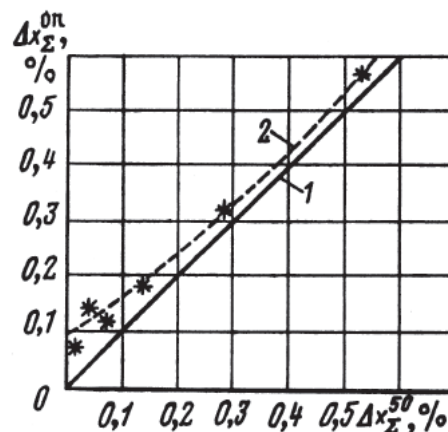


Рис. 3. Зависимость измеренного в опыте изменения сопротивления трансформатора после подключения емкости $\Delta x_{\Sigma}^{оп}$ от аналогичной величины Δx_{Σ}^{50} , полученной расчетным путем

С учетом двух видов погрешностей результат измерения Δx^{50} рассматриваемого трансформатора по (9):

$$\begin{aligned} \Delta x^{50} &= 0,167\% \pm 0,009\% + 0,033\% = \\ &= 0,2\% \pm 0,009; \end{aligned} \quad (14)$$

$$0,191\% \leq \Delta x^{50} \leq 0,209\%, \quad (15)$$

где $\Delta(\Delta x^{50}) = 0,009\%$ — случайная погрешность измерения по табл. 2 при числе измерений $n = 10$ и 14 ; $\lambda(\Delta x^{50}) = +0,033\%$ — систематическая погрешность, значение которой принято при $\Delta x_{\Sigma}^{50} = 0,167$ по кривой 2 графика рис. 4,а.

Отметим, что результат (15), полученный при числе измерений $n = 10$ и 14 , существенно отличается от результата при числе измерений $n = 1$: $\Delta x^{50} = -0,040\%$ (табл. 2) и близок к результату при числе измерений $n = 5$; $x^{50} = +0,166\%$.

Значимость результата изменения сопротивления по неравенству (15) подтверждена обнаруженными небольшими (менее 10 мм) смещениями нескольких проводников в районе перехода из внутреннего во внешний слой двухслойной обмотки НН фазы А испытываемого трансформатора.

На основании изложенного, а также накопленного опыта испыта-

ний на стойкость при КЗ более 15 мощных трансформаторов можно рекомендовать для увеличения точности определения изменения индуктивности КЗ применять многократные (не менее 5) равноточные измерения, а для фиксирования малых измерений (0,2–0,5%) — увеличивать число измерений, применять их статистическую обработку, корректировать результат учетом методической погрешности.

Литература

1. Аветиков Г.В., Левицкая Е.И., Попов Е.А. Импульсное дефектографирование трансформаторов при испытаниях на электродинамическую стойкость. Электротехника. 1978. № 4.
2. Аликин С.В., Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Филатов М.А. Количественная оценка результатов импульсного дефектографирования обмоток силовых трансформаторов. Электротехника. 1990. № 5.
3. Конов Ю.С., Короленко В.В., Федорова В.П. Обнаружение повреждений трансформаторов при коротких замыканиях. Электрические станции. 1980. № 7.
4. Соколов В.В., Цурпал С.В., Конов Ю.С., Короленко В.В. Определение деформаций обмоток крупных силовых трансформаторов. Электрические станции. 1988. № 6.
5. Новицкий В.П., Зограф И.А. Оценка погрешностей результатов измерений. Л.: Энергоиздат. 1985.

Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов

Панибратец А.Н., Лурье А.И., Зенова В.П., Левицкая Е.И.*

По результатам теоретических и экспериментальных исследований в ВЭИ разработаны методика и система программ РЭСТ по расчетам динамической стойкости трансформаторов, которая многие годы успешно используется на большинстве трансформаторных заводов России и СНГ а также за рубежом. С учетом опыта внедрения, расширения области применения и дальнейших научных проработок методика РЭСТ-ВЭИ постоянно совершенствуется.

Система обеспечивает расчеты магнитного поля рассеяния, многих параметров динамической стойкости, потерь и нагревов для различных типов трансформаторов и реакторов в полном или сокращенном объеме в зависимости от комплектации. Система имеет достаточные сервисные возможности.

Новой версией по сравнению с [1], кроме расчетов в объеме разработанных ранее в ВЭИ действующих в промышленности методов, предусмотрены (табл. 1) расчет реакторов с зазорами и без стали, расчет стойкости при бросках токов включения, расчет слоевых обмоток, обмоток из медных сплавов, упрочненной меди, склеенного провода, возможность исследования несимметрии и разности высот обмоток, расчет до середины высоты обмоток при симметричных обмотках, усовершенствованный расчет радиальной прочности, расчет на осевую устойчивость («полегание») провода, расчет при заданной силе прессовки (в том числе при прессовке общим прессующим кольцом), автоматический выбор силы прессовки и корректировка результатов расчета

осевых сил и радиальной устойчивости, новые формы итоговых таблиц основных результатов расчета, увеличенное до 25 число одновременно рассчитываемых режимов и до 10 — число одновременно рассчитываемых концентроров, диалоговые ввод данных и управление расчетом, файловая система записи результатов, вывод результатов расчета поля, потерь и нагревов в отдельные числовые файлы для использования в других программах, специальный вывод поля, включая интегральные зависимости индукций по высоте обмоток, и т.д.

Дополнительно обеспечены возможность расчета поля на произвольно расположенных вертикальных или горизонтальных образующих (отрезках), построение графиков распределения поля по обмоткам, отрезкам и образующим.

Остановимся подробнее на нескольких примерах практического использования новой версии системы РЭСТ.

Расчет реакторов с зазорами в магнитной системе. Системой предусмотрена возможность расчета поля рассеяния, потерь и динамической стойкости реакторов со сталью, имеющих стержень с зазорами. Расчет поля рассеяния проводится с допущениями для плоско-параллельного поля с учетом отражений обмоток от стержня и нижнего и верхнего ярем (или прессующего кольца). Зазоры в стержне имитируются фиктивными катушками с током. Такой подход позволяет получить достаточно точные результаты при минимальных затратах расчетного времени (по сравнению со сложными методами расчета аналогичных моделей в цилиндриче-

* В работе принимал участие И.Ш. Люблин.

Таблица 1

Параметр, назначение	Определение
<i>Область применения</i>	
Вид оборудования	Трансформаторы, автотрансформаторы, реакторы без стали, реакторы с немагнитными зазорами
Тип обмотки	Катушечная, винтовая, дисковая, слоевая
Материал и тип провода	Медный, медный сплав, упрочненная медь, алюминиевый, прямоугольный, круглый, транспонированный, подразделенный, склееный
<i>Расчетная модель магнитного поля рассеяния</i>	
Поле плоскопараллельное (двумерное)	С учетом или без учета однократных отражений от стержня, от стержня и ярм, от стержня, ярм и бака
Поле цилиндрическое	Без учета стали
<i>Расчетные электромеханические воздействия и критерии стойкости</i>	
Основные расчеты при проектировании	Осевые силы на обмотки, катушку, прессующие устройства, необходимые силы прессовки, в том числе при общей запрессовке, радиальные силы на обмотку, катушку, проводник, тангенциальные силы на обмотку, полуобмотку, катушку (виток), отводы
Исследовательские расчеты	Осевые силы с учетом их динамического характера, зависимость осевых сил от силы прессовки, от разницы высот и несимметрии обмоток, зависимость радиальных и тангенциальных сил от осевых сил
Критерии стойкости для двух предыдущих пунктов	Осевая устойчивость (на «полегание»), радиальная устойчивость, прочность, остаточные деформации
<i>Дополнительные возможности по расчету</i>	
Магнитное поле	Расчет поля на произвольных отрезках и образующих, расчет потоков
Электромагнитные и тепловые вопросы	Расчет основных и добавочных потерь в обмотках и катушках, расчет нагревов обмоток, катушек при разных системах охлаждения, расчет температуры наиболее нагретой точки
<i>Сервисные возможности и ограничения</i>	
Ввод данных и расчет	Диалоговый ввод данных и управление расчетом Автоматическое формирование расчетных схем (разбивка на зоны) и координатной сетки (по катушкам) Расчет до середины высоты обмотки
Вывод результатов	Вывод результатов в числовые и текстовые файлы, сводные таблицы основных результатов расчета, вывод графиков поля и сил, в том числе сокращенный с экстремальными значениями, вывод на английском языке
Ограничения по реализации	10 обмоток (концентров), 30 образующих (отрезков), 200 катушек (точек) по высоте обмотки (длине отрезка), 16 типов катушек, 54 типа канала в обмотке, 2 осевых канала в обмотке, 100 отключенных групп катушек, 25 расчетных режимов

ских координатах и с учетом дискретных ферромагнетиков, например, по методике [2]). Возможен расчет индукции и магнитного потока поля рассеяния не только в области обмоток, но и на любых произвольно заданных горизонтальных или вертикальных отрезках или образующих. Предусмотрено построение графиков

распределения поля по отрезкам и образующим.

При подготовке исходных данных к расчету стержневых реакторов с зазорами имеются некоторые особенности (в отличие от расчета трансформаторов). Рассмотрим подготовку исходных данных на примере реактора типа РОДЦ-2400-0,405.

Число режимов в общих данных задается равным 1. Число концентров в общих данных задается равным $K+1+N$ (но не более 10 концентров), где K — число реальных концентров; 1 — фиктивный концентр (концентр ФИК), имитирующий зазоры в стержне; N — число отрезков или образующих, на которых предполагается (дополнительно к расчету поля в реальных концентраторах) проводить расчет поля рассеяния (например, вертикальный отрезок на поверхности стержня, горизонтальный отрезок на уровне прессующего кольца, горизонтальный отрезок на середине средней стальной вставки и вертикальная образующая на поверхности бака). Токи задаются только для реальных концентров и концентратора ФИК (для всех остальных концентров токи задаются равными нулю). Ток в концентре ФИК рассчитывается по формуле

$$I_{\text{фик}} = \frac{B_{\text{зав}} L_{\text{зав}}}{w_{\text{фик}} \mu_0} = I_w / w_{\text{фик}},$$

где I_w — суммарные ампер-витки реальных обмоток реактора; $w_{\text{фик}}$ — суммарное число витков катушек фиктивного концентратора, принятое равным сумме высот всех зазоров, мм (например, $10 \times 2 + 45 \times 5 + 46 \times 5 = 475$ мм, $w_{\text{фик}} = 475$); $B_{\text{зав}}$ — индукция в зазоре, принятая одинаковой по всем зазорам, Тл; $\mu_0 = 0,4\pi \cdot 10^{-6}$ — магнитная постоянная, Гн/м.

Кратность тока и $K_{\text{уд}}$ задаются равными единице, если не планируется расчет динамической стойкости. Предельный канал задается равным (или меньшим) высоте наименьшей стальной вставки стержня (в рассматриваемом примере 99 мм), а параметр АРЗ — равным 0,1.

Первым от стержня задается фиктивный концентр ФИК, катушки которого имитируют немагнитные зазоры в стержне, а каналы между катушками — стальные вставки. Диаметр его задается на 0,1 мм больше, чем диаметр стержня, а радиальный размер — равным 0,09 мм. Высота концентратора задается равной расстоянию от нижнего края нижнего зазора до верхнего края верхнего зазора, ко-

ордината $Y_{\text{низ}}$ — расстоянию от нижнего ярма (или нижнего прессующего кольца, если расчет проводится с отражением от кольца) до нижнего края первого зазора, усадка изоляции задается равной нулю. Всего в концентре ФИК должно быть задано столько типов катушек, сколько типоразмеров зазоров в стержне. Число витков в каждой катушке принимается равным ее высоте (т.е. высоте зазора) в миллиметрах. Допускается более точное задание каждого зазора в виде трех катушек с разными витками (токами), высота зазора тогда равна суммарной высоте этих трех катушек. При этом требуется уточненный расчет токораспределения в витках фиктивных обмоток, например, по программе РАСТОК [3].

Высота изоляции во всех катушках принимается равной нулю, а все остальные параметры — равными единице. Как было указано, все катушки отделяются друг от друга каналами, высота которых равна высоте соответствующих стальных вставок.

Вторым, третьим и т.д. концентраторами являются реальные концентры обмотки реактора. Исходные данные этих концентров задаются обычным способом, принятым в системе программ РЭСТ.

Далее в произвольной последовательности могут быть заданы условные концентры, описывающие поверхности (отрезки), на которых дополнительно будет проведен расчет индукций поля рассеяния (например, поверхность стержня, бака, прессующего кольца и т.д.). Для каждого из этих концентров большинство параметров (кроме указанных ниже) задается равными нулю. Число катушек каждого концентратора задается равным числу расчетных точек (до 200), в которых необходимо получить значения индукций. Число типов катушек и групп катушек задается равным единице. Шаг расчета определяется высотой канала: при равномерном шаге задается одна группа одинаковых по высоте каналов; если расчет поля на данном отрезке необходимо провести с переменным шагом, зада-

ется необходимое число групп каналов разной высоты. В любом случае длина расчетного отрезка должна быть равна сумме высот всех заданных каналов. Для вертикальных и горизонтальных отрезков (образующих) ряд параметров (высота сечения, средний диаметр, радиальный размер и $Y_{\text{низ}}$) задается по-разному.

Для вертикальных отрезков параметры «высота сечения» и «диаметр» соответствуют высоте и среднему диаметру образующей. Если параметр «радиальный размер» задан равным нулю, то расчет поля будет выполнен только по заданной образующей, если он не равен нулю (например, задан равным 100 мм), то расчет поля будет выполнен на трех параллельных образующих (внутренней, средней и наружной, отстоящих друг от друга на расстоянии 50 мм). Параметр $Y_{\text{низ}}$ определяет расстояние от нижнего ярма до нижнего торца образующей; отрицательное его значение указывает, что нижний торец образующей расположен ниже уровня ярма.

Для горизонтальных отрезков параметр «радиальный размер» соответствует длине рассматриваемого отрезка, $Y_{\text{низ}}$ — расстоянию от нижнего ярма до отрезка, а «диаметр» — расстоянию от поверхности стержня до ближайшего к стержню торца отрезка. Отрицательное значение параметра «диаметр» означает, что торец отрезка находится за поверхностью

стержня (в стали). Если параметр «высота центра» задан равным нулю, то расчет поля будет выполнен только на заданном отрезке; если он не равен нулю (например, задан равным 100 мм), то расчет поля будет выполнен на трех параллельных горизонтальных отрезках (верхнем, среднем и нижнем, отстоящих друг от друга на 50 мм).

Последовательность автоматически выполняемых расчетов и формирования файлов результатов такая же, как и при расчете трансформаторов. Предусмотрен наглядный вывод результатов расчета поля в виде графиков распределения индукций по высоте любой обмотки или по длине любого расчетного отрезка. На рис. 1 приведен пример распределения осевой и радиальной составляющих индукции поля рассеяния по поверхности стержня (от середины высоты стержня до нижнего ярма) реактора типа РОДЦ-2400-0,405. Хорошо видны «скачки» индукций в зоне зазоров стержня.

Тепловой расчет обмоток*. В настоящее время система обеспечивает тепловой расчет обмоток, изготовленных из медных или алюминиевых обмоточных проводов, при различных системах охлаждения, коэффициентах нагрузки и типах трансформаторного масла, при этом достаточно точно учитываются размеры осевых и радиальных охлаждающих каналов. Основой теплового расчета являются резу-

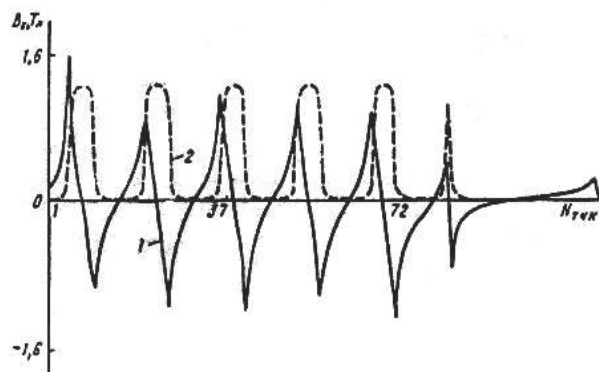


Рис. 1. Распределение радиальной (1) и осевой (2) составляющих магнитного поля рассеяния по высоте стержня реактора с зазорами: 1 — $B_{x \text{ max}} = 1,5814$ Тл, $B_{x \text{ min}} = 1,2638$ Тл; 2 — $B_{x \text{ max}} = 1,2217$ Тл, $B_{x \text{ min}} = 0$.

* В разработке методики и программы принимали участие И.Н. Дулькин и М.А. Разовский.

льтаты расчета основных и добавочных потерь в каждой катушке обмотки. При тепловом расчете определяются местные, средние и максимальные температуры обмоток и температура масла в каналах обмоток, расходы масла, а также превышения температур обмоток и катушек с учетом переменных физических свойств охлаждающей среды и зависимости потерь в катушках обмоток от температуры. Метод и алгоритм теплового расчета основаны на итерационном процессе, при этом предполагается, что температура масла, местный коэффициент теплоотдачи по периметру катушки и расход масла по высоте вертикального канала обмотки неизменны.

Дополнительными исходными данными к тепловому расчету, кроме геометрических параметров и токовых нагрузок, используемых в расчете электродинамической стойкости, являются температура охлаждающей среды (как правило, трансформаторное масло), номер охлаждающей среды из библиотеки формул, данные по тепловым нагрузкам, а также для каждого концентратора — размеры вертикальных каналов, толщина цилиндра, коэффициент теплопроводности цилиндра и параметры системы охлаждения для каждого вида нагрузки. Для примера теплового расчета обмоток трансформатора мощностью 400 МВ·А для естественной масляной системы охлаждения (М) в табл. 2 приведены основные результаты теплового расчета обмоток и наиболее нагретых точек обмоток для всех заданных в исходных данных расчетных режимов ($K_H = 1$, температура воздуха (воды) 20°C, пре-

вышение температуры масла в баке: верхнее 40°C, среднее 26°C, нижнее 16,9°C).

Расчет стойкости при КЗ слоевых обмоток. К сожалению, до недавнего времени система РЭСТ не распространялась на расчет стойкости слоевых обмоток, на применение которых ориентированы заводы, производящие распределительные трансформаторы. За последние годы ВЭИ накоплен большой опыт исследований и испытаний трансформаторов со слоевыми обмотками (испытано более 100 таких трансформаторов). По результатам испытаний и исследований в методику и систему РЭСТ внесены необходимые изменения, что позволило расширить область применения разработанных в ВЭИ программ и методик расчета и приспособить систему программ РЭСТ для распределительных трансформаторов со слоевыми обмотками. Например, многочисленные измерения поля рассеяния на таких трансформаторах показали, что при расчете вполне достаточно представлять каждую многослойную обмотку в виде одного концентратора, но обязательно учитывать все неравномерности в осевом направлении, т.е. части обмоток с отключаемыми регулировочными витками, разрывами, «разгонами» или недомотками должны задаваться в виде отдельных зон. Так, обмотка ВН с четырьмя ступенями регулирования, увеличенным каналом в середине регулировочного слоя и с «недомоткой» одного слоя представляется в зависимости от режима регулирования в виде 5—7 зон с разной плотностью ампервитков. Разбивка на зоны выполняется

Таблица 2

Обмотка или концентр	Режим	Потери, кВт			Превышение температуры, °С					$N_{\text{ННК}}^{**}$
		Основ-ные	Добавочные	Полные	масла			обмотки		
					Верхнее	Среднее	Нижнее	Среднее	ННТ*	
НН ВН	1 НОМ	87,04	25,48	112,52	39,88	28,65	16,90	56,34	80,42	2
		107,60	34,62	142,23	39,90	28,63	16,90	48,02	66,92	1

* ННТ — наиболее нагретая точка

** $N_{\text{ННК}}$ — номер наиболее нагретой катушки

программой по заданным каналам и ступеням регулирования (рис. 2). Поскольку частой причиной повреждения при испытаниях распределительных трансформаторов являются осевые силы, вызванные конструктивной или технологической несимметрией обмоток [4], разработанная методика расчета предусматривает учет заданной в исходных данных несимметрии обмоток путем задания в исходных данных параметра для обмотки НН увеличенным: на 10 мм для трансформаторов до 1000 кВ·А и на 15 мм для остальных. Если в трансформаторе имеются обмотки с «полувитками» в слое, то увеличенное значение $Y_{\text{низ}}$ задается для такой обмотки.

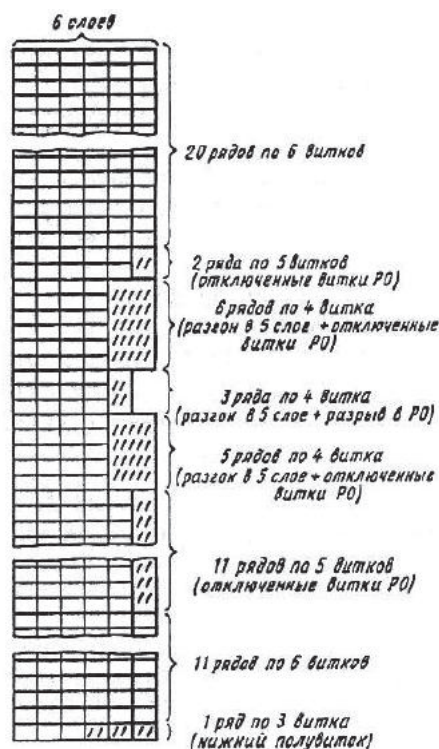


Рис. 2. Условное изображение шестислойной обмотки ВН, иллюстрирующее формирование расчетной схемы обмотки, содержащей 57,5 витка в слое — 58 «медей» — рядов с отключенными регулировочными витками (отключено в наружном слое 24 из 32 регулировочных витков — режим — 2,5%) и «разгоном» в середине высоты пятого (14 витков) и шестого (три витка) слоев (запись осевого строения в исходных данных к расчету) (заштрихованы зоны без тока — отключенные витки либо зоны «разгона витков»)

В дальнейшем значение задаваемой начальной несимметрии будет уточнено по результатам динамических испытаний трансформаторов со слоевыми обмотками и дополнительных расчетных исследований.

При таком расчете оценивается прочность концевой изоляции обмоток в соответствии с известными рекомендациями [5].

В качестве расчетных схем для оценки радиальной устойчивости обмотки НН, определяемой с учетом наличия или отсутствия радиальной опоры, в зависимости от мощности трансформаторов выбираются схемы:

при мощности до 1000 кВ·А — обмотка НН как единый (целый) концентр с учетом радиальной опоры на стержень (осевой канал в обмотке можно не задавать);

при мощности выше 1000 кВ·А — только наружный (наиболее нагруженный) концентр с учетом радиальной опоры на внутренний концентр (в исходных данных обязательно должен быть задан осевой канал и рейки в этом канале).

Для рассматриваемых распределительных трансформаторов со слоевыми обмотками не выявлено четкой зависимости радиальной устойчивости от осевого сжатия и пролетов между рейками, до уточнения этого фактора введен коэффициент (примерно 20%-ный запас), учитывающий несовершенство методики.

Радиальная прочность обмоток НН трансформаторов мощностью выше 1000 кВ·А рассчитывается для наружного наиболее нагруженного концентратора с учетом опоры на внутренний концентр с реальными механическими параметрами (а не на условно «жесткую опору»), что является гораздо более точным. Радиальная прочность обмотки ВН рассчитывается с учетом нелинейности механических свойств проводниковых и изоляционных материалов, в том числе и проводов из алюминия. При наличии осевого канала в обмотке учитывается радиальный изгиб от реек в канале.

Имеются и другие особенности подготовки исходных данных для расчета слоевых обмоток (по сравнению с непрерывными и винтовыми обмотками).

Каждую из обмоток независимо от наличия или отсутствия осевых каналов и расположения регулировочного слоя рекомендуется задавать в виде одного концентрира. Делить обмотку на отдельные концентры необходимо только в случае выполнения разных слоев в обмотке из разного типа (размеров) провода.

«Катушкой» слоевой обмотки в исходных данных считается горизонтальный ряд проводников всех слоев (для обмотки ВН — включая регулировочные витки). Число катушек в обмотке при этом равно числу проводников по высоте. Число витков в катушке равно числу слоев при однозаходной обмотке и, соответственно, числу слоев, деленному на число заходов, при многозаходной обмотке. Соответственно, число катушек в многозаходной обмотке равно произведению числа витков в слое на число заходов витка.

Число катушек может быть только целым, поэтому при дробном числе витков в слое последняя (нижняя) катушка (или катушки при многозаходной обмотке) задается с соответствующим уменьшенным числом витков, например, одна катушка (ряд) с тремя витками для шестислойной однозаходной обмотки (см. также рис. 2). Из-за ограничения по числу катушек (рядов) по высоте (200) допускается объединить два провода в одну катушку (ряд); при этом число витков, высота проводов и изоляции в такой катушке соответственно удваиваются, но размеры элементарного проводника обязательно задаются реальными.

Число типов катушек в обмотке задается равным числу горизонтальных рядов с разным числом слоев (витков), при этом особыми катушками (рядами) являются ряды с недомоткой витков, с «разгонами» или регулировочными витками. Расположение катушек по высоте (группы катушек) должно соответствовать реаль-

ному распределению ампер-витков по высоте обмоток

На рис. 2 показан пример задания исходных данных для шестислойной однозаходной обмотки ВН с дробным числом витков в слое (57,5), с 32 регулировочными витками в середине высоты последнего слоя (4 группы по 8 витков) для несимметричного режима — 2,5%, когда отключены нижние три группы регулировочных витков, а верхняя группа из восьми витков включена. В обмотке имеется также «разгон» на 15 витков в середине высоты пятого слоя, «разрыв» на высоту трех витков в середине шестого регулировочного слоя и «недомотка» на 0,5 витка внизу каждого слоя. Задание исходных данных для такой обмотки состоит из двух этапов:

задание катушек (рядов) с полным числом витков в таблицах параметров катушек раздела «Параметры обмоток» (первая колонка рядом с эскизом);

задание отключаемых витков в данном режиме в таблице «Обмотки с распределением токов» раздела «Параметры режимов» (вторая колонка).

Следует отметить, что в данном примере приведена одна из самых сложных возможных конструкций обмоток ВН. Чаще встречаются обмотки без «разгонов» и «разрывов» и с симметричным расположением регулировочных витков по высоте (при использовании многозаходного регулировочного слоя со схемой «заход—ступень»). В этом случае обмотка состоит из одной группы катушек (реже двух — при наличии полувитков) и для простоты во всех катушках в режимах с отключением задается соответствующий процент тока.

В качестве прокладок обмотки задаются прокладки концевой изоляции. В этом случае получаемое по расчету осевое давление в прокладках торцевых катушек будет соответствовать давлению в концевой изоляции.

В качестве высоты расчетного сечения концентрира (H_c) для обмоток с дробным числом витков в слое задается высота на ее средней образующей так, чтобы нижний «половин-

ный» виток (витки) вошел в эту высоту (способ задания нижних катушек обмоток с дробным числом в слое описан выше), а координата нижнего торца сечения ($Y_{\text{низ}}$) задается равной высоте нижней концевой изоляции.

В любом случае высота заданного расчетного сечения должна быть равна произведению числа заданных катушек (горизонтальных рядов) на высоту этой катушки (высота провода плюс высота изоляции). Если реальная высота обмотки больше, чем произведение числа проводов на его осевой размер (задана поправка на распушение, на разброс в размере провода и т.д.), задается либо соответственно увеличенная высота изоляции катушки, либо соответствующее отрицательное значение усадки бумаги.

Дополнительно разрабатывается новый комплекс входных данных к системе программ РЭСТ на персональном компьютере, специально ориентированный на слоевые обмотки.

Известно, что стойкость при КЗ распределительных трансформаторов со слоевыми обмотками существенным образом зависит от факторов, не поддающихся точному учету при расчете: технологии изготовления на конкретном заводе, качества сборки, плотности намотки; равенства витков в слоях, расположения витков ПБВ и др. При массовом производстве таких трансформаторов, относительно небольшом опыте динамических испытаний у заводов, которые только начали налаживать их выпуск, технико-экономические вопросы и материалоемкость становятся первоочередными задачами. Поэтому наряду с обычными целями расчета, заключающимися в определении электромеханических воздействий и оценке устойчивости и прочности элементов конструкции, на первое место выдвигается задача оценки степени оптимальности конструкции трансформатора по электродинамическим воздействиям.

Новая система программ РЭСТ предлагает один из способов получе-

ния ответа на поставленные вопросы: расчет нескольких вариантов конструкции и взаимного расположения обмоток (вблизи принятого варианта), позволяющий конструктору оценить оптимальность варианта и определить направления по совершенствованию конструкции.

Рассмотрим в качестве примера расчет по системе РЭСТ трансформатора мощностью 1000 кВ·А на 10 кВ.

Радиальная устойчивость и прочность обмоток по расчету достаточна: коэффициент запаса больше единицы, но распределение радиального поля и, соответственно, осевых сил по обмоткам не оптимально. Дополнительные расчеты (табл. 3) показали, что при увеличенной на 30 мм высоте обмотки НН по сравнению с первоначальным исходным вариантом осевые силы в обмотках снижаются примерно на 30%, а силы «разрывающие» обмотку ВН, в два раза (с 50 до 25 кН). При уменьшении высоты обмотки НН силы существенно увеличиваются. Для проектирования принят вариант, близкий к оптимальному: относительное увеличение высоты обмотки НН достигнуто в конструкции за счет снижения расчетной высоты обмотки ВН («разгон» выполнен не в середине ее высоты, а на торцах). На рис. 3 показано распределение осевых сил по высоте обмотки ВН в исходном и принятом вариантах конструкции. Трансформатор успешно выдержал динамические испытания, проведенные на стенде ВЭИ.

Выбор силы прессовки и корректировка результатов расчета. Система РЭСТ позволяет проводить не только поверочные расчеты стойкости, но и расчетные исследования по выбору оптимальной конструкции, разработке мер повышения стойкости.

Возможны случаи, когда не выполняются условия радиальной устойчивости катушек с низкими значениями осевых давлений, в частности, внутренних обмоток НН трехобмоточных трансформаторов и автотрансформаторов при коротком замыкании в средней по расположению

Таблица 3

Разновысокость, мм	Прессовка		Максимальные силы				$P_{\text{верх}}$, кН	$P_{\text{низ}}$, кН
	Сила, кН	Давление, МПа	$N_{\text{кат}}^*$	Сила, кН	Давление, МПа	$K_{\text{зап}}^{**}$		
Концентр НН								
30	30	1,7	28	72	4,0	10,58	0	0
15	33	1,8	28	82	4,6	9,25	0	0
0	36	2,0	28	92	5,2	8,19	0	0
-15	38	2,1	28	103	5,8	7,33	0	0
-30	39	2,2	28	114	6,4	6,62	0	0
Концентр ВН								
30	25	0,6	99	46	1,1	45,01	26	26
15	33	0,8	100	56	1,4	37,14	38	39
0	42	1,0	101	66	1,6	31,19	50	51
-15	51	1,2	101	78	1,9	26,77	63	63
-30	60	1,5	102	89	2,2	23,17	75	76

* $N_{\text{кат}}$ — номер катушки с максимальной осевой силой.

** $K_{\text{зап}}$ — коэффициент запаса по осевой устойчивости.

обмотке (СН). На обмотку НН при этом воздействует в основном поле другой обмотки (СН), и она растягивается осевыми силами. Расчет обмотки НН в таком режиме необходимо выполнять с учетом реальных сил прессовки, так как в средних по высоте катушках обмотки НН без учета силы прессовки возникает осевое давление, при котором радиальная устойчивость этих катушек недостаточна (напомним, что критическое напряжение радиальной устойчивости в числе прочего зависит и от трения между катушками и прокладками, которое обеспечивается давлением осевого сжатия). В частности, в средней катушке 59 обмотки НН трехобмоточного трансформатора мощностью 31,5 МВ·А без учета силы прессовки осевое давление близко к нулю, при этом в одном из режимов расчетный коэффициент запаса по радиаль-

ной устойчивости для этой катушки — 0,62 (верхняя часть табл. 4). Однако с учетом реальной силы прессовки обмотки НН 192 кН (определенной по расчету наиболее тяжелого по осевым силам режима) осевое давление в катушке 59 составляет 0,7 МПа, рассматриваемый расчетный коэффициент запаса этой катушки равен 1,01 (нижняя часть табл. 4) — условие радиальной устойчивости выполняется.

При выборе необходимой силы прессовки обмоток, в том числе при общей запрессовке нескольких обмоток, следует учитывать указанное выше явление. Отметим, что выбор необходимой силы прессовки и корректировка результатов расчета с вторичной проверкой условий осевой и радиальной устойчивости осуществляются системой программ РЭСТ автоматически, хотя при достаточном

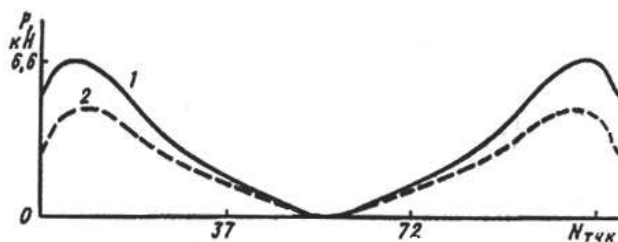


Рис. 3. Распределение осевых сил по высоте обмотки ВН трансформатора 1000 кВ·А в исходном (1) и принятом после оптимизационных расчетов (2) вариантах конструкции

Таблица 4

$N_{\text{кат}}$	Y , мм	V_{y1} , мТл	V_{y2} , мТл	Осевое давление	$K_{\text{зап.ос}}$	Радиальное напряжение	$K_{\text{зап.рад}}$
Концентр НН, режим 21 Т59 $P_0 = 0$ кН							
1	1786,3	32,5	-288,0	0,3	99,00	-10,7	1,49
59	978,4	-77,4	-525,7	0	99,00	-19,5	0,62
75	758,7	-11,2	-562,6	3,9	9,81	-20,8	1,52
95	484,0	58,4	-405,8	11,4	3,40	-15,0	2,10
118	155,0	34,7	-282,9	4,7	2,23	-10,5	3,02
Концентр НН, режим 21 Т 59 $P_0 = 192$ кН							
1	1786,3	32,5	-288,0	1,0	59,04	-10,7	2,08
59	978,4	-77,4	-525,7	0,7	55,48	-19,5	1,01
75	758,7	-11,2	-562,6	4,6	8,43	-20,8	1,52
95	484,0	58,4	-405,8	12,0	3,22	-15,0	2,10
118	155,0	34,7	-282,9	5,3	7,76	-10,5	3,02

Примечание. На печать выведены только крайние катушки, а также катушки с максимальными значениями радиального напряжения и минимальными значениями $K_{\text{зап}}$.

опыте расчетчика она может быть задана на основании предварительного анализа результатов расчета (особенно при общей прессовке). Если при вторичной проверке условия устойчивости выполняются (как в приведенном примере), стойкость трансформатора к радиальным силам считается достаточной. При этом дальнейшие расчетные исследования необходимо продолжить, чтобы оценить возможности снижения электро-механических нагрузок и материалоемкости.

Использование разработанной методики и пакета программ РЭСТ при проектировании и оптимизации (как по параметрам динамической стойкости, так и по тепловым параметрам) новых конструкций высоковольтных трансформаторов, при модернизации существующих, а также при исследованиях и динамических испытаниях позволяет существенно сократить сроки проектирования, снизить вложение активных материалов, повысить надежность оборудования в экстремальных условиях (при коротких замыканиях, бросках токов включения, перегрузках и др.). Система использовалась для расчета практически всех типов мощных си-

ловых трансформаторов, выпускаемых в России и СНГ, ряда трансформаторов массовых серий, проходящих испытания в ВЭИ, а также многих специальных трансформаторов и реакторов. Предыдущие версии системы работают на многих предприятиях отрасли.

Литература

1. Панибратец А.Н., Савельев М.П. Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ. Электротехника. 1978. № 4.
2. Васильев А.Б., Лурье А.И., Панибратец А.Н. Магнитное поле трансформаторов в плоскомеридианном приближении. Международная конференция по электромагнитным полям в электрических устройствах. Лодзь. 1989.
3. Бунин А.Г., Канторович Л.Н., Виногреев М.Ю. Расчет распределения токов и напряжений в обмотках трансформаторов. Электротехника. 1977. № 4.
4. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Оценка влияния уровня технологии изготовления обмоток трансформаторов на результаты динамических испытаний. В сб. докл. «Электротехника 2010 год». М. 1995. Т. 2.
5. Левицкая Е.И., Лурье А.И. Электродинамическая прочность трансформаторов I-II габаритов со слоевыми цилиндрическими обмотками. Электротехника. 1967. № 4.

Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32»

Панибратец А.Н., Савельев М.П.

Механические силы, возникающие при КЗ в обмотках крупного силового трансформатора, измеряются сотнями тонн и нередко являются причиной серьезных повреждений. Поэтому развитие и усовершенствование методов расчета трансформаторов на стойкость при КЗ остается в числе наиболее актуальных проблем трансформаторостроения. В число задач расчета электродинамической стойкости трансформатора (задач РЭСТ) в настоящее время включаются расчеты токов КЗ, магнитного поля рассеяния, осевых и радиальных сил в катушках, определение необходимых сил прессовки и нагрузок на опоры обмоток, а также весьма сложные проверки катушек, отдельных витков, отводов и прессующих конструкций на прочность и устойчивость.

Методы решения задач РЭСТ, применяемые в практике проектирования [1—4], ориентируются пока на использование ЭВМ типов «Мир-2» и «Минск-22», имеющих весьма ограниченные технические возможности. Такие ограничения существенно отразились на построении алгоритмов решения и точности получаемых результатов, а также не позволили предпринять на ЭВМ комплексное решение всех задач РЭСТ при однократном вводе исходных данных. Как правило, существующие алгоритмы повторяют методику «ручного» расчета, а переход от решения одной задачи к другой связан с громоздкой передачей многочисленных параметров. Участие человека в расчете на стадиях передачи данных, мелких промежуточных вычислений, переписывания и перфорации не только увеличивает затраты времени, но и в значительной мере повышает вероятность опасных ошибок.

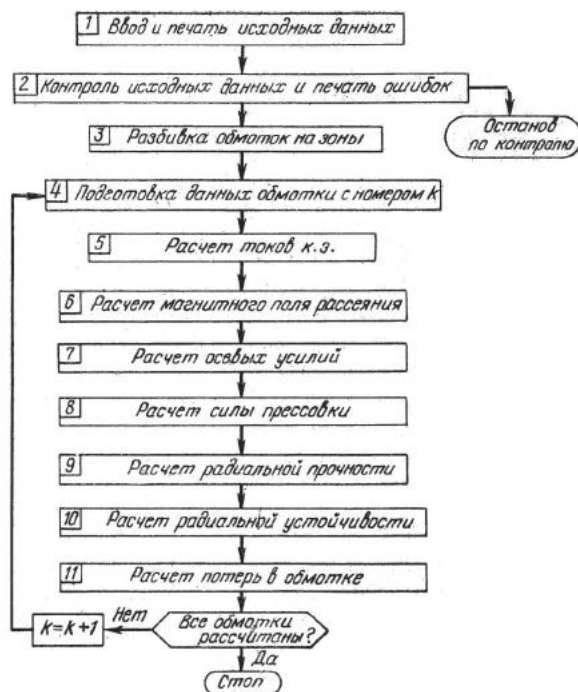
Первой попыткой автоматически связанного решения задач на ЭВМ «Минск-22» была система программ

РЭСТ-1, объединившая расчеты поля рассеяния, осевых сил и добавочных потерь в обмотках [5]. При разработке системы были решены некоторые принципиальные вопросы построения исходных данных и автоматической «стыковки» программ, однако из-за ограничений памяти ЭВМ расчеты радиальной прочности и устойчивости обмоток выполнялись по отдельной программе. Существенным недостатком системы РЭСТ-1, разработанной в машинном коде ЭВМ «Минск-22», была невозможность использования ее на новых ЭВМ единой серии.

Целью настоящей работы, начатой авторами в 1976 г. в ВЭИ им. В.И. Ленина, было создание новой системы алгоритмов и программ для комплексного решения всех задач РЭСТ на ЭВМ «Минск-32» и машинах единой серии. В качестве основы для разработки алгоритмов были взяты методы расчета, уже применяемые в промышленности. Однако в процессе работы в алгоритмы вносились существенные изменения, обусловленные как появлением новых теоретических и экспериментальных данных, так и принципиально новыми возможностями решения задач на ЭВМ. В частности, удалось учесть ряд новых факторов в расчете сил, а также значительно упростить стыковку программ благодаря хранению информации в оперативной памяти ЭВМ.

Новая система программ, получившая условное название РЭСТ-2, разрабатывалась на алгоритмическом языке «Фортран» и отлаживалась в мониторной операционной системе ЭВМ «Минск-32». В настоящее время работа над первой версией системы закончена, она применяется в ВЭИ им. В.И. Ленина и подготовлена для внедрения в других организациях.

Система программ РЭСТ-2 предназначена для проектных и исследо-



Общее построение системы программ РЭСТ-2

вательских расчетов силовых трансформаторов и автотрансформаторов всех классов напряжения мощностью 1—1000 МВ·А, имеющих концентрические непрерывные и винтовые обмотки из прямоугольного провода. Расчет проводится одновременно для обмоток одного стержня в одном из режимов КЗ, поэтому полный расчет трансформатора предусматривает пока многократное обращение к системе с внешним перебором неодинаковых стержней и различных режимов КЗ. Для каждой обмотки при этом вычисляется полный набор параметров, необходимых для оценки осевой и радиальной устойчивости катушек, выбора силы прессовки и расчетов на прочность прессующих конструкций. Попутно вычисляются основные и добавочные потери в катушках и в обмотке в целом, необходимые для расчета нагревов и оценки тепловой стойкости трансформатора.

Область применения системы имеет ряд ограничений, связанных с объемом оперативной памяти ЭВМ «Минск-32». Такие ограничения сформулированы на основе анализа

существующих конструкций трансформаторов и во многом определяют построение программ, перспективы их практического использования и дальнейшего развития. При расчетах по системе РЭСТ-2 допускается не более пяти обмоток на одном стержне, трех слоев (концентриров) в пределах одной обмотки и 40 параллельных ветвей по высоте обмотки; наличие регулировочных витков ПБВ или РПН не более чем в двух обмотках. Ограничены также количество катушек в непрерывной обмотке и общее число проводов по высоте винтовой обмотки — до 200, число типов катушек в пределах обмотки — до 16 и число разных размеров охлаждающих каналов между катушками — до 20.

Общее построение системы и условные названия отдельных программ показаны на рисунке. Система включает четыре служебных (1—4) и семь рабочих программ (5—11). Служебные программы позволяют резко упростить исходные данные системы, сократить затраты времени конструктора на их подготовку, контроль и исправление допущенных ошибок. В рамках рабочих программ системы, выполняющих комплекс основных вычислений, также имеется большой набор служебных или «сервисных» подпрограмм, обеспечивающих автоматическую обработку результатов решения, оформление их в виде удобных графиков и таблиц на листах бумаги стандартного формата с большим числом текстовых пояснений. Сервисные блоки составляют в настоящее время около 70% текста всей системы программ и во многом обеспечивают рациональное распределение труда между конструктором и вычислительной машиной. Вместе с тем еще не все вспомогательные вычисления, выполняемые конструктором «до» и «после» машины, удалось передать ЭВМ. Поэтому по мере опытного внедрения системы

предполагается ее дальнейшее развитие, прежде всего в наиболее важной для конструктора сервисной части.

Исходные данные системы РЭСТ-2 включают в себя численное описание осевого и радиального строения обмоток, размеры магнитопровода, а также параметры рабочего режима и режима КЗ трансформатора. В зависимости от класса напряжения трансформатора и вида регулирования напряжения исходные данные могут содержать от 100 до 300 параметров. Для удобства подготовки и контроля они разделяются на три группы:

1) общие данные трансформатора (тип, мощность, диаметр стержня, бака, высота окна, число обмоток на стержне и др.);

2) параметры режима КЗ (токи обмоток, их кратности и ударные коэффициенты, распределение токов в параллельных ветвях, отключение витков ПБВ, РПН и т.д.);

3) параметры обмоток (чередование катушек и каналов, число витков в катушках, размеры проводов, бумажной изоляции, концевой изоляции, число и размеры реек, прокладок, общие размеры обмотки и т.д.).

В отличие от данных системы РЭСТ-1 [5] в исходные данные РЭСТ-2 включена большая группа параметров, необходимых для расчета обмоток на радиальную прочность и устойчивость. Как показывает первый опыт, подготовка данных к расчету занимает у опытного конструктора 2–3 ч.

Служебные программы системы РЭСТ-2 построены по принципам, изложенным в [5]. В отличие от [5], в системе РЭСТ-2 предусмотрена более подробная информация о допущенных ошибках (печатается текст название параметра, заданное значение и полученное в блоке контроля), расширен список контролируемых параметров, усовершенствованы некоторые способы проверки. В программе контроля имеется «останов с замком», блокирующий возможность выполнения расчетов с ошибкой в исходных данных. В отличие от программ [5] программы оформления ре-

зультатов в системе РЭСТ-2 предусматривают автоматический выбор числа строк и размещение графиков и таблиц в рамках стандартных форматов. Это позволяет использовать в проектах результаты машинных расчетов без какой-либо дополнительной обработки.

Расчет токов КЗ является в настоящее время простейшей программой системы, поскольку относительное распределение токов по параллельным ветвям, кратности и ударные коэффициенты токов КЗ пока задаются в исходных данных.

Программа будет значительно переработана после разработки приемлемых алгоритмов упрощенного расчета напряжений КЗ и распределения токов.

Расчет магнитного поля рассеяния проводится в плоско-параллельном приближении на основе представления обмоток в виде системы бесконечно длинных прямоугольных шин (зон) с равномерно распределенной плотностью тока. Учитывается отражение обмоток от поверхности стержня. Влияние ярм, вихревых токов и соседних фаз не учитывается. Для ускорения вычислений при определенных соотношениях размеров зоны и координат точки, где определяется индукция, прямоугольная шина считается бесконечно тонкой (вертикальной или горизонтальной), представляется двумя бесконечно тонкими проводами (также расположенными по вертикали или по горизонтали) или одиночным тонким проводом. При этом в алгоритме расчета магнитной индукции предусмотрены шесть вариантов расчетных формул и соответствующая подпрограмма их выбора. Применение упрощенных формул позволило сократить затраты времени на вычисления индукций не менее чем в три раза при дополнительной погрешности расчета индукций не более 3%. В отличие от существующих программ, расчет индукций проводится отдельно для каждой катушки — на уровне середины ее высоты, в трех точках, соответствующих внутреннему, среднему и наружному радиусам. Осевые и радиальные со-

ставляющие индукций, а также среднее (по радиусу) значение радиальной индукции печатаются в виде таблицы; средние значения осевой и радиальной индукции печатаются также в виде графиков распределения по высоте обмотки.

Расчет осевых усилий выполняется в статической постановке на основе алгоритма [6]. Распределение сил по высоте вычисляется как сумма электромагнитных сил, действующих на отдельные катушки в момент ударного тока КЗ. Для упрощения алгоритма предполагается, что коэффициент прессовки обмотки всегда меньше единицы, т.е. зазоры в обмотке или в ее концевой изоляции возникают всегда. В результате расчетов определяются осевые нагрузки при КЗ на опоры обмотки, напряжения осевого сжатия прокладок и осевого изгиба проводов в пролетах между прокладками для всех катушек и каналов по высоте обмотки. Результаты выводятся в виде графиков и таблиц, удобных для анализа, и практически совпадают с результатами решений по [2, 5].

Расчет силы прессовки обмотки выполняется по алгоритму, предложенному в [6]. Как и в известных решениях задачи, предварительно определяется сила прессовки \bar{P}_0 , при которой в процессе КЗ не возникает зазоров между катушками или прокладками концевой изоляции. Необходимая сила прессовки определяется умножением силы \bar{P}_0 на коэффициент прессовки, принимаемый по существующим нормам. В отличие от методов, применявшихся ранее, в общем случае могут быть учтены нелинейная упругость изоляционных материалов обмотки и податливость опорных конструкций. Учет новых факторов для сжимаемых обмоток приводит к уменьшению расчетных значений силы прессовки \bar{P}_0 на 10–15%, что в большинстве случаев ближе к опытным данным, чем результаты упрощенного расчета с постоянной упругостью изоляции и бесконечно большой жесткостью опорных конструкций.

Расчет радиальной прочности обмоток включает в себя определение механических напряжений радиаль-

ного сжатия или растяжения проводов, суммарных напряжений в проводах от радиальных и осевых усилий, расчет абсолютных и относительных деформаций катушек, а также сравнение максимальных значений с допускаемыми. Расчет выполняется отдельно для каждой катушки по формулам, обычно применяемым при проектировании, однако классификация расчетных схем и логика их выбора в значительной мере переработаны и упрощены. В отличие от существующих решений предполагается, что обмотки всегда насажены на стержень по отдельности, т.е. в канале между ними есть зазоры, исключающие передачу радиальных сил. Такое предположение вполне соответствует существующей технологии сборки обмоток и практически не влияет на окончательные оценки радиальной прочности. На его основе удалось вести расчет отдельно для каждой обмотки, что упростило логику выбора расчетных схем и резко сократило объем информации, сохраняемой в памяти ЭВМ.

Для возможности исследований программа дополнена нелинейным расчетом напряжений и деформаций для катушек без опор по алгоритму [3].

Расчет радиальной устойчивости полностью проводится по существующей методике [4]. Критические напряжения для каждой сжимаемой катушки рассчитываются с учетом распределения осевых давлений и выводятся на печать для двух случаев: с опорой и без опоры в радиальном направлении.

Расчет потерь в обмотках включен в систему программ РЭСТ для одновременной оценки потерь при оптимизации обмоток по параметрам динамической стойкости. Расчет потерь производится по упрощенным формулам, не учитывающим вытеснения магнитного поля и наличия циркулирующих токов. Для каждой катушки рассчитываются основные (омические), добавочные (от осевого и радиального полей рассеяния) и суммарные потери.

Система РЭСТ-2 используется в ВЭИ им. В.И. Ленина с 1976 г. и была

применена, в частности, для исследования стойкости трансформаторов типов ТДЦ-200000/110, ТЦ-1000000/500, ТМ-6300/35, ТМА-6300/35, ОРДНЖ-16000/110 и др. В среднем расчет одного варианта на ЭВМ «Минск-32» занимает 15–20 мин, что примерно в 3–4 раза меньше, чем расчет в том же объеме по существующим программам на ЭВМ «Минск-22». Система хранится в ВЭИ им. В.И. Ленина в виде исходного текста на перфокартах, а также на магнитных лентах в виде рабочей программы, готовой для использования и передачи в другие организации.

Дальнейшее развитие системы программ РЭСТ-2 предполагается в двух направлениях:

1. Разработка более сложных рабочих программ, позволяющих учесть новые факторы и повысить точность, в частности, программ расчета токов КЗ динамического расчета осевых сил, радиальной прочности и устойчивости.

2. Усовершенствование исходных данных для упрощения методики их подготовки; корректировка соответствующих программ обработки и контроля исходных данных.

Выводы

1. Новая система программы РЗОТ-2, разработанная для ЭВМ «Минск-32», впервые обеспечила комплексное решение на ЭВМ всех задач расчета обмоток трансформаторов на стойкость при КЗ с однократным вводом исходных данных.

2. При создании системы программ пересмотрены и усовершенствованы алгоритмы расчета поля рассеяния, осевых и радиальных сил,

прочности и устойчивости обмоток; большое внимание уделено рациональному распределению труда между человеком и ЭВМ, наглядному представлению результатов.

3. Использование новой системы программ позволяет не только повысить точность и снизить трудоемкость проектных расчетов, но и открывает новые возможности для проектной оптимизации конструкций по параметрам электродинамической стойкости.

Литература

1. *Нордио Л.В., Циер Г.И.* Состояние и перспективы использования вычислительной техники при проектировании и исследовании трансформаторов. Электротехнич. пром-ть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 7(51).

2. *Лурье А.И., Савельев М.П.* Расчет осевых усилий трансформаторов на ЭЦВМ «Минск-22». Электротехнич. пром-ть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1971. Вып. 6.

3. *Мильман Л.И., Иванова Н.С.* Расчет на ЭЦВМ механических напряжений растяжения и сжатия в обмотках трансформаторов. Электротехнич. пром-ть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1972. Вып. 2.

4. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1975. № 4.

5. *Савельев М.П., Панибратец А.Н.* Система программ для расчета электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-22(32)» Электротехнич. пром-ть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 7(51).

6. *Савельев М.П.* Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1976.

Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ

Панибратец А.Н.

В данной работе приведены основные положения методики оптимизации обмоток по основным параметрам стойкости при КЗ. Оптимизация основных размеров обмоток производится при проектировании трансформаторов. Приведенный материал основан на обобщении многолетнего опыта применения оптимизации при разработке трансформаторов на заводах, при экспертном анализе проектов трансформаторов, при анализе повреждений трансформаторов при их испытаниях на стойкость при КЗ, при авариях трансформаторов в эксплуатации, при разработке рекомендаций по усилению стойкости трансформаторов к токам КЗ.

1. Общие рекомендации по оптимизации обмоток по параметрам электродинамической стойкости

При обобщенном подходе к задаче оптимизации трансформаторного оборудования по параметрам стойкости при КЗ можно выделить следующие основные параметры оптимизации.

Объектами оптимизации могут быть:

- мощные трансформаторы;
- распределительные трансформаторы (в т.ч. со слоевыми обмотками);
- специальные трансформаторы;
- преобразовательные трансформаторы;
- трансформаторы для железных дорог;
- трансформаторы, подверженные многократным толчкам нагрузки;

- сухие трансформаторы;
- электрические реакторы;
- реакторы, управляемые подмагничиванием;
- другие виды оборудования.

Целями (функцией, параметром) оптимизации могут быть:

- осевые силы;
- радиальные силы;
- тангенциальные силы;
- устойчивость;
- прочность;
- деформации;
- другие.

Аргументом оптимизации (**фактором**, влияющим на характеристики и параметры объекта) могут быть:

- нормируемые токи КЗ;
- конструкция, в том числе типы обмоток, узлов прессовки;
- геометрические размеры, в том числе сечения проводов, размеры витков, прокладок и др.;
- материалы;
- виды и характер воздействий;
- технология изготовления и обработки;
- силы прессовки обмоток;
- учет старения, температуры;
- другие.

В общем случае (и практика это показывает) существует много **средств (идей)** оптимизации. Можно кардинально поменять конструкцию трансформатора, обмотки, узла, применить оптимальное соотношение размеров, оптимизировать распределение ампервитков по высоте, рискнуть, снизить расчетные коэффициенты запаса ниже допустимых, но подтвердить это испытаниями трансформатора или полноразмерных моделей (МДУ, РОСТ, ДИНА), уточненными расчетами с привлечением специалистов по стойкости трансформаторов при КЗ.

При этом может возникнуть много **противоречий** в рекомендациях по оптимизации: наряду с требованиями к стойкости при КЗ нужно учитывать требования к высоковольтной изоляции; требования к добавочным потерям; требования по нагреву; требования к снижению материалоемкости. Некоторые сочетания рекомендаций благоприятны, например, снижение осевых сил (радиального поля) приводит к снижению добавочных потерь; увеличение сечения провода приводит к увеличению радиальной устойчивости и снижает основные потери КЗ. Другие сочетания рекомендаций не благоприятны, например, увеличение сечения провода приводит к увеличению радиальной устойчивости, но увеличивает добавочные потери и др.

Есть **специфические** вопросы, например, необходимость «работы» с заказчиком по уточнению технических требований на токи КЗ (режимы, мощность КЗ сетей); по ограничениям из-за конкретного места установки; по необходимости параллельной работы со «старым оборудованием» до полной замены новым. Иногда приходится принимать волевые решения — что и когда можно взять на себя (заказчику или заводу, или разработчику методики расчета).

При оптимизации приходится решать много **побочных вопросов**, связанных с динамической стойкостью при КЗ: сейсмостойкость, вибрации, уровень шума.

В табл. 1 приведены функциональные зависимости основных параметров динамической стойкости обмоток при КЗ от конструктивных и технологических элементов выполнения обмотки, характера действия сил и прочих факторов.

Современные расчетные методы позволяют выполнять некоторые виды расчетной оптимизации конструкции обмоток по параметрам динамической стойкости, например, по осевым, радиальным и тангенциальным силам. Оптимизационные расчеты проводятся, как правило, при помощи поверочных расчетов нескольких

вариантов конструкции, причем перебор вариантов может быть автоматизирован (например, это обеспечено в системе программ РЭСТ).

Оптимизационные расчеты обычно проводятся в случае, когда по результатам поверочного расчета стойкости во всех режимах в исходном варианте конструкции не выполняются расчетные критерии стойкости. Однако опыт показывает, что эти расчеты полезны в любом случае, поскольку в результате оптимизации могут быть получены варианты конструкции обмоток со сниженными значениями электромеханических воздействий и повышенными коэффициентами запаса. Для этого выполняется оценка оптимальности конструкции применительно к стойкости при КЗ и определяется необходимость дополнительных расчетных исследований. Это позволит повысить надежность, а в ряде случаев избежать излишних вложений материалов.

Объем необходимых исследований зависит от принятой в трансформаторе схемы соединения и конструкции обмоток, очередности их расположения на стержне (НН-ВН, НН₁-НН₂-ВН, ВН₂-НН-ВН₁ и др.), наличия регулирования напряжения и других факторов. Например, для трансформаторов с винтовой обмоткой, имеющей сход винта более 0,02–0,08 от высоты обмотки, расчет осевых усилий в большинстве случаев рекомендуется проводить дважды — на образующих, соответствующих 1/4 и 3/4 схода винта.

Кроме того, для мощных трансформаторов, в которых обмотка НН имеет осевой канал, при исследовании динамической стойкости обмотки (концентры) необходимо представлять в разных видах. Это могут быть следующие виды: 1) расчет для обмотки НН с осевым каналом и наличием радиальной опоры наружного концентрира НН на внутренний — основной расчет; 2) расчет для обмотки НН «целиком» (без учета осевого канала) и без радиальной опоры; 3) расчет поля и сил для каждого концентрира НН по отдельности с учетом опоры наружного концентрира НН

Таблица 1

Функция (цель, параметр) оптимизации	Аргумент (переменная оптимизации)	Основные эффекты от оптимизации
Осевые силы в обмотке (максимальная сила в обмотке, сила прессовки, силы на опорах)	Геометрические размеры и взаимное расположение обмоток Симметрирование обмоток Оптимальное расположение регулировочных зон, разгонов, емкостных колец Уменьшение радиального поля Сила прессовки Жесткость обмотки и прессующих систем Конструкция системы прессовки Учет динамики	Повышается прочность узлов прессующей системы, снижается материалоемкость, повышается осевая (в некоторых случаях — радиальная) устойчивость
Осевые силы прессовки на стержень	То же, Начальные зазоры между обмотками и общим прессующим кольцом	Снижение силы прессовки на стержень, обеспечение необходимой прессовки каждой обмотки, упрощение конструкции, снижение материалоемкости
Осевая устойчивость проводников на полегание	Тип и материал провода Склейка, упрочнение Размеры провода Число столбов прокладок Размеры прокладок Диаметр обмотки Осевые силы (растяжение или сжатие) Осевое давление в изоляции Учет динамики Коэффициент запаса	Повышается осевая устойчивость проводников на полегание, исключаются внутренние КЗ
Радиальная устойчивость	Размеры и сечение провода Тип и материал провода Склейка, упрочнение Количество и качество радиальных опор Осевое давление Сила прессовки Силы трения Пролеты Учет динамики Коэффициент запаса	Повышается радиальная устойчивость проводников (потеря круглой формы витка), исключаются внутренние КЗ
Радиальная прочность	Размеры и сечение провода Тип провода (простой, транспонированный) Склейка, упрочнение Расчетная схема концентроров Пролеты, опоры Остаточные деформации Учет старения Учет температуры провода	Предотвращаются предельные нагрузки на материалы, изгиб провода в пролете, снижение электрической прочности изоляционных промежутков
Тангенциальная прочность и тангенциальные деформации	Снижение токов, оптимизация реактанса, учет динамики Сила прессовки, трения Конструкция стяжки, бандажей	Предотвращаются вращение и поворот обмоток, отводов и переходов, смещение прокладок

«как бы на жесткий стержень» и без учета радиальной опоры. Расчет 2 требуется проводить по основной методике в дополнение к основному расчету 1, оценивающему радиальную устойчивость обмотки НН с осевым каналом, а расчет 3 выполнять для дополнительной оценки радиальной прочности с учетом «жесткой» (как бы на стержень), а не реальной (на внутренний слой НН) радиальной опоры и для оценки влияния на результаты расчета погрешности в расчете поля, вызванной «размазыванием» радиального размера обмотки НН.

Известно, что осевые силы, а в некоторых случаях и радиальная устойчивость обмоток, существенно зависят от геометрических размеров, взаимного расположения обмоток (в том числе из-за технологических отклонений) и от характера распределения намагничивающих сил по высоте обмоток. С целью оценки оптимальности осевого строения и конструкции обмоток по осевым силам рекомендуется проводить дополнительные расчетные исследования:

расчет осевых сил при симметричном (в электромагнитном отношении) расположении обмоток, поскольку электромагнитное симметрирование обмоток в окне трансформатора может максимально снизить и практически ликвидировать силы, действующие на опоры обмоток и, кроме того, снизить максимальные осевые силы в обмотках;

расчет осевых сил при условно равномерном распределении плотности н.с. по высоте обмоток; это, как правило, наилучшее распределение, к которому необходимо стремиться — мера оптимальности раскладки обмоток;

расчет осевых и радиальных сил при нескольких значениях высоты обмоток при сохранении их взаимной симметрии; при этом кроме оценки оптимальности конструкции обмоток сравнивается влияние изменения высоты обмотки НН на изменение осевых сил в обмотках ВН и НН; кроме того, в случае снижения осевых сил в обмотке НН могут по-

явиться катушки с недостаточной радиальной устойчивостью, что недопустимо;

расчет осевых и радиальных сил при нескольких значениях координаты только одного торца обмотки (обмоток); при этом оценивается возможное изменение осевых сил при одностороннем изменении высоты обмоток (это может возникнуть при большей, чем заложено в расчете, усадке одной из обмоток, особенно при общей прессовке, технологических отклонениях в размерах провода и т.д.);

расчет осевых сил на разных образующих винтовой обмотки путем соответствующего осевого «сдвига» расчетных сечений;

расчет осевых сил и радиальной устойчивости внутренних (сжимаемых радиальными силами) обмоток при разных значениях силы прессовки и выбор необходимой по условиям радиальной устойчивости силы прессовки.

Все первоначальные (по исходным данным из расчетной записки) и вышеуказанные дополнительные расчетные исследования проводятся обычно в статической постановке расчетной задачи. Реально в переходном процессе КЗ ток непрерывно меняется, а обмотки и их элементы под действием переменных во времени сил перемещаются, т.е. имеет место динамический характер сил, при учете которого силы могут существенно превосходить силы, полученные в статическом расчете. Поэтому с целью подтверждения правильности выбора необходимых сил прессовки обмоток должны быть выполнены динамические расчеты осевых сил при различных уровнях начальной прессовки обмоток (нижний диапазон которых — ноль, верхний — в зависимости от рассматриваемой конструкции). Результаты этих расчетов показывают, насколько оптимальны выбранные силы прессовки обмоток, как изменяются максимальные динамические силы в обмотках при снижении силы прессовки и при ее увеличении. С другой стороны, может оказаться, что дина-

мические силы, действующие на прессующие и опорные конструкции, при снижении силы прессовки падают, это позволит допустить некоторую распрессовку обмоток в эксплуатации при условии, что будет обеспечена возможность перемещения отводов обмоток на величину, определенную при расчете.

Расчетные исследования осевых сил в обмотках с учетом динамического характера действия позволяют также проверить возможность возникновения механических резонансных процессов в обмотках во всем рассмотренном диапазоне сил начальной прессовки, возникновения осевых зазоров между катушками, что может привести к снижению радиальной устойчивости, а также решить вопрос о необходимости использования специальных пружинных устройств (или домкратов) для сохранения силы прессовки в эксплуатации. В случае, если пружинные прессующие устройства в конструкции не будут предусмотрены, тем более следует учесть возможные перемещения отводов.

Все эти исследования можно выполнять, например, с помощью программ ДИНАР или RDO.

При анализе динамической стойкости трансформаторов следует выполнить также расчеты тангенциальных сил, поворачивающих и скручивающих обмотки в процессе КЗ. Определение тангенциальных сил необходимо для расчета прочности конструкции обмоток и элементов их крепления. Предварительные расчеты тангенциальных сил мощных трансформаторов показали, что тангенциальные силы могут быть существенны в винтовой обмотке НН для торцевых катушек, отводов и перехода из слоя в слой, также велики силы скручивания половин обмоток. Тангенциальные силы в непрерывных обмотках, как правило, невелики. Тангенциальные деформации зависят от осевых сил, от качества радиальной опоры, а значит, и от радиальных сил сжатия, эта связь должна также учитываться в оптимизационных расчетах.

Целесообразно также одновременно с расчетными исследованиями стойкости при КЗ выполнять поверочные расчеты электрической прочности изоляции, потерь и нагревов обмоток во всех рассматриваемых вариантах конструкции. Это позволяет на стадии проектирования «отбросить» варианты конструкции, не удовлетворяющие не только требованиям по стойкости, но и по другим критериям. Поэтому удобны пакеты программ, которые кроме расчета стойкости при КЗ обеспечивают расчет основных и добавочных потерь в обмотках, а также тепловой расчет обмоток и наиболее нагретых точек для различных систем охлаждения. Например, в пакете РЭСТ программа теплового расчета учитывает осевые и радиальные охлаждающие каналы (в том числе и их отсутствие), перекрытие поверхности катушек изоляционными деталями, реальные потери в каждой катушке, теплопередающие свойства проводниковых и изоляционных материалов и т.д. Предусмотрен учет зависимости потерь от температуры. Наличие этих программ позволяет наряду (одновременно) с расчетными исследованиями стойкости при КЗ проводить исследования тепловых процессов в обмотках, а также оптимизацию конструкции по уровню потерь.

В данной работе подробно рассмотрены некоторые общие вопросы оптимизации:

по осевым силам в зависимости от геометрических размеров и силы прессовки (с учетом динамических процессов);

по радиальным силам в зависимости от осевых сил;

по тангенциальным силам.

2. Оптимизация по осевым силам

2.1. Статический расчет (оптимизация геометрических размеров и взаимного расположения обмоток)

Известно, что осевые силы существенно зависят от геометрических

размеров, взаимного расположения и осевой несимметрии обмоток, а также от характера распределения намагничивающих сил по высоте обмоток (от осевого строения обмоток). Качественно этот вопрос неоднократно рассматривался, но количественных зависимостей осевых сил от несимметрии в обобщенном виде ранее не было получено.

Введем обобщающий термин «несимметрия». Тогда можно будет выделить три основных вида несимметрии:

симметричная разновысокость, когда электромагнитные центры обмоток совпадают, а высоты обмоток разные, либо отличаются от расчетных (отметим, что речь идет об электромагнитных высотах, учитывающих реальную неравномерность распределения ампервитков по высоте, например, при ПБВ или высоковольтном вводе в середине высоты обмотки);

несимметричная разновысокость, когда одна из обмоток «односторонне» выше (ниже) другой (наиболее часто встречающийся случай технологических отклонений размеров и плотности намотки или наличие ввода с торца с емкостными кольцами);

сдвиг обмоток связан с грубыми просчетами в конструкции концевой изоляции или при изготовлении (редкий случай), к сдвигу относятся также случаи винтовых обмоток с большим заходом винта.

Общие количественные закономерности зависимости осевых сил от несимметрии и разновысокости разных типов показаны на рис. 1. Видно, что существует оптимальное по осевым силам соотношение размеров обмоток и их взаимного расположения.

Пример распределения осевых сил по высоте обмотки (номер точки — номер катушки по высоте) при симметричных и не симметричных вариантах конструкции приведен на рис. 1.

Всегда возникает вопрос, делать или не делать оптимизационные расчеты, если формально все расчетные критерии стойкости выполняются? Безусловно, рекомендуется такие расчеты проводить.

Во-первых, надо исключить варианты односторонней несимметрии. Как уже указывалась, в конструкции обмоток возможна «односторонняя» несимметрия, когда, например, сила $P_{\text{верх}}$ существенно превышает силу $P_{\text{низ}}$. Безусловно, такие варианты должны быть исключены, либо разность этих сил должна быть сведена к минимуму (например, значения этих сил не должны превышать принятую силу прессовки).

Во-вторых, надо проверить, существуют ли варианты конструкции с заведомо меньшими значениями осевых сил, то есть проверить, насколько оптимальна конструкция. Стойкость трансформатора может быть повышена только за счет нескольких дополнительных расчетов и при этом может быть снижено вложение материалов. Степень оптимальности конструкции оценивается по сравнению с расчетными значениями сил при условно равномерных и равновысоких обмотках. Отметим, что такой расчет легко осуществим с помощью пакета программ РЭСТ путем задания специальных признаков в исходных данных.

Например, при условной равномерной конструкции обмоток одного из мощных трансформаторов расчетные значения осевых сил существенно ниже, чем при реальной конструкции: в обмотке НН более, чем на 20%, а в обмотке ВН — в 2 раза. Причина — наличие входной зоны в середине высоты обмотки ВН. Реальная конструкция трансформатора не является оптимальной. Необходимы расчетные исследования разновысокости обмоток с целью снижения осевых сил и повышения стойкости.

В первой строке табл. 2 приведены результаты расчета осевых сил для расчетной высоты обмоток (расчетная высота обмотки НН — 2794 мм, ВН — 2860 мм), в следующих четырех строках — для 4-х случаев симметричной разновысокости обмоток: высота обмотки НН больше расчетной на 60, 120, 180 и 240 мм соответственно. Отметим, что аналогичные результаты получаются при соответствующем обратном изменении высоты об-

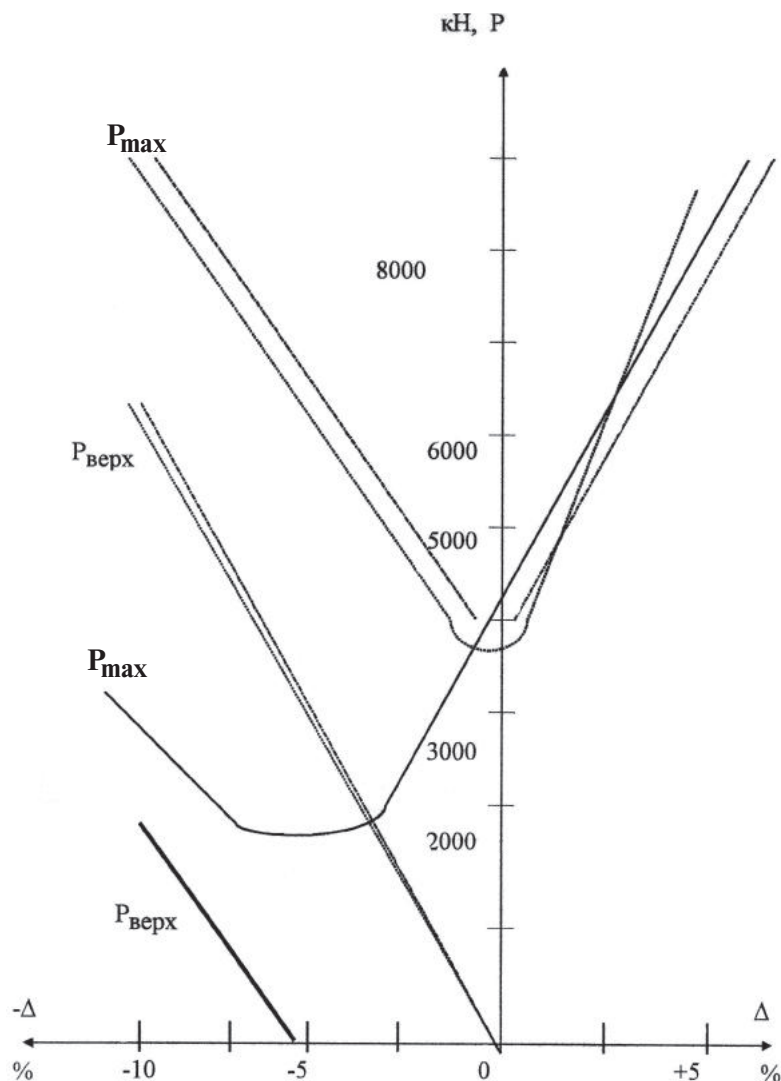


Рис. 1. Зависимость осевых сил во внутренней обмотке от несимметрии обмоток различного типа: — — симметричная разноравность (разгон в середине); — несимметричная разноравность; - - - - - — осевой сдвиг

мотки ВН или при изменении осевого строения обмоток.

Анализ этой таблицы показывает, что осевые силы существенно зависят от разноравности обмоток, например, максимальная сила в обмотке НН меняется от 443 до 921 тонн, а в обмотке ВН — от 263 до 498 тонн при симметричном изменении высоты обмотки НН на 180–240 мм (6–8% высоты), причем силы уменьшаются при увеличении высоты НН (до некоторого предела). Оптимальным является вариант при увеличенной при-

мерно на 180 мм высоте обмотки НН (4-я строка таблицы). В этом варианте конструкции осевые силы снижаются в такой степени, что становится выполнимым условие осевой устойчивости основных катушек (коэффициент запаса становится больше единицы) и торцевых катушек обмотки ВН (обмотка ВН из «растягиваемой» осевыми силами в исходном варианте конструкции становится в «оптимальном» варианте «сжимаемой»). При дальнейшем увеличении высоты НН силы в ней также продол-

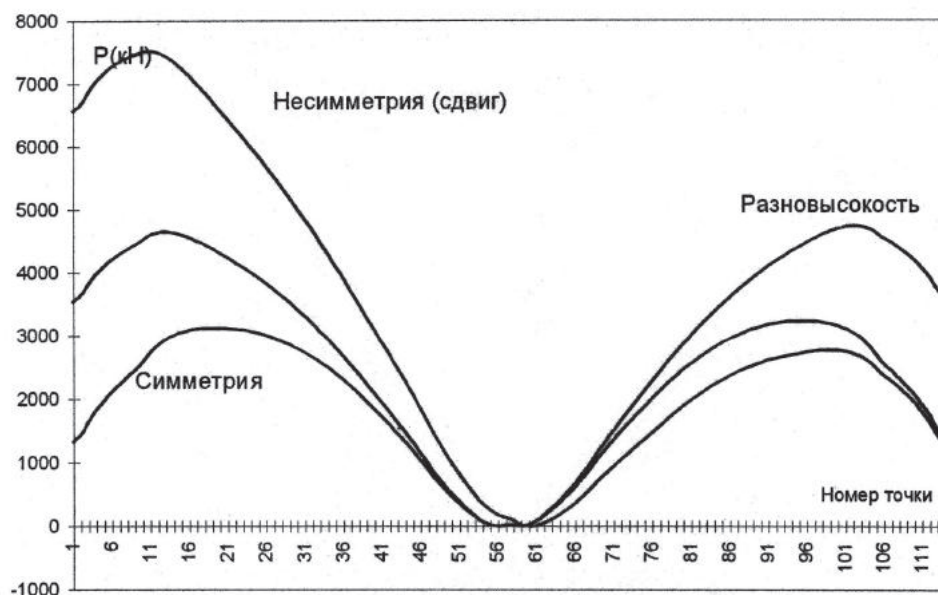


Рис. 2. Распределение осевых сил по высоте обмотки при симметричных и несимметричных вариантах конструкции

Таблица 2

Осевые силы в обмотках вариантов мощного трансформатора, рассчитанные для 5 случаев симметричной разновысокости обмотки НН

Обмотка	Разновысокость НН, мм	P_0 , кН	σ_0 , МПа	Номер катушки	$P_{\text{макс}}$, кН	$\sigma_{\text{макс}}$, МПа	Коэффициент запаса	$P_{\text{верх}}$, кН	Коэффициент запаса
НН	0	2349	10,8	59	9211	42,5	0,73	2,0	—
	60	2023	9,3	59	7943	36,6	0,85	1,0	—
	120	1711	7,9	59	6722	31,0	1,00	0,0	—
	180	1414	6,5	59	5550	25,6	1,21	0,0	—
	240	1133	5,2	59	4428	20,4	1,52	0,0	—
ВН	0	1149	4,0	102	4983	17,3	0,75	3877	0,37
	60	945	3,3	99	3956	13,7	0,95	2537	0,57
	120	752	2,6	94	3143	10,9	1,19	1235	1,17
	180	577	2,0	89	2630	9,1	1,42	1	—
	240	887	3,1	86	3440	11,9	1,09	1	—

жают снижаться, однако начинает возрастать сила в обмотке ВН. Таким образом показано, что выбранный в исходной конструкции вариант соотношения высот (1-я строка в таблице) не является оптимальным по осевым силам: силы могут быть снижены почти в 2 раза при симметричном увеличении высоты обмотки НН примерно на 180 мм, при этом обмотка

НН становится выше обмотки ВН примерно на 100 мм. Это еще раз подтверждает вывод о том, что не всегда вариант с разновысокими обмотками является оптимальным. Отметим еще раз, что рекомендация по увеличению высоты обмотки является условной, поскольку аналогичный вариант снижения сил может быть получен при некотором перераспре-

Таблица 3

**Осевые силы и осевые давления в обмотках трансформатора,
имеющих конструкцию, близкую к оптимальной**

Обмотка	$P_{\text{пресс}},$ кН	$\sigma_{\text{пресс}},$ МПа	$P_{\text{макс}},$ кН	$\sigma_{\text{макс}},$ МПа	$P_{\text{верх}},$ кН	$\sigma_{\text{верх}},$ МПа	$P_{\text{низ}},$ кН	$\sigma_{\text{низ}},$ МПа
НН	2025	9,33	6814	31,41	5	0	0	0,0
ВН	657	2,28	2726	9,47	1494	5,2	1556	5,2

делении (оптимизации) ампервитков в обмотках. Например, при некотором перераспределении ампервитков по высоте обмотки НН (увеличенные каналы в обмотке НН перенесены с торцов в среднюю часть обмотки) значения осевых сил приближаются к оптимальному варианту (табл. 3).

Гораздо опаснее для трансформатора несимметричная разновысокость или осевой «сдвиг» обмоток друг относительно друга. Например, сдвиг обмотки НН в этом трансформаторе всего на 25 мм приводит к росту максимальных сил в обмотках и появлению дополнительных осевых сдвигающих сил, действующих на опоры обмоток, порядка 200 тонн, которые наверняка приведут к разрушению опорных конструкций и аварии трансформатора при КЗ.

Еще одна цель расчетной оптимизации — поиск оптимального расположения регулировочных витков по высоте обмотки с регулированием напряжения (ПБВ). Сюда же можно отнести расчетные исследования необходимых для снижения осевых сил зон «разгонов» (зон снижения плотности ампервитков). Многочисленные примеры показывают, что такой вид оптимизации позволяет во всех случаях снизить осевые силы в обмотках, особенно в режимах с полным отключением регулировочных витков. В ряде случаев проведение такого типа оптимизационных расчетов заставляет отказаться от конструкции с расположением регулировочных витков «внутри» обмотки и выделить их в отдельный регулировочный слой.

Отметим также, что «регулируя» соотношение высот обмоток, можно добиться не только минимальных

расчетных значений осевых сил, но в ряде случаев и добиться значений осевых сил (давлений), необходимых для обеспечения радиальной устойчивости. Рассмотрим в качестве примера результаты расчета радиальной устойчивости обмотки НН трансформатора мощностью 31,5 МВ·А. В катушке номер 59 этой обмотки при исходной высоте обмотки ($\Delta H = 0$) при КЗ по расчету возникает осевой зазор (нулевое осевое давление) и коэффициент запаса по радиальной устойчивости становится меньше единицы (равен 0,62). При уменьшении высоты обмотки НН всего на 5 мм осевой зазор исчезает, и коэффициент запаса возрастает до 0,86, а при уменьшении высоты на 10 и более миллиметров осевое давление возрастает настолько, что коэффициент запаса становится больше единицы. В итоге расчетные исследования «разновысокости» обмоток позволяют обеспечить необходимую радиальную устойчивость обмоток, растягиваемых осевыми силами.

Таким образом, главной целью данного вида оптимизационных расчетов является минимизация осевых сил в обмотках, а дополнительной — достижение максимально возможного коэффициента запаса по радиальной устойчивости (в тех случаях, когда это возможно). Поскольку в общем случае в трансформаторе может быть несколько обмоток, предлагают следующие критерии оптимизации:

минимальные значения осевых сил в обмотках и на опорах;

близкие (отличающиеся между собой не более, чем на 30%) коэффициенты запаса по осевой устойчивости во всех обмотках; при этом жела-

тельно, чтобы наибольшее значение этого коэффициента запаса было у проводников внутренней (ближайшей к стержню) обмотки;

отсутствие односторонней несимметрии (относительного осевого сдвига или несимметричной разности) обмоток; в случае наличия односторонней несимметрии (когда силы $P_{\text{верх}}$ и $P_{\text{низ}}$ в одной обмотке существенно различаются) значения этих сил не должны превышать значения силы прессовки;

должны быть достигнуты наибольшие (для данного типа провода) значения коэффициентов запаса по радиальной устойчивости.

2.2. Динамический расчет (оптимизация сил прессовки с учетом динамических колебаний)

Выбор оптимального значения силы прессовки, а также проверка надежности эксплуатации обмоток при увеличенных и сниженных по сравнению с требуемыми по расчету значениями сил прессовки, уточнение принятых сил прессовки и динамических воздействий на прокладки и опорные конструкции могут быть проведены с помощью специальных исследовательских программ ДИНАР и РДО, которые позволяют получать значения осевых сил в обмотках с учетом динамического характера (с учетом сил инерции, внешнего и внутреннего трения, веса, взаимодействия между катушками и т.д.) в зависимости от времени, силы прессовки и других параметров. Программа ДИНАР предназначена для расчета одиночной обмотки, а программа РДО — для системы нескольких обмоток под общим прессующим кольцом.

Например, динамические осевые силы и перемещения элементов обмотки НН одного из мощных трансформаторов существенно зависят от силы прессовки. Максимальная сжимающая сила в середине обмотки, а также сила, действующая на нижнюю опору, при отсутствии силы прессовки почти вдвое выше, чем, например, при прессовке силой 400 тонн. Осевые

перемещения изменяются еще в больших пределах: от 4 мм в сильно запрессованной обмотке до 30 мм в полностью запрессованной (более, чем в 7 раз). Сила, действующая на нижнюю опору, существенно превышает силу, действующую на верхнюю опору при отсутствии запрессовки, и практически равна ей при достаточной запрессовке. Это связано с более явными проявлениями динамических процессов (а именно с влиянием силы веса обмотки, направленной вниз) в распрессованной обмотке. Оптимальное значение силы прессовки обмотки НН по динамическому расчету составляет примерно 400 тонн. При такой силе прессовки расчетная динамическая сила сжатия в середине высоты обмотки минимальна и не превышает 1000 тонн (всего на 11% выше соответствующей силы, полученной по статическому расчету — 900 тонн), силы на опорах симметричны, порядка 600 тонн, а динамические перемещения крайних катушек не превышают 6 мм (напомним, что в полностью распрессованной обмотке эти перемещения достигают 30 мм). Резкое увеличение динамических осевых сил (свыше 1300 тонн) и перемещений (более 15 мм) наблюдается при снижении силы прессовки ниже 200–250 тонн. Это хорошо согласуется с результатами статического расчета в соответствии с методикой РД, по которому получена необходимая сила прессовки обмотки, равная 235 тонн. На рис. 3 показано изменение во времени максимальной динамической силы в обмотке НН для случаев распрессованной обмотки (кривая 1) и запрессованной силой 400 тонн (кривая 2). Для сравнения показана и кривая изменения максимальной электромагнитной («статической») силы (кривая 3). Видно, что динамическая сила несколько запаздывает во времени по сравнению с электромагнитной силой, причем запаздывание больше при отсутствии силы прессовки: максимум динамической силы наступает в момент времени 12 мс, в то время как в запрессованной обмотке — в момент 11 мс (максимум электромагнитной силы соответствует 10 мс). Динамическая сила в распрессованной

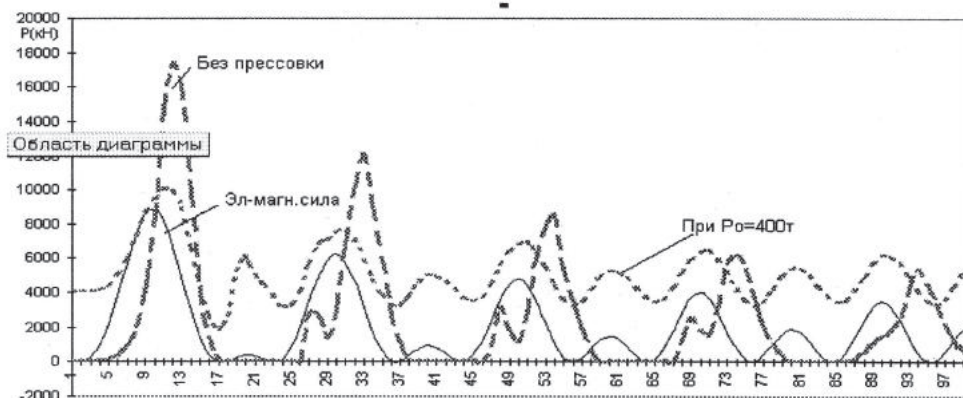


Рис. 3. Динамические осевые силы в середине высоты обмотки НН

обмотке существенно выше, чем в запрессованной — почти в два раза, причем при отсутствии прессовки имеют место периоды, когда динамическая сила сжатия равна нулю (17–26 мс), то есть в середине высоты обмотки возникает осевой зазор. Как уже указывалось, возникновение зазора в середине высоты внутренней обмотки может снизить ее радиальную устойчивость.

На рис. 4 показаны аналогичные зависимости для динамических сил, действующих на опоры обмотки НН. Силы на опорах изменяются во времени следующим образом. До начала протекания тока КЗ сила на верхней опоре равна силе прессовки (или нулю при отсутствии прессовки), а на нижней опоре — силе прессовки плюс вес обмотки (только вес обмотки). Увеличение тока приводит к росту сил, сжимающих обмотку НН к середине (все силы, действующие на катушки, направлены к середине высоты обмотки), при этом возникают деформации сжатия и обмотка «отходит» от опор — силы на опорах уменьшаются, в большей степени на верхней опоре, поскольку на нижней опоре электромагнитным силам приходится преодолевать еще и силу веса. При уменьшении этой силы до нуля между торцом обмотки и опорой возникает зазор. При отсутствии прессовки зазор возникает практически мгновенно. Зазор сохраняется до того момента пока электромагнитная сила не уменьшится практически до

нуля (с учетом динамического сдвига во времени). После этого обмотка распрямляется (подобно сжатой пружине) и ударяет по опорам с силой около 600 тонн в запрессованном состоянии и с силой 670 тонн на верхнюю опору и около 1000 тонн на нижнюю опору при отсутствии запрессовки. Таким образом, для обмотки НН распрессовка (уменьшение силы прессовки до величины, меньшей, чем 200 тонн) является недопустимой.

Критериями выбора оптимальной силы прессовки по результатам расчета динамических осевых колебаний при разных уровнях запрессовки являются:

- минимальные значения сжимающих осевых динамических сил;

- минимальные значения осевых сил, действующих на опорные конструкции;

- минимальные или допускаемые по условиям закрепления осевые перемещения торцевых катушек и отводов.

Дополнительным критерием является отсутствие в обмотке катушек с недостаточным по условиям радиальной устойчивости значением осевого давления в прокладках, о чем будет сказано ниже.

Таким образом, расчетные исследования стойкости обмоток с учетом динамического характера действия осевых сил позволяют уточнить динамические воздействия на проводни-

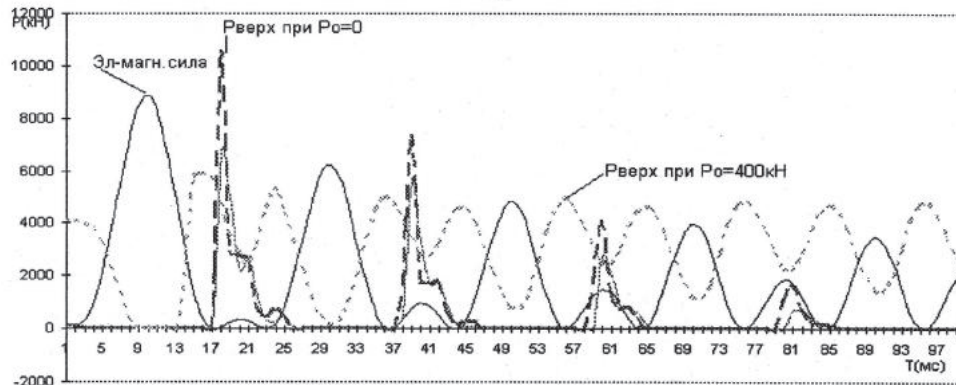


Рис. 4. Динамические осевые силы, действующие на опоры обмотки НН

ки, изоляцию и опорные конструкции, выбрать оптимальную силу прессовки, в ряде случаев дополнительно оценить радиальную устойчивость внутренних обмоток, объяснить результаты испытаний и т.д.

При необходимости существенно снижения сил прессовки могут исследоваться варианты изменения жесткости обмоток или прессующих конструкций, производиться расчетная проверка целесообразности применения устройств пружинной прессовки, принятия (или отказа) технического решения о совместной прессовке нескольких обмоток общим прессующим кольцом и т.д.

2.3. Рекомендации по применению расчета осевых сил с учетом динамического характера их действия

Внедрение динамического расчета осевых сил КЗ полезно не только для накопления опыта таких расчетов, но и для решения многих важных вопросов обеспечения электродинамической стойкости конкретных трансформаторов.

Многолетний опыт применения динамических расчетов в ВЭИ (по программе ДИНАР) показал, что эти расчеты наиболее важны при разработке новых трансформаторов, особенно большой мощности.

Опыт применения программы ДИНАР показал, что основная прак-

тическая польза от расчетов заключается в том, что на основании анализа результатов расчета динамических осевых сил появилась возможность не только оптимизировать силу прессовки (путем перебора значений силы прессовки), но на основании этих расчетов давать обоснование и заключение о возможности существенного снижения силы прессовки. Фактически это означает, что при переборе значений сил прессовки можно выбрать оптимальные (по максимальным силам, силам на опоры, перемещениям) силы прессовки обмотки. Необходимо вводить коррективы по мере накопления опыта расчета, а также разработать предложения на допускаемые динамические перемещения торцов обмоток, отводов. Эта норма (проведение динамических расчетов) введена в действующий нормативный документ по расчету стойкости при КЗ — РД 16.431-88.

Новая программа динамического расчета осевых сил РДО имеет расширенные возможности по сравнению с программой ДИНАР, так как она позволяет учитывать конструкцию трансформаторов с запрессовкой нескольких обмоток общим прессующим кольцом.

Очень серьезный вопрос о том, как считать узлы конструкции при наличии силы, в которой есть постоянная и переменная составляющие, пока остается открытым (на стадии исследований).

**3. Оптимизация
по радиальным силам
(оптимизация необходимой силы
прессовки для обеспечения условий
радиальной устойчивости)**

Известно, что критическое напряжение радиальной устойчивости $[\sigma_{кр}]$ зависит, кроме других факторов, от осевого давления в прокладках $\sigma(y)$, возникающего в момент КЗ, — чем меньше это осевое давление, тем меньше $[\sigma_{кр}]$; минимальное значение $[\sigma_{кр}]$ — при отсутствии осевого давления при $\sigma(y) = 0$, то есть в местах образования осевых зазоров, а максимальное значение — при $\sigma(y) > 2,7$ МПа. Зависимость $[\sigma_{кр}]$ от осевого давления, принятая в методике расчета, показана на рис. 5. Частично об этом уже говорилось в разделе 2.

Как правило, внутренние обмотки трансформатора сжимаются осевыми силами и осевые зазоры возникают на торцах обмотки, где радиальные напряжения невелики (примерно половина максимальных, возникающих в средней части обмотки) и снижение допустимого критического напряжения на торцах может быть не опасным. Но в случаях, когда внутренняя

обмотка растягивается осевыми силами, зазоры возникают в середине обмотки, где радиальные напряжения максимальны, снижение критического напряжения может привести к невыполнению условия радиальной устойчивости. Такая ситуация может возникнуть, например, в расположенных на стержне компенсационных обмотках мощных автотрансформаторов, или в обмотках НН трехобмоточных трансформаторов, или автотрансформаторов.

Необходимое повышение осевого давления в этих случаях может быть достигнуто как при помощи оптимизации размеров обмоток (перераспределение осевых сил — см. выше), так и за счет выбора необходимой с этой точки зрения силы прессовки. При расчете такой силы прессовки в общем случае приходится рассматривать следующие возможные расчетные режимы:

1) режимы КЗ, когда возникают осевые зазоры во внутренней обмотке, но эти режимы не являются определяющими по радиальным силам и условию радиальной устойчивости

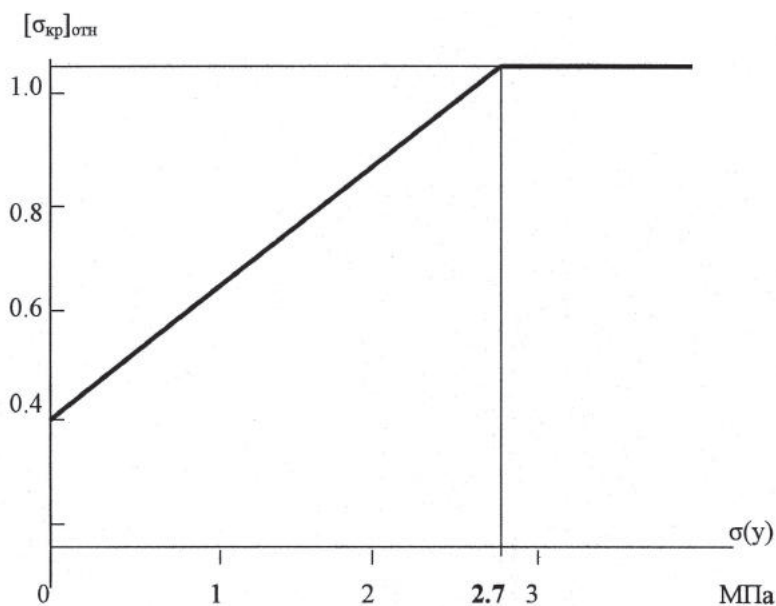


Рис. 5. Зависимость относительного значения критического напряжения радиальной устойчивости $[\sigma_{кр}]$ от осевого давления $\sigma(y)$ по методике РД 16.431-88

выполняется даже при наличии зазоров в осевом направлении;

2) режимы КЗ, при которых в обмотках возникают осевые зазоры и при этом условие радиальной устойчивости в первоначальных расчетах (без учета принятой силы прессовки) не выполняется, однако после корректировки в этих режимах осевых сил с учетом окончательно принятой в конструкции силы прессовки после расчета всех режимов КЗ, зазоры в обмотке исчезают ($P_0^* > P_0 / K_{пр}$), критическое напряжение возрастает и условие радиальной устойчивости выполняется;

3) режимы КЗ, при которых даже в отсутствие «зазоров» в обмотке при запрессовке силой P_0^* условие радиальной устойчивости не выполняется, поскольку осевое давление $\sigma(y)$ остается меньшим, чем 2,7 МПа и $[\sigma_{кр}]$ не достигает своего максимального значения для данной обмотки.

В первом и втором случаях, естественно, не требуется никаких дополнительных мер усиления радиальной устойчивости обмотки (кроме тщательного расчетного анализа всех возможных режимов), в третьем случае требуется рассчитать силу прессовки, необходимую для обеспечения радиальной устойчивости.

Рассмотрим схему расчета необходимой по условиям радиальной устойчивости силы прессовки на примере трансформатора мощностью 32000 кВ·А. По результатам расчета всех режимов определяем расчетный режим КЗ с осевым «зазором» в обмотке НН, когда коэффициент запаса по радиальной устойчивости меньше единицы из-за недостаточного осевого давления. Это режим НН-ВН_{мин}, при котором в середине высоты обмотки НН осевое давление $\sigma(y) = 0$, радиальное напряжение $\sigma_{ср} = 23,7$ МПа, а критическое напряжение радиальной устойчивости $[\sigma_{кр}] = 11$ МПа, $K_{зап} = 0,5$. Отмечаем расчетное значение необходимой силы прессовки P_0 для этого режима и соответствующее этой силе осевое давление: $P_0 = 52$ кН, $S_0 = 0,8$ МПа. Рассчитываем силу прессовки, бес-

печивающую отсутствие зазоров в этом режиме:

$$\tilde{P}_0 = P_0 / K_{пр} = 52 / 0,5 = 104 \text{ кН}$$

$$(\sigma_0 = 1,6 \text{ МПа}).$$

Сравнивая полученную силу \tilde{P}_0 с наибольшим значением из всех расчетных режимов силы прессовки $P_0^* = 158$ кН ($\sigma_0^* = 2,3$ МПа), можно сделать вывод, что в рассматриваемом режиме КЗ в средних катушках обмотки НН (в зоне осевого «зазора») при запрессовке силой 158 кН осевая сила сжатия будет $158 - 104 = 54$ кН и осевое давление $2,3 - 1,6 = 0,7$ МПа. При этом осевом давлении критическое напряжение радиальной устойчивости будет $[\sigma_{кр}] = 18$ МПа, что явно недостаточно для выполнения условия радиальной устойчивости, поскольку, как уже указывалось, в этих катушках $\sigma_{ср} = 23,7$ МПа. Однако зона (по высоте обмотки), занимаемая катушками с недостаточной радиальной устойчивостью, уменьшилась.

Анализируя все результаты расчета осевых и радиальных сил в обмотке НН, можно найти то минимальное осевое давление, при котором $[\sigma_{кр}] > 23,7$ МПа. Это давление равно 1,3 МПа (катушка 15). Следовательно, для обеспечения достаточной радиальной устойчивости средних катушек обмотки НН в режиме НН-ВН_{мин} обмотка должна быть дополнительно запрессована давлением $1,3 - 0,7 = 0,6$ МПа, что соответствует дополнительной силе прессовки 41 кН, а необходимая сила прессовки обмотки должна быть не менее $158 + 41 = 199$ кН.

Приведенные рассуждения позволяют вывести формулу расчета необходимой силы прессовки P_0^{**} для обеспечения условия радиальной устойчивости катушек, расположенных в зоне осевых зазоров:

$$P_0^{**} = P_0^* + S_0 [\sigma_{\min} - \sigma(y) - (\sigma_0^* - \sigma_0)]$$

или

$$P_0^{**} = P_0^* + P_{\min} - P(y) - (P_0^* - \tilde{P}_0) = \\ = P_{\min} - P(y) + \tilde{P}_0,$$

где P_0^* (σ_0^*) — сила (давление) прессовки, принимаемая для обмотки в соответствии с методикой расчета; P_{\min} (σ_{\min}) — минимальное расчетное значение осевой силы (давления) в рассматриваемом режиме КЗ, при котором выполняется условие радиальной устойчивости $[\sigma_{\text{кр}}] > \sigma_{\text{ср}}$; \tilde{P}_0 (σ_0) — сила (давление) прессовки, обеспечивающая отсутствие осевых «зазоров» в обмотке в рассматриваемом режиме КЗ; $P(y)$ — расчетная осевая сила (давление) в рассматриваемой катушке при КЗ; S_0 — площадь прокладок обмотки.

В случае, если поставлена задача запрессовать обмотку с обеспечением заданного (например, увеличенного) запаса по радиальной устойчивости в рассматриваемом режиме, то в качестве силы P_{\min} следует выбирать минимальное расчетное значение осевой силы КЗ, при котором выполняется условие

$$[\sigma_{\text{кр}}] > K_{\text{зап}} \sigma_{\text{ср}},$$

где $K_{\text{зап}}$ — заданный коэффициент запаса по устойчивости.

Рассмотрим еще один пример использования методики для случая недостаточной радиальной устойчивости в катушках с низкими значениями осевых давлений. Расчетное распределение осевых сил в обмотке НН трансформатора мощностью 31,5 МВ·А в трехобмоточном режиме КЗ на СН таково, что без учета реальных сил прессовки в средних по высоте катушках возникает осевое давление, при котором радиальная устойчивость этих катушек недостаточна. В частности, в средней катушке без учета силы прессовки осевое давление близко к нулю (обмотка находится в «чужом» поле и растягивается осевыми силами), при этом расчетный коэффициент запаса по радиальной устойчивости для этой катушки меньше единицы (0,62 — табл. 4, столбец «до корректировки»).

После выбора силы прессовки обмотки (выбор необходимых сил прессовки может производиться программой автоматически в соответствии с заложенными в нее требованиями и нормами методики расчета — максимальные значения из всех расчетных режимов, или вручную на основании опыта расчетчика и предварительного анализа результатов расчета, или в результате расчета распределения силы прессовки под общим кольцом)

Таблица 4

Радиальная устойчивость обмотки НН трансформатора мощностью 31,5 МВ·А до и после корректировки силы прессовки

Режим	Катушка	До корректировки силы прессовки, МПа			После корректировки силы прессовки, МПа		
		σ_0	$\sigma_{\text{ср}}$	$K_{\text{зап}}$	σ_0	$\sigma_{\text{ср}}$	$K_{\text{зап}}$
НН-СН	1	1,2	-14,4	1,67	1,2	-14,4	1,67
	45	10,2	-28,4	1,11	10,2	-28,4	1,11
	118	0,7	-14,4	1,39	0,7	-14,4	1,39
3-хобм.	1	0,3	-10,7	1,49	1,0	-10,7	2,08
	59	0,0	-19,5	0,62*	0,7	-19,5	1,01*
	75	3,9	-20,8	1,52	4,6	-20,8	1,52
	118	4,7	-10,5	3,02	5,3	-10,5	3,02

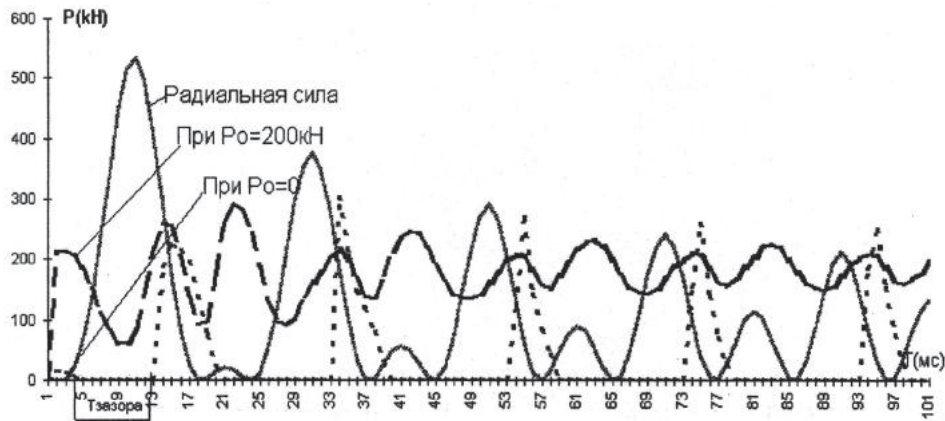


Рис. 6. Динамические осевые силы в середине растягиваемой обмотки при разных силах прессовки и радиальная сила сжатия

по результатам расчета осевых и радиальных сил определяются катушки с минимальными коэффициентами запаса по радиальной устойчивости. С учетом реальной силы прессовки обмотки НН 192 кН осевое давление в катушке 59 будет 0,7 МПа, при этом расчетный коэффициент запаса по радиальной устойчивости этой катушки возрастает и становится равным 1,01 (табл. 4, столбец «после корректировки») — радиальная устойчивость обмотки НН в этом режиме становится достаточной. Отметим, что корректировка результатов расчета радиальной и осевой устойчивости с учетом выбранной силы прессовки (в том числе, при общей запрессовке нескольких обмоток одним кольцом) выполняется некоторыми программами автоматически и в результирующую таблицу помещаются результаты расчета стойкости до и после корректировки.

В ряде случаев рассмотренного «статического» подхода к анализу зависимости радиальной устойчивости обмотки от осевого сжатия оказывается недостаточно. Опыт показывает, что возникновение зазоров в обмотке в процессе КЗ возможно не только в тех местах, которые определяются по статическому расчету осевых сил, но и в других точках, место расположения которых по высоте обмотки мож-

но определить при расчете осевых сил с учетом динамического характера их действия. Как уже указывалось, в общем случае критическое напряжение радиальной устойчивости зависит не от силы (давления) прессовки, а от результирующего осевого давления в прокладках, возникающего в момент действия тока КЗ. Поэтому, поскольку в большинстве случаев внутренняя обмотка мощного трансформатора сжимается осевыми силами и осевое давление достаточно велико (более 2,7 МПа), в ней «автоматически» обеспечивается наибольшее значение критического напряжения. Это, как правило, подтверждается статическим и динамическим расчетом при достаточном значении силы прессовки.

В случае «распрессованной» обмотки картина может меняться. На рис. 6 приведены результаты динамического расчета осевых сил во времени в одном из сечений по высоте обмотки СН трансформатора мощностью 125 МВ·А в трехобмоточном режиме при достаточном значении силы прессовки ($P_0 = 200$ кН) и при ее отсутствии ($P_0 = 0$).

Видно, что зазоры (нулевые значения осевых сил) в запрессованной обмотке не возникают (возникают только у торцов обмотки, где радиальные силы относительно невелики). При расчете распрессованной обмот-

ки с учетом динамического характера действия осевых сил (даже для обмоток, в которых электромагнитные осевые силы катушек накапливаются к середине высоты — обмотка «сжимается» по статическому расчету), осевые зазоры могут возникать не только у торцов обмоток, но и в других местах по высоте. При этом длительность во времени существования этих зазоров может быть различной. Например, сечение обмотки, где действует рассматриваемая на рис. 6 осевая динамическая сила P_5 (это сечение соответствует каналу между 79-й и 80-й катушками, всего катушек 132), зазор существует 8 мс (с 4 по 12 мс всего процесса КЗ). Отсутствие осевого давления между прокладками и этими катушками приводит к резкому снижению их радиальной устойчивости: критическое напряжение уменьшается более, чем в 2 раза по сравнению со случаем максимального осевого давления (с 55 до 20 МПа). При этом электромагнитные радиальные силы в обмотке (рис. 6), изменяющиеся пропорционально квадрату тока КЗ, достигают к моменту 10 мс максимальных значений. Например, среднее радиальное напряжение сжатия в катушке 79 в момент $t = 10$ мс равно 40 МПа, что вдвое больше, чем указанное выше значение критического напряжения 20 МПа. Такое сочетание факторов может привести к потере радиальной устойчивости 79-й и 80-й катушек обмотки СН.

Следует подчеркнуть, что в данной обмотке (в соответствии с ее чертежом) катушки 79 и 80 находятся в зоне транспозиции, т.е., с одной стороны, именно в этом месте уменьшена плотность ампервитков обмотки, что способствовало возникновению в этом месте осевого зазора при недостаточной силе прессовки, а с другой стороны, места транспозиции обладают наименьшей стойкостью по отношению к действию радиальных сил КЗ (из-за начальных изгибов и неправильностей), что еще больше повышает вероятность их повреждения.

Таким образом, в ряде случаев распрессовка обмоток может быть опасна не только из-за увеличения

осевых сил и деформаций, но и из-за снижения радиальной устойчивости катушек, что может быть подтверждено статическим и динамическим расчетами с помощью современных программных средств.

4. Оптимизация по стойкости к тангенциальным силам

В случае, если по результатам проверочного расчета осевых и тангенциальных сил не выполняется условие

$$F_{\tau} \leq (F_{\text{тр верх}} + F_{\text{тр низ}}) / K_{\text{зап}},$$

где F_{τ} — расчетная тангенциальная сила на всю обмотку или рассматриваемый участок обмотки, $F_{\text{тр верх}}$, $F_{\text{тр низ}}$ — сила трения сверху и снизу рассматриваемого участка обмотки (например, всю или половину обмотки) или отдельной катушки; сила трения в каком-либо сечении обмотки рассчитывается по формуле

$$F_{\text{тр}} = K_{\text{тр}} P_{\text{норм}},$$

$F_{\text{тр}}$ — суммарная сила трения, возникающая между дистанцирующими прокладками обмоток, или между проводниками (катушками) и прокладками, или между катушками (зависит от конструкции обмотки), $K_{\text{тр}}$ — коэффициент трения, $P_{\text{норм}}$ — величина нормального давления, т.е. осевая сила в рассматриваемом сечении, как правило, это сила прессовки обмотки, $K_{\text{зап}}$ — некоторый коэффициент запаса (на неточность определения силы трения и др.).

Необходимо увеличить силу трения за счет увеличения силы осевой прессовки либо коэффициента трения.

Рассмотрим «типичную» обмотку, которая при КЗ сжимается осевыми силами. Если сила прессовки обмотки достаточно велика (коэффициент прессовки $K_{\text{пр}} \geq 1$), то в течение всего времени КЗ во всех ее сечениях сохраняется сила сжатия. В середине высоты осевые силы КЗ приведут к увеличению силы сжатия по сравнению с силой прессовки, но при

$K_{пр} \geq 1$ ни в одном ее сечении зазора не возникнет. Наоборот, при полном отсутствии прессовки обмотки ($K_{пр} = 0$) сразу же после начала КЗ даже небольшие осевые силы сожмут обмотку, и она «отойдет» от опор, «повиснет в воздухе» (влиянием силы веса обмотки в данном случае пренебрегаем, что идет в запас, но в дальнейшем может быть проделан и точный расчет). Так как обычно коэффициент прессовки выбирается меньше единицы (например, $K_{пр} = 0,4$), то при КЗ в середине высоты обмотки осевая сила по мере увеличения квадрата тока КЗ будет увеличиваться, а на торцах осевая сила будет снижаться, при $(i / I_{уд})^2 = 0,4$ на торцах обмотки возникнут зазоры, а при дальнейшем увеличении тока торцы обмотки будут отходить от опор, т.е. зазоры будут существовать достаточно большую часть периода (как уже сказано, зазоров на торце не должно быть при коэффициенте прессовки $K_{пр} = 1$ и более). Таким образом, существенное время при КЗ обмотка будет «повисать в воздухе», так как сил трения на торцах не будет. В эти же промежутки времени тангенциальная сила на обмотку действовать будет (тангенциальная сила изменяется пропорционально квадрату тока КЗ так же, как и электромагнитная осевая сила). И препятствиями для свободного поворота обмотки будет то-

лько закрепление отводов и инерция обмотки.

При отгрузке нового трансформатора с завода он должен быть запрессован силами, которые заданы в соответствии с расчетом осевых сил. Следует считать, что эти силы прессовки таковы, что они обеспечивают необходимую стойкость трансформатора и к тангенциальным силам. С течением времени такое положение должно быть подтверждено экспериментами, анализом эксплуатации, анализом результатов испытаний, расчетами. Однако при распрессовке трансформатора в эксплуатации или на испытаниях (а причин распрессовки может быть, как известно, много: транспортировка, многократные режимы КЗ, плохая технологическая обработка при изготовлении, качество материалов и т.д.) ситуация может оказаться иной. Поэтому данные рекомендации могут дополнительно уточняться.

В заключение следует отметить, что для обеспечения стойкости трансформаторов к токам КЗ наряду с применением методики оптимизации обмоток по основным параметрам стойкости следует применять ряд специальных рекомендаций по конструированию, технологической обработке и сборке обмоток, чему посвящена специальная статья в данном сборнике.

Рекомендации по конструктивному и технологическому обеспечению стойкости трансформаторного оборудования при коротких замыканиях

Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П., Левицкая Е.И.

1. Введение. Общие рекомендации.

В данной работе сделано обобщение рекомендаций по обеспечению динамической стойкости трансформаторов при КЗ. Приведенный материал основан на обобщении многолетнего опыта (авторов и других специалистов по стойкости трансформаторов при КЗ), полученного при участии в разработке трансформаторов на заводах, при экспертном анализе проектов трансформаторов, при подготовке и проведении испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, при анализе повреждений трансформаторов при их испытаниях, при разборке аварий трансформаторов в эксплуатации, при оптимизации конструкции обмоток трансформаторов по параметрам их стойкости к токам КЗ. Рекомендации относятся как к мощным, так и к распределительным трансформаторам.

Вначале приведем общие технологические рекомендации для повышения стойкости трансформаторов при КЗ:

- применение малоусадочных изоляционных материалов;

- прессовка столбов прокладок перед намоткой обмоток, контроль размеров и числа прокладок в каждом столбе прокладок;

- осевая и радиальная подпрессовка проводов обмоток при их намотке;

- сушка обмоток под давлением;

- тщательный контроль осевых размеров обмоток на всех технологических операциях, доводка размеров до нормируемых (вложение или изъятие прокладок);

- сохранение обмоток без их увлажнения в течение промежутка времени между окончанием сушки обмоток и монтажом на 3-й сборке;

- циклическая запрессовка — распрессовка обмоток на трансформаторе после 3-й сборки;

- в особо ответственных трансформаторах — применение гидродомкратов, позволяющих контролировать силу прессовки обмоток в эксплуатации и в случае ее снижения — обмотки подпрессовывать.

В случае общей прессовки двух обмоток одним прессующим кольцом необходимо выполнить проверку правильности распределения силы прессовки по этим обмоткам. Если жесткость одной обмотки существенно больше жесткости другой, а высота обмоток перед запрессовкой одинакова, то вся сила прессовки окажется приложенной к более жесткой обмотке, а вторая обмотка окажется не запрессованной, чего допустить нельзя. Например, бывали случаи, когда при запрессовке одним кольцом относительно «мягкой» высоковольтной обмотки ВН (с увеличенной витковой и катушечной изоляцией) и «жесткой» слоевой регулировочной обмотки (РО) вся сила прессовки приходилась на эту обмотку. При запрессовке на заводе проводники обмотки РО теряли устойчивость (возникла «елочка»), слои налезали друг на друга.

Методике расчета распределения сил прессовки между несколькими обмотками с общим прессующим кольцом посвящена специальная статья в настоящем сборнике. Если по расчету для каждой обмотки (каждого концентратора) сила запрессовки окажется не меньше требуемой по расчету осевых сил, то сила прессовки распределена правильно. При невыполнении этого условия необходимо увеличить общую силу прессовки так, чтобы силы прессовки, приходящие-

ся на каждую обмотку, были не меньше требуемых по расчету. Отметим, что эти расчеты могут выполняться с помощью программы REST (ВЭИ).

Вместо увеличения общей силы прессовки возможно выполнение обмоток с различной высотой за счет дополнительного вложения изоляции в обмотку, для которой сила запрессовки меньше требуемой силы (например, установкой дополнительных дистанцирующих прокладок). Другой вариант — заранее проектировать более жесткую обмотку с несколько меньшей высотой.

Обеспечение стойкости при КЗ обмоток РО мощных трансформаторов в свое время встречало ряд трудностей. В настоящее время на основе анализа повреждений при испытаниях и в эксплуатации разработан ряд рекомендаций. Например, обмотки РО располагают внешними по отношению к обмотке ВН (так, чтобы РО не попала в мощное магнитное поле основного канала рассеяния), мотают их на жесткий бакелитовый цилиндр, мотают «на ребро», поверх обмотки накладывают бандаж из стеклотенты.

Ниже наиболее полно представлены разделы рекомендаций, которые касаются следующего:

обеспечения осевой устойчивости проводов;

обеспечения радиальной устойчивости обмоток;

обеспечения стойкости при КЗ трансформаторов со слоевыми обмотками.

2. Рекомендации по обеспечению осевой устойчивости обмоток. Рекомендации разработаны на основе анализа экспериментов на полномасштабных моделях обмоток различных типов и размеров и на образцах провода как при статическом нагружении осевыми силами на прессе, так и при динамическом нагружении в устройстве РОСТ. Использовались также результаты испытаний и расчетов трансформаторов на стойкость при КЗ, а также анализ аварий в эксплуатации.

Для повышения осевой устойчивости применяются следующие меры:

снижение осевых сил (электромагнитных и динамических) и, соответственно, давлений в прокладках;

увеличение критического (допускаемого) осевого давления в прокладках.

Основные способы снижения осевых сил приведены в статье «Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости при КЗ трансформаторов и реакторов». Рекомендации по повышению критического давления осевой устойчивости «на полегание» (допускаемого осевого давления) можно подразделить на группы, влияющими факторами в которых являются следующие параметры обмотки:

геометрические размеры сечения провода;

тип и материал провода (из меди, из упрочненного сплава, транспонированный, транспонированный со склеенными витками и др.);

тип и геометрические размеры обмоток и ее элементов;

конструкция обмоток;

технология изготовления и обработки.

В табл. 1 указаны основные влияющие факторы, влияющие на устойчивость проводов на полегание, т.е. на критическое давление.

В табл. 1 не вошли некоторые факторы, количественное влияние которых не установлено экспериментально, однако их желательно учитывать при проектировании. К ним относятся следующие факторы:

размеры горизонтальных каналов между катушками (для наиболее распространенных каналов высотой 6–12 мм заметного влияния не обнаружено), косвенно показано, что чем меньше высота канала, тем выше критическое напряжение потери устойчивости;

натяг провода при намотке (есть данные, что увеличение натяга повышает осевую устойчивость);

наличие переходов и транспозиций (снижают осевую устойчивость);

неравномерность распределения осевой силы по окружности катушки;

Таблица 1

№	Влияющий фактор	Примечания, комментарии
1	Отношение высоты провода к его ширине	Чем меньше это отношение, тем выше устойчивость
2	Провод транспонированный со склейкой проводников	Склейка проводов существенно увеличивает устойчивость на полегание
3	Диаметр обмотки D	Чем больше диаметр обмотки, тем меньше допускаемое давление
4	Пролет между прокладками	Чем больше пролет, тем меньше допускаемое давление
5	Тип обмотки	В порядке снижения устойчивости: слоевая, дисковая, непрерывная, винтовая
6	Положение катушки по высоте обмотки (середина высоты, торец)	Устойчивость проводов на торцах резко снижается, если обмотка осевыми силами растягивается

динамический характер осевых сил.

3. Рекомендации по обеспечению радиальной устойчивости внутренних обмоток. Рекомендации разработаны на основе анализа экспериментов на полномасштабных моделях обмоток различных типов и размеров в устройствах типа МДУ и РОСТ. Использовались также результаты испытаний, анализа аварий и расчетов трансформаторов на стойкость при КЗ.

Повышение радиальной устойчивости может быть достигнуто путем снижения напряжений радиального сжатия и путем увеличения критического (допускаемого) радиального напряжения в проводе.

Рекомендуемые меры увеличения радиальной устойчивости внутренних обмоток трансформаторов (по результатам теоретических и экспериментальных исследований ВЭИ, ВИТ, ЗТР, НИЦ ВВА и др.) сведены в таблицу 2.

Заслуживает внимания еще один фактор, который пока не нашел отражения в методике расчета: наличие «разгонов» витков или «подмоток» изоляционным материалом в радиальном направлении катушки. При испытаниях и авариях часто фиксируется полегание в таких катушках (например, в регулировочных катушках трансформаторов производства Индии). Снижение осевой устойчивости

таких катушек связано, как с увеличением осевого давления из-за меньшего количества провода, так и с уменьшением критического давления из-за ослабления механической связи между проводниками. Рекомендуется «разгоны» распределять равномерно в радиальном направлении катушки, применять при этом полоски малоусадочного картона.

Дополнительные сведения и рекомендации содержатся в других статьях сборника.

В дополнение к табл. 2 следует указать, что при проектировании необходимо учитывать наличие переходов и транспозиций, снижающих радиальную устойчивость, что особенно ощутимо в винтовых обмотках из нескольких параллелей транспонированного провода. Мероприятия по усовершенствованию технологии изготовления обмоток применительно к повышению осевой устойчивости в равной мере способствуют повышению уровня радиальной устойчивости.

Следует отметить также, что для обмоток из проводов, в которых использован какой-либо способ склейки элементарных проводников, необходимо строгое соблюдение указанных изготовителем провода сроков намотки обмоток. Склеивание проводников существенно увеличивает особенно опасную для трансформато-

Таблица 2

№	Содержание рекомендации	Обоснование, пояснения
1,а	Качественная «расклиновка» обмотки на стержне	Учитывает установку между обмоткой и стержнем расклинивающих реек — посадка «с натягом», исключая зазор, что обеспечивает радиальную опору. Способ сложен технологически: требуется аккуратность, чтобы исключить возможное повреждение изоляции. За рубежом известен способ использования в качестве расклинивающих реек мягких пленочных длинных баллонов, располагаемых на поверхности стержня по вертикали либо «вокруг» и заполняемых перед сушкой термореактивной жидкостью под давлением. Известен также экзотический раздвижной в радиальном направлении стержень
1,б	Увеличение числа опорных реек и вспомогательных реек при намотке	Количественно усиление зависит от числа опорных реек и их ширины, кроме того, установка дополнительных реек при намотке уменьшает начальные неправильности проводов катушек (отличие от круглой формы, приближение к форме многоугольника)
2,а	Увеличение толщины провода без изменения его сечения	Введено по результатам проведенных в ВЭИ и ВИТ испытаний моделей в устройстве МДУ: устойчивость повышается при увеличении радиального размера провода, зависит от числа опорных реек. Имеется ограничение по применению, связанное с добавочными потерями в обмотке
2,б	Уменьшение высоты провода	Введено по результатам проведенных в ВЭИ испытаний моделей в устройстве МДУ: устойчивость повышается при уменьшении высоты провода. Имеется ограничение по применению, связанное с добавочными потерями в обмотке
3	Увеличение числа прокладок (уменьшение пролета)	Введено по результатам проведенных в ВЭИ и ВИТ испытаний моделей в устройстве МДУ. Эффект усиления — за счет увеличения силы трения между катушкой и прокладками и числа точек ее приложения. Имеется ограничение по применению, связанное с охлаждением
4	Изготовление обмотки из двояных катушек, между которыми расположены сплошные кольца (шайбы) из картона толщиной не менее 0,5 мм	Предложение НИЦ ВВА, экспериментально проверенное и уже внедренное на ряде заводов (ЗТЗ, ТЭЗ и МЭЗ). Увеличение критической силы происходит из-за того, что кольцо изгибается в плоскости катушки с большим увеличением жесткости. Этот способ следует считать одним из самых простых и эффективных
5	Изготовление обмотки из двояных катушек, между которыми расположены сплошные кольца (шайбы) из «препрега»	Дополнительное увеличение критической силы следует ожидать за счет проникновения склеивающего состава между витками при сушке под давлением. Способ экспериментально не проверен, однако его следует считать одним из наиболее перспективных. «Препрег» — пористые листы, заполненные эпоксидной смолой, выходящей при термической обработке и склеивающей прилегающие детали
6	Намотка обмотки на жесткий цилиндр толщиной не менее 8 мм	Предложение экспериментально проверено в НИЦ ВВА на нескольких испытанных на стойкость при КЗ трансформаторах мощностью до 63 МВА. Можно распространить на трансформаторы большей мощности
7	Блочная намотка двух концентров обмотки с осевыми каналами	Предложение, проверенное в ВЭИ при испытаниях на стойкость при КЗ блочного трансформатора мощностью 400 МВА, 220 кВ. Коэффициент усиления зависит от числа опорных реек в канале, см. рекомендации 1

Продолжение таблицы 2

№	Содержание рекомендации	Обоснование, пояснения
8	Склейка проводов бакелизированной бумагой — метилцеллюлозным клеем	Предложение является не очень надежным, поскольку трудно проконтролировать качество склейки. Проверено в устройстве МДУ ВЭИ
9	Склейка проводников транспонированного провода производства СНГ, производства зарубежных фирм	Эффективность такого провода, выпускаемого «Запорожжикабелем», проверена неоднократно, в том числе при испытаниях блочных трансформаторов мощностью 400 и 250 МВА, 220 кВ. Широко используются провода производства зарубежных фирм. Нет точных данных о мере усиления стойкости и стабильности склейки в условиях эксплуатации. Коэффициент усиления зависит от технологии склейки и свойств склеиваемого материала, доли склеенных проводников
10	Контроль за плотностью намотки и отсутствием начальных неправильностей при намотке	Частично проверено при испытаниях моделей в устройстве МДУ в ВЭИ и ВИТ. Начальные деформации, в том числе и в осевом направлении, по данным испытаний трансформаторов существенно снижают радиальную устойчивость
11	Применение в качестве материала обмоточного провода упрочненного сплава	В свое время завод «Запорожжикабель» освоил такие провода из медного сплава и применял их в трансформаторах собственных нужд электростанций (с повышенной стойкостью при КЗ). По ряду причин в этих трансформаторах сейчас применяют обычный провод, обмотки НН изготавливают с двойными катушками (см. п. 5). Обмоточные провода из упрочненных сплавов выпускают зарубежные фирмы, и они широко используются за рубежом. Эффект увеличения устойчивости и прочности тем больше, чем выше условный предел текучести $\sigma_{0,2}$
12	Применение медного провода, упрочненного наклепом при волочении; растяжением и неполным отжигом; каландрированием	Растяжение с неполным отжигом и наклеп при волочении предложены и проверены ВИТ. Каландрирование (рихтовка) провода предложено заводом Ростовэнергоремонт, где освоена рихтовка провода обмоток, снятых с ремонтируемых трансформаторов. Метод подтвержден испытаниями моделей в устройстве МДУ ВЭИ. Дополнительные исследования (также в ВЭИ) показали, что наклеп при нагреве обмоток не ослабевает. Способ перспективный, но требует специального оборудования и технологии. Коэффициент увеличения тем больше, чем больше условный предел текучести меди $\sigma_{0,2}$
13	Увеличение давления осевого сжатия	Предложение ВЭИ по результатам испытаний моделей в устройстве МДУ. В мощных трансформаторах, как правило, обеспечивается автоматически из-за больших осевых сил. Актуально для обмоток, растягиваемых осевыми силами (в трехобмоточных трансформаторах и автотрансформаторах), в которых обеспечивается за счет рационального распределения ампервитков по высоте обмоток и увеличения силы прессовки. Проверяется статическим и динамическим расчетами (подробнее см. статью «Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости при КЗ трансформаторов и реакторов»)
14	Дополнительное вложение меди	Действенный и надежный способ увеличения уровня стойкости обмотки, но при этом в большинстве случаев снижаются технико-экономические показатели трансформатора. Коэффициент усиления практически определяется количеством дополнительно вложенной меди (увеличением сечения витка)

ров радиальную устойчивость обмоток. При испытаниях крупномасштабных моделей и при испытаниях трансформаторов бывали случаи, когда катушки теряли устойчивость при действии сжимающих радиальных сил с деформацией витков не в радиальном, а в осевом направлении.

Следует сказать о радиальных силах растяжения, действующих при КЗ на внешние обмотки (обычно обмотки ВН). Вызываемые этими силами напряжения растяжения могут привести к остаточным деформациям, опасным из-за возможного разрыва изоляции. При растяжении внутреннего провода после КЗ происходит увеличение его диаметра. Если это увеличение больше допустимого, то требуется специальное «разрешение» специалистов по электрической изоляции, т.е. согласование с требованием обеспечения электрической прочности обмотки. Дело в том, что иногда увеличение изоляционного расстояния (по причине остаточной деформации растяжения) может быть не полезным, а вредным из-за неблагоприятного увеличения первого (у обмотки ВН) изоляционного канала маслобарьерной изоляции, который определяет электрическую прочность всего изоляционного промежутка. Как правило, радиальные растягивающие силы становятся опасными только для трансформаторов предельной мощности. Увеличить прочность обмоток при действии радиальных сил растяжения можно практически только дополнительным вложением меди. Подробнее о радиальных силах растяжения см. во вводной статье и других статьях сборника.

4. Рекомендации по обеспечению стойкости при КЗ трансформаторов со слоевыми обмотками. Прежде всего, следует избегать следующих грубых промахов и ошибок:

1) Все способы обеспечения стойкости являются простыми, что может настроить расчетчика, конструктора, технолога, обмотчика и контролера на невнимательное отношение к соблюдению всех «мелочей», к тому недопустимому положению, когда выполнение всех «мелочей» бу-

дет игнорироваться, перепоручаться друг другу, не контролироваться. Все «участники» (расчетчики, конструкторы, технологи, обмотчики, сборщики) иногда считают, что в процессе проектирования и производства трансформаторов со слоевыми обмотками на заводе, успешно выпускающем куда более сложную трансформаторную продукцию, стойкость при КЗ получается «автоматически». В действительности обеспечение электродинамической стойкости распределительных трансформаторов со слоевыми обмотками требует к себе серьезного отношения, определенных специфических знаний и опыта.

2) Первая основная причина повреждений трансформаторов при испытаниях на стойкость при КЗ и в эксплуатации — большие осевые силы. Главная причина возникновения больших осевых сил — несимметрия обмоток НН и ВН. Два главных вида несимметрии — взаимное осевое смещение обмоток и несимметрия относительно середины высоты обмотки ВН (из-за несимметричного расположения витков в недомотанных слоях и из-за несимметричного расположения регулировочных витков во всех или некоторых режимах регулировки). Эти виды несимметрии возникают из-за ошибок расчета и проектирования, некачественного изготовления (из-за неточности намотки, сборки). Необходимо обеспечить отсутствие несимметрии или свести ее к допустимому минимуму. Сюда же относятся рекомендации по оптимизации осевых сил, которые в общем виде сводятся к исключению конструкций, в которых обмотка НН имеет меньший осевой размер, чем ВН. Подробнее об этом см. ниже.

3) Вторая основная причина повреждений — полное отсутствие или недостаточная площадь опоры концевой изоляции внутреннего центра обмотки НН, воспринимающего осевую силу (у других концентроров и обмотки ВН эта площадь заведомо больше). Недостаточная опора получается также из-за ошибок проектирования и некачественного изготовления. Необходимо обеспечить (и конт-

ролировать!) наличие необходимой площади опоры. Особенно важно это в трансформаторах с расположением прессующих прокладок «по хорде». При контроле качества изготовления и сборки трансформатора обычная ошибка — оценка качества опоры и опорной конструкции только обмотки ВН. Эта обмотка — внешняя по расположению на стержне, все хорошо видно. Но гораздо важнее проверить наличие и качество опоры обмотки НН (особенно ее внутреннего слоя), доступ для контроля опоры этой обмотки труднее. Обмотка НН имеет меньший диаметр, чем обмотка ВН, опорные прокладки могут не перекрывать торец обмотки НН, а прессующая балка — не перекрывать прокладки. Однако такое «тройное перекрытие» (торец обмотки, прокладка, полка прессующей балки или стальная косынка, приваренная к прессующей балке) необходимо, так как электрокартонные прессующие прокладки при действии осевых сил КЗ на изгиб практически не работают.

Если осевые силы велики, а опора обмотки НН недостаточна или полностью отсутствует, то при КЗ осевые силы сдвигают обмотку НН до упора в нижнее или верхнее ярмо, возникает повреждение изоляции витков обмотки НН, витковые замыкания с дугой, обгоранием и обугливанием изоляции и т.д. Это — одно из наиболее распространенных повреждений недостаточно стойких при КЗ трансформаторов со слоевыми обмотками.

Необходимо также выполнение следующих общих (часто хорошо известных) рекомендаций:

1. Для слоевых обмоток необходима такая технология их обработки, которая обеспечивает сохранение стабильных размеров обмоток и сохранение запрессовки обмоток при длительной эксплуатации. Для стабилизации размеров обмоток существует целый комплекс общеизвестных рекомендаций.

Прежде всего, при производстве обмоток необходимо применять малоусадочные изоляционные материалы (для реек, бортиков и др.). Реко-

мендуется сушку обмоток проводить под давлением.

Для сохранения запрессовки рекомендуется перед установкой обмоток на стержень проводить их «тренировку» циклами «запрессовка — распрессовка» силой, большей расчетной силы прессовки. Такие же циклы «запрессовка — распрессовка» рекомендуется проводить на собранном трансформаторе. Готовые обмотки перед сборкой должны сохраняться под давлением и в герметичных мешках.

2. При изготовлении обмотки должны быть обеспечены достаточный натяг провода и плотная намотка витков. Например, при весьма некачественном изготовлении обмотки ВН из круглого провода (неплотная намотка, плохое натяжение провода, «кресты» на круглом проводе) при испытаниях трансформаторов бывали случаи, когда осевые силы приводили к сползанию витков, к перехлестыванию, напозанию витков и слоев друг на друга, а в конечном счете — к витковому замыканию. К неплотной намотке может привести пренебрежение расчетчиком, конструктором и технологом изложенных ранее мер по организации намотки полных витков в слоях при возможных отклонениях размеров провода в сечении (например, при положительном и отрицательном допуске на диаметр круглого провода).

3. Для облегчения проблемы осевых сил КЗ, обеспечения надежной опоры обмоток (прежде всего внутреннего центра НН), лучшей запрессовки обмоток, лучшего сохранения силы прессовки при эксплуатации рекомендуется применять конструкцию с прессующими кольцами.

4. Для снижения осевых сил, вызываемых несимметрией обмоток НН и ВН (фактически взаимным смещением их магнитных центров) можно рекомендовать применять магнитосимметричные обмотки ВН (симметризовать основную часть, слои с неполным числом витков, применять схемы с симметрией регулировочных секций, концентр с многозаходной

спиралью для регулировочных секций).

5. Необходимо устанавливать и устранять причины возникновения несимметрии обмоток ВН и НН, взаимное смещение или сочетание разновысокости обмоток с осевым смещением. В обычной расчетной записке трансформатора и в чертеже установки обмоток такая несимметрия, естественно, отсутствует. Однако несимметрия может проявиться (и она реально проявляется!) из-за неточной установки обмоток, из-за неравномерности намотки витков, из-за неточных размеров «бортиков» на торцах слоев, из-за неточности учета схода винта обмотки НН и т.д. Необходимо проводить расчетную оптимизацию осевых сил, принимать меры по снижению, компенсации всех видов несимметрии.

6. Для того, чтобы избежать несимметрии ампервитков в обмотке ВН и сдвига между обмотками ВН и НН, как уже упоминалось, должны быть предусмотрены и конструктивные меры, и должна быть отработана технология изготовления симметричных обмоток во всех мелочах с организацией надлежащего контроля.

Кроме визуального контроля можно применять специальные методы для объективного обнаружения несимметрии обмоток. Это является одной из разновидностей бурно развивающегося направления дефектографирования в производстве и эксплуатации трансформаторов. Например, в ВЭИ был предложен несложный прибор, названный «устройством КНО» (Контроль Несимметрии Обмоток). В таком приборе есть плоские измерительные катушки, накладываемые на обмотку ВН, эти катушки через несложный коммутационный блок подсоединяют к обычному универсальному электроизмерительному прибору (или к компьютеру). Прибор КНО может быть разработан и изготовлен в ВЭИ для применения на заводах. Представляет также интерес предложение ВЭИ разработать и другой простой прибор для измерения и записи магнитного поля в области обмоток трансформаторов. Следует

отметить, что проблема быстрого и простого фиксирования магнитного поля трансформаторов и реакторов существует далеко не только в связи с трансформаторами со слоевыми обмотками.

7. Рекомендуется принять конструктивные меры по выравниванию поверхности крайнего витка (по выравниванию схода винта обмотки НН). Выравнивание можно осуществить несколькими клиньями, а не одним (при этом проводники пучков приходится в процессе намотки при «подходе» к каждому клину изгибать в осевом направлении). Эффективно также наряду с установкой нескольких клиньев делать «разнесение» отводов обмотки НН на две стороны магнитопровода (из-за этого заход винта уменьшается в два раза). При разнесении отводов необходимо проверить, не возникают ли в обмотке опасные «полувитки».

8. Весьма эффективная рекомендация — проектировать обмотку НН несколько большей высоты, чем высота обмотки ВН. При этом можно выровнять осевые силы в обмотках. Дело в том, что стальной стержень, расположенный ближе к обмотке НН, чем к обмотке ВН, «притягивает» к себе магнитный поток поля рассеяния. Поэтому при равновысоких обмотках поперечный (радиальный) поток рассеяния обмотки НН и осевые силы сжатия в ней оказываются в 2—3 раза больше, чем в обмотке ВН. Это не благоприятно, так как к тому же площадь осевой опоры обмотки ВН в несколько раз больше площади опоры обмотки НН. В любом случае для поиска оптимальной величины разновысокости по параметру осевой силы, действующей на верхнюю опору, необходимо проводить многократные расчеты осевых сил. Опыт показывает, что необходимо избегать конструкций, в которых сечение обмотки НН ниже, чем у ВН.

В связи с этой рекомендацией следует указать еще на одну распространенную ошибку при проектировании трансформаторов. Дело в том, что для слоевых обмоток (и для винтовых), конструктивная «строитель-

ная» высота обмотки определяется числом витков в слое плюс один (на «заход» винта, на переход из слоя в слой). Таким образом, получается, что высота для расчета магнитного поля и осевых сил меньше высоты обмотки по чертежу на высоту витка, которая для низковольтных обмоток НН может достигать нескольких десятков миллиметров. А у расчетчиков и конструкторов, не имеющих опыта проектирования трансформаторов, стойких при КЗ, обычно есть ошибочное, но устойчивое предубеждение к тому, чтобы по чертежу высота обмоток ВН и НН была одинакова. Вот и получается, что расчетная высота обмотки НН оказывается существенно меньше высоты обмотки ВН. А это идет вразрез с данной выше рекомендацией. Правильно проектировать обмотки так, чтобы высота обмотки НН была не менее высоты обмотки ВН плюс высота витка обмотки НН, а лучше еще больше (на оптимальную величину, установленную при проведении нескольких расчетов, поскольку излишнее увеличение высоты обмотки НН в сочетании с отключением регулировочных витков в обмотке ВН может привести к недопустимому растяжению обмотки НН).

9. Для повышения радиальной устойчивости сжимаемых обмоток НН с двумя концентриками рекомендуется устанавливать в осевом канале гофрированный электрокартон.

10. Основное внимание в данной работе сосредоточено на различных аспектах расчета и рекомендациях по усилению стойкости при КЗ трансформаторов со слоевыми обмотками традиционной конструкции, принятой на всех заводах РФ и СНГ. Однако имеются (применяются в других странах) и другие конструкции. Например, известна конструкция трансформаторов, обмотки всех фаз которого прессуются двумя (сверху и снизу) общими плитами из толстого клееного электрокартона. В этих плитах, естественно, есть три отверстия для стержней и выфрезерованные горизонтальные каналы для движения масла. С точки зрения стойкости при КЗ такая конструкция очень хороша,

так как обеспечивается осевая опора для внутреннего центра обмотки НН по всему периметру торца этого центра. Недостатки такой конструкции — сложность изготовления плит и увеличение расхода стали из-за увеличения высоты стержня (плиты проходят под ярмом).

Такой же эффект, как установка изоляционных плит, получается при использовании прессующих колец (стальных или изоляционных).

Известны конструкции, в которых нет традиционных стальных прессующих балок и прокладок между балками (или приваренными к ним косынками) и обмотками. Вместо них имеются «массивные» четыре (две сверху и две снизу) деревянные, например, буковые прессующие пластины («доски, балки») с выфрезерованными канавками на сторонах, обращенных к обмоткам. Эта конструкция менее надежна, так как она обеспечивает осевую опору внутреннему центру обмотки НН только под балками, а под ярмом этой опоры нет. В этом случае должна быть тщательно определена реальная площадь опоры и проделан расчет давления сил КЗ (оно не должно превышать допустимого давления 20 МПа).

За рубежом известны также конструкции вообще без осевой прессовки обмоток, в которых фиксация обмоток обеспечивается за счет их плотной намотки непосредственно на стержень.

11. **Пропитка обмоток** является не только трудоемкой и вредной для рабочих технологической операцией. С течением времени лак растворяется в масле. При этом не только теряется эффект склейки витков, изоляции, но происходит загрязнение масла, снижение его изоляционных свойств. На всех заводах, где применяется пропитка лаком, периодически (и совершенно обоснованно) поднимается вопрос об отмене пропитки.

До сих пор среди специалистов, не имеющих большого опыта испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, бытует мнение, что пропитка обмоток лаком (например, бакелитовым лаком) с последующей запечкой

(для перевода лака в термореактивное состояние) приводит к увеличению их электродинамической стойкости при КЗ. Действительно, с этой целью пропитку применяют в производстве специальных трансформаторов (например, преобразовательных), что является традицией заводов, специализирующихся на выпуске таких трансформаторов. В определенной мере для специальных трансформаторов пропитка полезна, ведь для специальных трансформаторов характерны особые условия их эксплуатации, в частности, многократные ударные толчки нагрузки, частые включения и т.д. Слова «в определенной мере» применены из-за того, что серьезных исследований необходимости и просто полезности пропитки (с подтверждением испытаниями трансформаторов) до сих пор не проведено. Но с традициями бороться трудно, а без экспериментов никто на себя не возьмет ответственности отмены пропитки ответственного трансформатора, если пропитка кем-то когда-то внедрена. Если вопрос применения или отмены пропитки для специальных трансформаторов не очень простой, то для масляных распределительных трансформаторов можно высказать более определенное мнение.

Многолетний опыт испытаний распределительных масляных трансформаторов со слоевыми обмотками (в ВЭИ и на других стендах) показал, что применение пропитки лаком для увеличения их электродинамической стойкости при КЗ не рационально. Например, на одном заводе даже после неоднократных неудачных результатов испытаний (с повреждением обмоток ВН из-за витковых замыканий) упорно не хотели отменять пропитку слоевых обмоток ВН, полагая, что запекшийся лак делает обмотку монолитной, компенсируя тем самым неплотность намотки витков из-за недостаточного натяга провода и просто плохого качества намотки. Однако ожидаемого эффекта, естественно, получено не было. Разборка поврежденных обмоток ВН с размоткой ее витков показала, что лак проникает в глубину обмотки плохо, надежной

«компенсации» неплотной намотки не достигается. В конечном итоге даже самые активные приверженцы пропитки убедились в том, что пропитка лишь улучшает внешний «товарный» вид обмоток. К тому же выполнение рекомендаций по улучшению качества изготовления обмоток и симметрированию обмоток оказывается более простым и дешевым способом повышения стойкости при КЗ, чем выполнение пропитки обмотки ВН лаком. Для обмоток НН пропитка практически вообще не дает усиления. Как уже указывалось, основная причина их повреждений — осевые силы из-за несимметрии и отсутствие или недостаточная площадь осевой опоры внутреннего концентратора.

До самого последнего времени вопросы сохранения или отмены пропитки являются актуальными, причем имеют место даже курьезные случаи. На одном из самых именитых заводов стали осваивать производство распределительных трансформаторов со слоевыми обмотками, эта продукция для завода оказалась новой. При освоении новой продукции возникли все изложенные выше «детские болезни» трансформаторов со слоевыми обмотками, нужно было осваивать выполнение описанных ранее рекомендаций по обеспечению стойкости таких трансформаторов при КЗ. В какой-то момент вместо привлечения специалистов для разработки таких рекомендаций руководство приняло некомпетентное и абсурдное решение: применить пропитку лаком путем окунания в ванну целиком выемной части трансформатора с последующей ее запечкой. Так как кроме этой «рекомендации» были выполнены и другие, более благоразумные, трансформатор очередные испытания выдержал, но его пропитку отменить так и не решились. Еще раз приходится повторить, что пропитку применять для усиления стойкости при КЗ слоевых обмоток нерационально, имеются много других разумных, эффективных и более простых методов обеспечения стойкости при КЗ.

12. Наиболее благоприятной относительно электродинамической

стойкости при КЗ является технология «блочной намотки», т.е. намотка обмотки ВН непосредственно поверх обмотки НН. При этом обмотка ВН выполняет роль мощного бандажа, увеличивая радиальную устойчивость обмотки НН.

13. Необходимо обязательно проводить расчеты стойкости при КЗ как по упрощенной методике, так и по программам РЭСТ, РСТ, оптимизировать осевые силы. В методику расчета стойкости при КЗ слоевых обмоток вводится обычно расчетная возможная несимметрия обмоток (до 15 мм), зависящая от типа обмотки, конструкции системы прессовки и других факторов. Эта расчетная несимметрия является некоторой «волонтаристской» величиной, для каждого завода она может быть различной, в зависимости от качества изготовления и сборки на этом заводе. Если на определенном заводе точность изготовления обмоток достаточно высокая, есть возможность заложить в расчет меньшую расчетную несимметрию, например, 10 или 7 мм. Такие изменения методики могут быть введены только после проведения испытаний и расчетов трансформаторов.

14. Рекомендуется проводить больше испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, анализировать их результаты, сравнивать с расчетными исследованиями! Такой путь повышения стойкости трансформаторов при КЗ, повышения качества трансформаторной продукции завода, повышения конкурентоспособности трансформаторов принят передовыми фирмами за рубежом.

15. Во всех случаях, когда возникают проблемы с обеспечением электродинамической стойкости при КЗ трансформаторов со слоевыми обмот-

ками, рекомендуется обращаться к специалистам (в частности, к испытателям трансформаторов и к разработчикам методики расчета) для проведения и обсуждения дополнительных расчетов, привлечения многочисленных материалов по уже испытанным и рассчитанным трансформаторам, моделям. Это может дать экономию средств и времени на разработку новых трансформаторов, на дополнительные испытания, в конечном итоге может повысить конкурентоспособность и надежность трансформаторов.

Практика работы над вопросами обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов со слоевыми обмотками показала, что все рекомендации необходимо повторять многократно, чтобы попытаться компенсировать имеющееся даже у опытных специалистов навязанное предыдущим опытом глубоко ошибочное мнение о том, что для трансформаторов со слоевыми обмотками малой мощности все рекомендации тривиальны, сами собой разумеются, не принципиальны, «мелочны» и т.д. (ведь опытные трансформаторщики имели дело с мощными и куда более сложными и ответственными трансформаторами!).

В заключение следует указать, что рекомендации по повышению стойкости обмоток к действию всех видов сил (осевых, радиальных, тангенциальных) при проектировании трансформаторов в полном объеме отражены также во многих других статьях настоящего сборника. Следует обратить внимание, например, на статьи «Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости при КЗ трансформаторов и реакторов», «Методика расчета тангенциальных сил и деформаций обмоток и их частей» и др.

Методика расчетной оценки стойкости при КЗ мощных трансформаторов в эксплуатации

Панибратец А.Н.

При оценке стойкости при КЗ мощных трансформаторов, находящихся в эксплуатации, и разработке мероприятий по их модернизации возникают некоторые особенности в подходе к расчетам, использованию общепринятой методики [1] и пакетов программ РЭСТ-ВЭИ [2], РСТ и др. На примере мощного блочного трехфазного трансформатора показан подход к решению этой задач.

Можно выделить следующие основные этапы оценки стойкости трансформаторов, находящихся в эксплуатации:

анализ расчетной и эксплуатационной документации, режимов нагрузки и аварийных, анализ «истории жизни» (аварии, ревизии, ремонты и т.д.);

расчетный анализ стойкости при стандартных (по ГОСТ) токовых воздействиях и реальных токах КЗ в месте установки;

расчетный анализ стойкости и тепловых нагрузок при учете реальных последствий процесса старения;

разработка рекомендаций по модернизации трансформатора.

Предварительный анализ. Перед началом расчетных исследований проводится тщательный анализ имеющейся расчетной и технической документации трансформатора (расчетная записка, техпроект, чертежи, протоколы испытаний трансформатора, трансформатора-прототипа и моделей, расчеты других аналогичных трансформаторов и т.д.).

Рассматриваемый трансформатор — блочный трехфазный, двухобмоточный, без регулирования напряжения. Магнитопровод — пятистержневой с боковыми ярами. Генераторная обмотка НН (24 кВ) — винтовая трехзаходная из транспонированного провода, обмотка ВН (500 кВ) —

переплетенная с вводом в середину из подразделенного провода. Система прессовки обмоток — отдельная, каждая обмотка прессуется верхним и нижним витым прессующим кольцом из электротехнической стали.

Максимальная расчетная кратность тока при КЗ на стороне НН с учетом возможной мощности КЗ сети по ГОСТ 11677-85, равной 50 ГВ·А, составляет 5,98. В рассматриваемом случае мощность КЗ сети составляет 8 ГВ·А, а расчетная кратность тока КЗ — 5,34 или 90% от стандартной кратности. Ток при КЗ на стороне ВН, равный 54% от стандартного при КЗ на НН, можно считать безопасным для трансформатора (механические нагрузки снижаются в 3,7 раза). Аварий трансформаторов не зафиксировано.

Поверочный расчет стойкости. Расчеты проводятся при помощи системы программ РЭСТ.

Основные результаты расчета стойкости трансформатора при стандартной кратности тока КЗ 5,98 и при реальных токах КЗ в месте установки приведены в табл. 1.

Коэффициент запаса по радиальной устойчивости обмотки НН — 0,78 (в данном случае дефицит запаса) при наибольшем среднем напряжении сжатия 74 МПа подтверждается испытаниями моделей-прототипов обмотки НН этого трансформатора, проведенными в ВЭИ в 1976 г. Эти испытания показали, что напряжение начального повреждения (с учетом опоры на 48 реек) равно 78–87 МПа, пересчет этих значений по методике РД на случай «без опор» (известно, что в реальном трансформаторе невозможно обеспечить надежную опору обмотки высотой 2–3 м в отличие от «короткой» модели) дает 50–55 МПа, что хорошо

Таблица 1

**Основные результаты расчета стойкости (коэффициенты запаса)
при различных значениях кратности тока КЗ (K_T)**

Параметр	Коэффициент запаса		
	КЗ на стороне НН		КЗ на стороне ВН
Кратного тока КЗ	5,98		5,34
Радиальная устойчивость НН	0,78	0,98	2,68
Осевая устойчивость НН	1,24	1,56	4,26
Осевая устойчивость ВН	0,68 (1,02)	0,79 (1,19)	2,17
Радиальная прочность ВН	0,96	1,21	2,00
Остаточные деформации ВН, мм	6,1	2,8	0,0

согласуется с расчетными данными — устойчивость обмотки НН к радиальным силам недостаточна.

Коэффициент «дефицита» по осевой устойчивости торцевых катушек обмотки ВН по расчету составляет 0,68. Отметим, что на основании последних экспериментальных данных установлено, что это требование РД завышено примерно в 1,5 раза, поэтому фактический коэффициент запаса по этому параметру составляет не менее 1,02 (в табл. 1 в скобках); тем не менее, поскольку обмотка ВН растягивается осевыми силами, опасность повреждения обмотки или ее прессующих конструкций сохраняется.

Остаточные радиальные деформации растяжения внутренних проводников обмотки ВН достигают 6 мм при допустимых по электрической прочности изоляции ограничениях в изменении размера ближайшего к обмотке изоляционного канала — 3 мм.

Также велики осевые силы: максимальная сила сжатия в обмотке НН — более 900 тонн, в обмотке ВН — до 500 тонн, а растягивающие осевые силы, действующие на прессующие конструкции ВН — около 400 тонн. Необходимые силы прессовки (при расчете с нормируемым РД коэффициентом прессовки 0,4) равны 235 тоннам для обмотки НН и 115 тоннам для обмотки ВН (в проекте приняты существенно меньшие силы — 125 т для обмотки НН и 73 т для ВН). При расчете с учетом

схода винта сила (табл. 2), действующая на опоры обмотки НН, возрастает от нуля (при расчете на средней образующей) до 200 тонн. Аналогичная сила в обмотке ВН увеличилась с 360 до почти 500 тонн. Отметим, что именно на эти силы должны быть рассчитаны опорные и прессующие конструкции.

Следует отметить также очень большие тангенциальные силы: около 12 тонн на полуобмотку НН и более 4 тонн на ее отводы. Тангенциальные деформации имели место при испытаниях на стойкость при КЗ трансформаторов 400 и 250 МВ·А, где расчетные значения тангенциальных сил существенно ниже.

Расчеты при реальных токах КЗ в месте установки (до проведения специальных расчетных исследований по учету процессов старения) показывают, что трансформатор обладает достаточной стойкостью при КЗ на генераторных шинах в точках энергосистемы, где мощность КЗ не превышает 8 ГВ·А. Успешный 20-летний опыт их эксплуатации также подтверждает этот вывод.

Учет последствий старения. Основной причиной увеличения осевых сил является, как уже указывалось, осевая несимметрия или разновысокость обмоток. Такая несимметрия может появиться из-за неравномерной усадки изоляции обмоток НН и ВН в процессе эксплуатации и неодинакового изменения высот обмоток.

Таблица 2

Основные результаты расчета осевых сил в обмотках трансформатора 1000 МВ·А для пяти образующих обмотки НН

Обра- зую- щая	Прессовка		Максимальные				Верхняя опора		Нижняя опора	
	Сила, кН	Давле- ние, МПа	Номер катуш- ки	Сила, кН	Давле- ние, МПа	Кoeffи- циент за- паса	Сила, кН	Кoeffи- циент запаса	Сила, кН	Кoeffи- циент запаса
Концентр НН										
1/2	2689	12,4	60	9977	46,0	1,15	0	~	2000	5,72
1/4	2485	11,5	59	9459	43,6	1,21	0	~	974	11,74
Сред.	2303	10,6	59	8999	41,5	1,27	54	~	0	~
-1/4	2512	11,6	58	9517	43,9	1,20	1081	10,58	0	~
-1/2	2722	12,5	58	10038	46,3	1,14	2108	5,43	0	~
Концентр ВН										
1/2	1123	3,9	11	5881	20,4	1,08	4882	0,50	2306	1,07
1/4	1112	3,9	11	5252	18,2	1,22	4207	0,58	2953	0,83
Сред.	1105	3,8	101	4740	16,5	1,34	3538	0,70	3606	0,68
-1/4	1110	3,9	102	5355	18,6	1,19	2893	0,85	4284	0,57
-1/2	1119	3,9	102	5990	20,8	1,06	2252	1,09	4965	0,50

Например, уменьшение высоты (сдвиг) обмотки НН относительно обмотки ВН всего на 25 мм приводит к росту максимальных сил в обмотках и появлению осевых сдвигающих сил, действующих на опоры обмоток, примерно на 200 тонн (табл. 2); эти силы могут привести к разрушению опорных конструкций и аварии трансформатора при КЗ.

Также существенное влияние на величину и характер действия осевых сил оказывает возможная распрессовка обмоток (табл. 3).

Видно, что динамические осевые силы и перемещения элементов обмотки НН существенно зависят от силы прессовки. Максимальная сила в середине обмотки и сила, действующая на нижнюю опору, при отсутствии прессовки почти вдвое выше, чем при запрессовке силой 400 тонн. Осевые перемещения изменяются еще в больших пределах: от 4 мм в запрессованной обмотке до 30 мм в незапрессованной. Сила, действующая на нижнюю опору, существенно превышает силу, действующую на верхнюю опору при отсутствии запрессовки, и практически равна ей при до-

статочной запрессовке. Резкое увеличение динамических осевых сил (свыше 1300 тонн) и перемещений (более 15 мм) наблюдается при снижении силы прессовки ниже 200–250 тонн. При отсутствии прессовки имеют место периоды, когда динамическая сила сжатия равна нулю (17–26 мс), т.е. в середине высоты обмотки возникает осевой зазор, что снижает ее радиальную устойчивость. Этот факт еще раз подтверждает недостаточную стойкость в случае снижения силы прессовки.

В табл. 4 приведены основные результаты теплового расчета.

Проведенные исследования показывают, что поскольку стойкость трансформаторов при КЗ находится «на грани», а тепловые нагрузки могут превышать допустимые, для обеспечения надежной дальнейшей работы необходимо своевременно проводить регламентные работы по обслуживанию, включая подпрессовку обмоток.

Рекомендации по модернизации. При модернизации трансформатора необходимо использовать результаты проведенных исследований и предусмотреть следующие меры повыше-

Таблица 3

**Динамический расчет осевых сил в обмотке НН.
Зависимость наибольших сил и перемещений от силы прессовки**

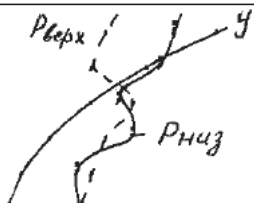
Графики	№ точки	Y_{\max} , мм	P_0 , кН	$P_{\text{верх}}$, кН	$P_{\text{низ}}$, кН	P_{\max} , кН	F_{\max} , кН
	1	29,87	0,0	6701,3	10532,0	17383,8	8840,0
	2	20,62	1000,0	6608,0	9766,9	15136,2	8840,0
	3	14,42	2000,0	8241,2	7485,0	13070,4	8840,0
	4	9,89	3000,0	7121,3	8357,7	11319,8	8840,0
	5	6,18	4000,0	5907,2	5897,4	10013,0	8840,0
	6	4,07	5000,0	5635,2	5747,2	10296,5	8840,0

Таблица 4

Результаты тепловых расчетов

Обмотка или концентр	Потери, кВт			Превышение температуры масла вблизи обмоток		
	Основ-ные	Доба-вочные	Пол-ные	Верх-нее	Сред-нее	Ниж-нее
НН	186,84	45,48	232,32	51,03	40,77	29,93
ВН	231,03	79,02	310,05	69,35	50,44	29,93
Допускаемое значение				60		

ния его стойкости при КЗ: выполнить проектные расчеты стойкости по современной методике, включая расчеты тангенциальных сил и тепловые, оптимизацию конструкции по осевым силам (анализ показывает, что силы могут быть снижены в 1,5–2 раза); использовать расчеты сил с учетом динамического характера их действия; провести сравнение с трансформаторами аналогичной конструкции, прошедшими динамические испытания; повысить радиальную устойчивость обмотки НН за счет дополнительного вложения меди, клейки проводников, использования «двойных» катушек с шайба-

ми, а также за счет специальных технологических мероприятий.

Литература

1. РД 16-431-88. Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании. Стандартэлектро. 1977.
2. Зенова В.П., Левицкая Е.И., Лурье А.И. и др. Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов. Электротехника. 1996. № 8.
3. Дулькин И.Н., Зенова В.П., Лурье А.И. и др. Новые возможности и области применения системы программ по тепловому и электродинамическому расчету трансформаторов (РЭСТ-Т). Труды ВЭИ «Тепловые процессы в электротехническом оборудовании». М. 1996.

Электродинамическая стойкость при КЗ управляемых подмагничиванием дугогасящих реакторов типа РУОМ

Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.

В сетях с большими значениями емкостных токов замыкания на землю в случаях, регламентированных ПТЭ [1], в сетях с изолированной нейтралью должны устанавливаться дугогасящие реакторы (ДГР). Резонансная настройка дугогасящего реактора обеспечивает ряд благоприятных условий протекания процессов при однофазных замыканиях: минимальный ток промышленной частоты в месте повреждения, минимальная скорость восстановления напряжения после гашения дуги, минимальный уровень перенапряжений от дуги.

В начале 80-х годов были разработаны управляемые подмагничиванием реакторы нового типа с глубоким насыщением магнитной цепи [2]. В течение последних десяти лет в электрических сетях РФ и некоторых других стран установлено и успешно эксплуатируется около ста таких реакторов. В 1996 г. производство серии реакторов РУОМ мощностью от 190 до 1520 кВА на напряжение от 6 до 35 кВ освоено Раменским электротехническим заводом «Энергия» [3].

Принципиальная электрическая схема дугогасящего управляемого реактора РУОМ приведена на рис. 1.

Конструктивно реактор выполнен как обычный распределительный трансформатор аналогичной мощности. Первоначально реакторы выполнялись с бронестержневым магнитопроводом (например, реактор РУОМ-480/11) с двумя стержнями, двумя боковыми ярмами и двумя блоками расположенных на стержнях цилиндрических обмоток с осевыми охлаждающими каналами (рис. 2). В дальнейшем с целью получения более высоких технико-экономических показателей была принята бронестержневая «двухэтажная» конструкция магнито-

провода, в которой два стержня совмещены в один, состоящий из двух одинаковых частей, расположенных одна над другой и разделенных промежуточным ярмом. Расположение обмоток (основной – ОО, сигнальной – СО) и регулировочных витков для наиболее типичных вариантов конструктивного исполнения таких реакторов схематически показано на рис. 3 (для одной из частей стержня).

Как следует из рис. 3, в реакторах РУОМ на каждой из двух частей стержня магнитопровода имеются половина основной сетевой обмотки (ОО), от части витков которой (РО) выполнены отводы (отпайки) для питания преобразователя, регулирующего подмагничивание стержней, а также половина малоомной сигнальной обмотки СО. Вводы СО расположены на крышке бака, а регулировочные отпайки соединены внутри бака с преобразователем. По аналогии с трансформаторами далее части ОО (отпайки) для регулирования

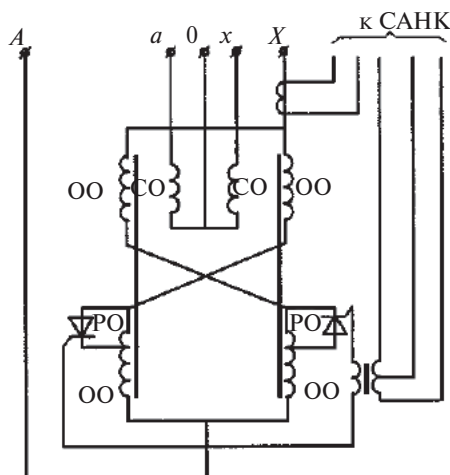


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема обмоток реакторов РУОМ

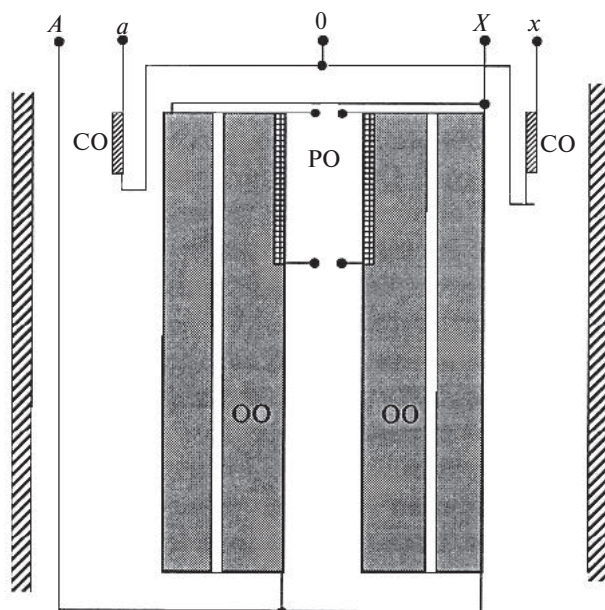


Рис. 2. Схема расположения обмоток на стержнях реактора РУОМ-480/11

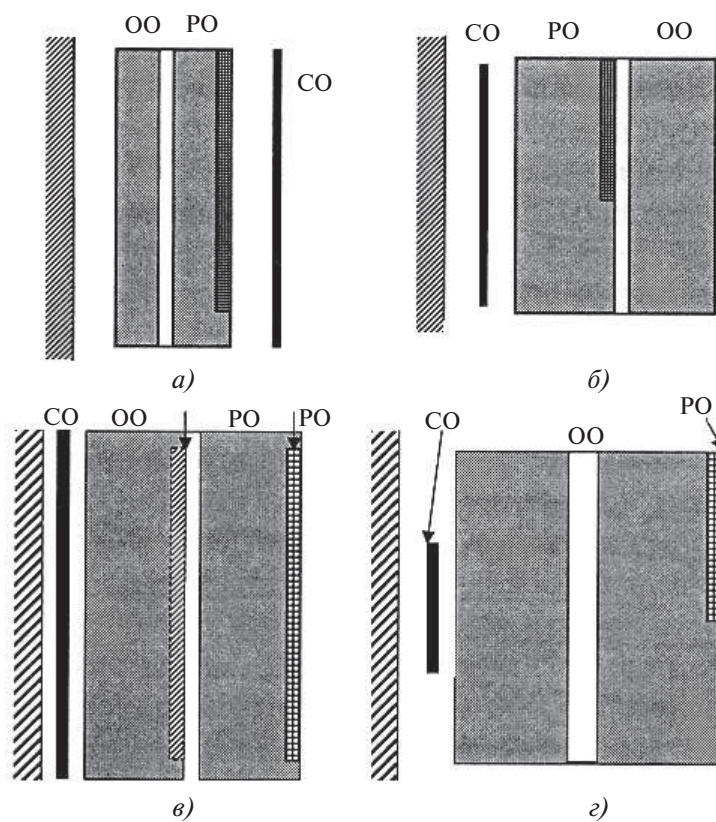


Рис. 3. Эскизы взаимного расположения обмоток в реакторах РУОМ с двухрамным магнитопроводом: а – реактор 190 кВА, 11 кВ; б – реактор 480 кВА, 38 кВ; в – реактор 400 кВА, 11 кВ; г – реактор 1250 кВА, 11 кВ

подмагничивания будут называться регулировочными обмотками (РО).

Наличие в реакторе двух мало-мощных обмоток и возможность КЗ на них требуют особого внимания к вопросам стойкости реакторов при КЗ. Так, при КЗ на отводах мало-мощной СО она должна быть рассчитана на очень большой для такой обмотки ток КЗ, при КЗ на РО (например, из-за КЗ в преобразователе) РО становится как бы вторичной короткозамкнутой обмоткой трансформатора (первичная обмотка – вся ОО), и тоже должна быть рассчитана на большой ток КЗ. Следует отметить, что в реакторах РУОМ КЗ на части обмотки (КЗ на РО) рассматривается как расчетный аварийный режим, в то время как в обычных силовых трансформаторах этот режим классифицируется как внутреннее повреждение (вводов на крышке бака нет) и, как правило, не рассчитывается.

Как известно, электродинамические силы при КЗ (как в реакторах, так и в трансформаторах) сильно зависят от взаимного расположения обмоток в окне магнитопровода, и, чтобы оценить это влияние при проектировании реакторов, рассматривались несколько вариантов взаимного расположения обмоток.

Например, в реакторе мощностью 190 кВА СО расположена после ОО (далее от стержня – рис. 3,а), в результате в ней действуют радиальные силы КЗ наружу, вызывая механические напряжения растяжения в проводах. В остальных реакторах СО расположена ближайшей к стержню магнитопровода, при КЗ она подвержена сжимающим (направленным к стержню) радиальным силам, которые могут привести к потере радиальной устойчивости (потере круглой формы) СО. В реакторе РУОМ-480/11 СО расположена не симметрично относительно ОО (рис. 2), в результате на СО действуют при КЗ заметные осевые силы. В реакторах других типов (рис. 3) СО расположены симметрично относительно ОО, возникающие при этом осевые силы КЗ существенно меньше.

Как видно из рис. 2, 3, РО в разных типах реакторов может располагаться в наружном слое ОО (рис. 2, 3,а, г) или в одном из средних слоев ОО (рис. 3,б, в). Как правило, РО расположена не симметрично по высоте (ее сложно разместить симметрично, поскольку число витков в ней обычно меньше, чем число витков в слое ОО, а она должна примыкать к нейтральному отводу ОО), поэтому при КЗ это может оказаться причиной возникновения больших осевых сил (радиальные силы в этой обмотке не велики). В реакторе мощностью 400 кВА РО удалось расположить относительно симметрично в середине высоты ОО (рис. 3,в). В этом же реакторе на стадии проектирования были рассмотрены два варианта расположения (относительно стержня) регулировочных витков, существенно различающихся по электродинамическим воздействиям. В первом варианте регулировочные витки занимают слой примерно в середине радиального размера ОО (наклонно заштрихованный слой на рис. 3,в), этот вариант при дальнейшем рассмотрении будем называть «РО внутри». Во втором варианте РО расположена в последнем (наружном) слое ОО (штриховка в клетку на рис. 3,в), этот вариант при дальнейшем рассмотрении будем называть «РО снаружи».

Поскольку реакторы РУОМ близки по конструкции к силовым трансформаторам, для расчета стойкости реактора при КЗ приемлемы методы, используемые при расчете трансформаторов, но с учетом особенностей конструкции реакторов и режимов КЗ.

Методика расчета электродинамической стойкости при КЗ реакторов РУОМ включает следующие основные этапы:

выбор обмоток и элементов конструкции, для которых необходим расчет электродинамической стойкости, а также выбор расчетных режимов КЗ;

выбор методов и программ расчета;

расчет токов КЗ в расчетных режимах;

расчет магнитного поля;

расчет электромагнитных сил и возникающих напряжений;

расчет допускаемых значений механических напряжений в элементах конструкции;

определение коэффициентов запаса прочности и устойчивости;

составление заключения об электродинамической стойкости и рекомендаций по ее повышению.

В случае, если в результате проведенных расчетов выясняется необходимость переработки конструкции с целью повышения электродинамической стойкости реактора, указанный поверочный расчет проводится повторно для измененной конструкции.

Выбор обмоток, элементов конструкции и расчетных режимов КЗ. Поскольку для управляемых дугогасящих реакторов РУОМ относительно слабыми в электродинамическом отношении являются СО и РО (фактически отпайки ОО), то соответственно КЗ на их выводах являются определяющими режимами. При этом наряду с расчетом ОО особое внимание должно быть уделено устойчивости СО, сжимаемой радиальной силой (в случае ее расположения на стержне), радиальной прочности растягиваемой РО и осевым сдвигающим

силам, действующим на все обмотки и элементы их крепления.

Выбор методов и программ расчета.

Как уже указывалось, для анализа стойкости при КЗ реакторов РУОМ вполне применимы существующие «трансформаторные» методы и программы расчета. Так, для расчета индуктивности реактора и токов КЗ может быть применена программа РАСТОК (разработка ВИТ [4]), достаточно точно учитывающая геометрические размеры обмоток, а для расчета магнитного поля в области обмоток при КЗ, механических сил и напряжений – программа РЭСТ (разработана в ВЭИ на базе результатов динамических испытаний сотен трансформаторов и моделей обмоток [5]). Отметим, что при разработке реакторов РУОМ программа РЭСТ применена также и для расчета нагревов обмоток, причем результаты расчетов практически полностью совпали с результатами измерений при тепловых испытаниях.

Расчет токов КЗ. В качестве примера в табл. 1 приведены основные результаты расчета токов КЗ по программе РАСТОК для вариантов реакторов, показанных на рис. 2, 3. Для реактора мощностью 400 кВА расчеты выполнены для двух вариантов расположения регулировочных вит-

Таблица 1

Основные результаты расчета токов КЗ в обмотках реакторов РУОМ

Мощность реактора	Режим КЗ, замкнутая обмотка	Токи КЗ в			Особенности конструкции
		СО	РО	ОО	
190 кВА/11 кВ	СО	1748	47	47	СО и РО снаружи ОО (рис. 3,а)
	РО	–	1118	61	
480 кВА/11 кВ	СО	977	10,2	10,2	СО у стержня, РО снаружи ОО (рис. 2)
	РО	–	1638	27,0	
480 кВА/38 кВ	СО	4306	20,7	20,7	СО у стержня, РО внутри ОО (рис. 3,б)
	РО	–	1550	15,1	
480 кВА/11 кВ вариант 1	СО	4505	73,6	73,6	СО у стержня, РО внутри ОО (рис. 3,в)
	РО	–	5476	90,9	
480 кВА/11 кВ вариант 2	СО	4505	73,6	73,6	СО у стержня, РО снаружи ОО (рис. 3,в)
	РО	–	2835	47,1	
1520 кВА/11 кВ	СО	8739	152	152	СО у стержня, РО снаружи ОО (рис. 3,г)
	РО	–	2130	113	

ков (вариант 1 – «РО внутри» и вариант 2 – «РО снаружи»).

Как видно из табл. 1, расположение регулировочных витков на наружной образующей ОО (вариант «РО снаружи») в реакторе 400 кВА позволяет почти вдвое снизить ток КЗ в регулировочных витках по сравнению с вариантом «РО внутри».

В табл. 1 даны действующие значения тока в установившемся режиме КЗ. При расчетах электродинамических сил в наиболее неблагоприятный момент времени этот ток (действующее значение) для учета апериодической составляющей в переходном режиме должен быть умножен на $\sqrt{2}$ и на ударный коэффициент, зависящий от соотношения активного сопротивления и индуктивности реактора.

Расчет магнитного поля, расчет электромагнитных сил и возникающих напряжений. Указанная выше программа РЭСТ предназначена для расчета электромагнитного поля, потерь, нагревов, осевых, радиальных, тангенциальных сил и напряжений КЗ в обмотках и на опорных конструкциях обмоток, а также для расчета прочности и устойчивости при КЗ трансформаторов и реакторов с круглыми концентрическими обмотками. Исходными данными для программы являются токи КЗ, форма и размеры окна и обмоток, размеры и тип провода, размеры охлаждающих каналов, механические свойства электротехнических материалов, а также технология изготовления обмоток. Подробнее возможности программы изложены в [5].

Как уже указывалось, основными параметрами, определяющими динамическую стойкость реактора РУОМ, являются радиальная устойчивость сигнальной обмотки, радиальная прочность на сжатие или растяжение сигнальной обмотки или регулировочных витков и осевые сдвигающие силы между несимметрично расположенными обмотками.

В табл. 2 приведены основные результаты расчета электродинамической стойкости при КЗ маломощных обмоток рассматриваемых реакторов.

В ОО силы и особенно механические напряжения невелики, они для сведения приведены в табл. 2 только для реактора 480 кВА, 11 кВ. Расчеты проведены для режимов КЗ и токов, указанных в табл. 1. Для реактора мощностью 400 кВА рассмотрены и указаны в табл. 2 два варианта конструктивного расположения обмотки РО: вариант 1 – «РО внутри» и вариант 2 – «РО снаружи». В табл. 2 приняты следующие обозначения расчетных параметров:

среднее напряжение радиального сжатия – $\sigma_{\text{ср}}$ (знак «минус» означает, что обмотка сжимается радиальными силами в направлении к стержню);
 суммарное напряжение радиального сжатия (растяжения) – $\sigma_{\text{рад}}$;
 максимальная осевая сжимающая сила – P_{max} ;
 осевая сила, действующая на опоры обмотки – $P_{\text{опоры}}$.

Отметим, что в случае использования обмоток других типов (например, непрерывных или винтовых с прокладками) необходимо оценивать также осевой изгиб в пролетах между прокладками.

В качестве допустимых значений параметра $[\sigma]$ в табл. 2 приняты допустимые радиальные напряжения, нормированные в методике расчета для сжимаемых обмоток $[\sigma_{\text{ср}}]$ и растягиваемых обмоток $[\sigma_{\text{рад}}]$, соответственно.

Из табл. 2 следует, что почти все рассмотренные реакторы с большим запасом удовлетворяют требованиям достаточной стойкости при КЗ. Только для самого мощного из реакторов (1520 кВА) в таблице выделено значение радиального напряжения сжатия, близкое к допустимому значению критического напряжения.

Радиальная устойчивость СО определяется средним радиальным напряжением сжатия $\sigma_{\text{ср}}$ в этой обмотке (ближайшей к стержню) при КЗ на этой обмотке. При превышении значения этого напряжения некоторого допустимого значения $[\sigma_{\text{ср}}]$ (так называемого критического напряжения) происходит потеря устой-

Таблица 2

Основные результаты расчета электродинамической стойкости реакторов РУОМ

Мощность, напряжение	Режим	Обмотка	$\sigma_{\text{ср}} / [\sigma]$, МПа	$\sigma_{\text{рад}} / [\sigma]$, МПа	P_{max} , кН	$P_{\text{опоры}}$, кН	Примечание
190 кВА/11 кВ	КЗ на СО	СО	7,1/109	15,8/109	2,0	0,0	СО и РО снаружи ОО (рис. 3,а)
	КЗ на РО	РО	10,4/109	23,1/109	4,1	2,1	
480 кВА/11 кВ	КЗ на СО	СО	-19,5/33,7	18,0/109	5,1	2,5	СО внутри, РО снаружи ОО (рис. 2)
	КЗ на РО	ОО	-0,1/44	0,1/109	4,8	4,4	
		РО	1,0/109	7,1/109	7,2	5,3	
480 кВА/38 кВ	КЗ на СО	СО	-15,8/32,1	26,4/109	9,1	0,0	СО внутри, РО внутри
	КЗ на РО	РО	-0,4/45,6	6,0/109	10,3	7,0	ОО (рис. 3,б)
480 кВА/11 кВ	КЗ на СО	СО	-4,7/13,1	9,6/36	4,4	0,0	СО внутри, РО внутри
	вариант 1 КЗ на РО	РО	0,4/36	16,5/36	11,3	6,2	ОО (рис. 3,е)
	вариант 2 КЗ на РО	РО	4,2/36	10,9/36	4,9	1,8	РО снаружи ОО (рис. 3,е)
1520 кВА/11 кВ	КЗ на СО	СО	-36,0/36,0	58,6/109	37,9	0,0	СО внутри, РО снаружи
	КЗ на РО	РО	3,8/109	19,1/109	32,1	18,7	ОО (рис. 3,е)

чивости (потеря формы) этой обмотки в радиальном направлении.

Критическое напряжение радиальной устойчивости зависит от сечения провода, диаметра обмотки, материала провода, наличия и конструкции радиальных опор, осевого сжатия, трения между соседними элементами, способа и технологии намотки обмотки. Такой вид деформации возможен в сигнальной обмотке при КЗ на выводах сигнальной обмотки во всех рассмотренных типах реакторов, кроме реактора РУОМ-190/11, в котором сигнальная обмотка расположена не внутри, а снаружи радиального размера основной обмотки (рис. 3,а) и подвергается действию не сжимающих, а растягивающих радиальных сил. Следует еще раз отметить, что в реакторах удалось обеспечить радиальную устойчивость сигнальной обмотки во всех типоразмерах. Расчеты показывают

(табл. 2), что в реакторе РУОМ-480/11 коэффициент запаса $K_{\text{зап}}$ (отношение допустимого критического напряжения к среднему напряжению сжатия) по радиальной устойчивости сигнальной обмотки равен 1,73, в реакторе РУОМ-480/38 – 2,03, в реакторе 400 кВА – 2,78, а в реакторе 1520 кВА – 1,0. Отметим, что первоначально в СО реактора 1520 кВА был применен провод поперечным сечением $5,6 \times 1,0 \text{ мм}^2$ в 8 параллелей. Расчеты показали, что радиальная устойчивость обмотки из такого провода является недостаточной: коэффициент «запаса» (в данном случае «коэффициент дефицита») равен всего 0,78. Потребовалось увеличить на 20% сечение провода, чтобы обеспечить достаточную по расчету радиальную устойчивость СО.

Радиальная прочность обмотки определяется суммарным напряжением от радиального сжатия (или растя-

жения) и радиального изгиба, определенного для самого нагруженного проводника обмотки. Расчеты показывают, что и по этому параметру динамическая стойкость всех реакторов является достаточной: коэффициент запаса по радиальной прочности на сжатие не ниже 1,8 (СО реактора 1520 кВА) и не ниже 3,3 – на растяжение (РО реактора 400 кВА в случае ее расположения снаружи основной обмотки).

Следует указать на особенность выполнения расчета радиальной прочности РО в реакторах, где регулировочные витки конструктивно расположены в середине радиального размера ОО (РУОМ-480/38 и реактор 400 кВА вариант «РО внутри»). Эти реакторы при КЗ на выводах РО можно представить как трехобмоточные трансформаторы с короткозамкнутой средней по расположению обмоткой (слой РО) и питанием со стороны внутреннего и наружного центра ОО. Направление тока в частях основной обмотки слева и справа от РО противоположно направлению тока в короткозамкнутых витках РО. Поэтому внутренняя часть ОО оказывается под действием сжимающих (направленных к стержню)

радиальных сил, наружная часть ОО – под действием растягивающих (от стержня) радиальных сил, а проводники, расположенные по радиусу РО, – под действием встречно направленных сил: внутренние проводники растягиваются, а наружные сжимаются радиальными силами. При этом наиболее нагруженными оказываются как самый внутренний, так и самый наружный проводники регулировочного слоя. Наибольшее радиальное напряжение в них достигает в реакторе 400 кВА 16,5 МПа, что не превышает допустимого значения (36 МПа для алюминиевого провода).

Для оценки стойкости при КЗ важны осевые силы, действующие в обмотках, на опоры и пресуемые конструкции обмоток. Проведены расчетные исследования динамических осевых сил по программе ДИНАР, являющейся частью пакета РЭСТ. Кривые во времени этих сил для регулировочной обмотки реактора РУОМ-1520/11 показаны на рис. 4, где построены кривые трех сил – электромагнитной силы $F_{эл.маг}$ (пропорциональной квадрату текущего значения тока КЗ), максимальной сжимающей обмотку осевой силы

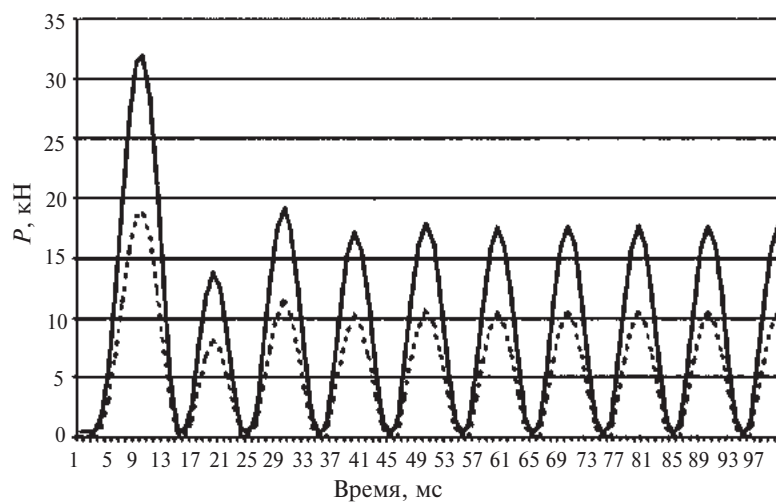


Рис. 4. Кривые изменения во времени осевых сил в РО реактора РУОМ-1520/11:
 — — — — $F_{эл.маг}$ и P_{max} ; - - - - $P_{верх}$

P_{\max} и силы $P_{\text{верх}}$, действующей на верхнюю опору обмотки. Но первые две силы между собой совпадают, да и характер действия $P_{\text{верх}}$ практически полностью повторяет характер электромагнитной силы $F_{\text{эл.маг}}$. Таким образом, механические резонансные процессы в обмотках отсутствуют, что дает основание применить для расчета так называемый статический расчет осевых сил, принятый при расчете осевых сил в распределительных трансформаторах.

Расчеты показали, что осевые силы в режимах КЗ на сигнальной обмотке не велики, поскольку во всех выпускаемых реакторах сигнальная обмотка расположена симметрично относительно высоты основной обмотки (вариант реактора РУОМ-480/11 с рассмотренной в статье броневой конструкцией магнитопровода и несимметричным расположением СО в настоящее время снят с производства, а выпускается вариант с симметричным расположением СО). Опасные осевые силы возникают при КЗ РО. Как уже указывалось, в большинстве типов реакторов из конструктивных соображений симметрирование РО относительно ОО осуществить затруднительно. Поэтому в реакторах РУОМ она расположена по высоте несимметрично относительно ОО — сдвинута к верхнему торцу обмотки (рис. 2, 3). Эпюры распределения расчетных значений осевых сил по высоте РО для четырех типов таких реакторов приведены на рис. 5. Видно, что во всех реакторах с несимметричным расположением регулировочного слоя возникают существенные (соизмеримые с максимальными сжимающими силами) осевые силы, действующие на верхнюю опору ОО. Значения этих сил: 2,5 кН в реакторе РУОМ-190/11 (при максимальной силе в обмотке около 4 кН), 6–7 кН в реакторах РУОМ-480 (при максимальной силе 7–10 кН) и около 20 кН в самом мощном реакторе РУОМ 1520/11 (при максимальной силе более 30 кН). Для обеспечения стойкости реакторов к действию таких осевых сил предусмотрены специаль-

ные меры фиксации обмоток в осевом направлении, а также пресовка обмотки с силой, близкой к расчетным значениям.

В процессе разработки реакторов РУОМ по мере накопления опыта расчета и конструирования непрерывно совершенствовалась их конструкция. Так, в одном из перспективных вариантов конструкции реактора 400 кВА удалось расположить регулировочные витки более симметрично относительно высоты ОО. При этом, как уже указывалось, для этого реактора также рассмотрено два варианта расположения регулировочных витков: «РО внутри» и «РО снаружи». Влияние на значение осевых сил расположения регулировочного слоя является очень показательным. Эпюры распределения осевых сил по высоте регулировочных витков для этого реактора для вариантов «РО внутри» и «РО снаружи» приведены на рис. 6. Видно, что расположение «РО снаружи» позволяет более чем вдвое снизить максимальные сжимающие силы (с 11 до 5 кН) и более чем втрое (с 6,2 до 1,8) значения сил, действующих на опоры. Для сравнения приведена аналогичная зависимость для идеального (оптимального по расчету) расположения регулировочного слоя — симметрично относительно ОО. Осевые силы в оптимальном варианте по расчету сравнительно невелики: максимальная сила 3,9 кН, сила, действующая на опоры, практически равна нулю.

В результате расчетных исследований получены практические рекомендации по оптимизации конструкции реакторов РУОМ по отношению к силам при КЗ и обеспечению их электродинамической стойкости. Как было отмечено, электродинамическая стойкость реакторов всех рассмотренных типов по результатам расчетов является достаточной.

Следует заметить, что условия возникновения опасности повреждения из-за недостаточной электродинамической стойкости при КЗ дугогасящих реакторов (ДГР) и силовых трансформаторов существенно отли-

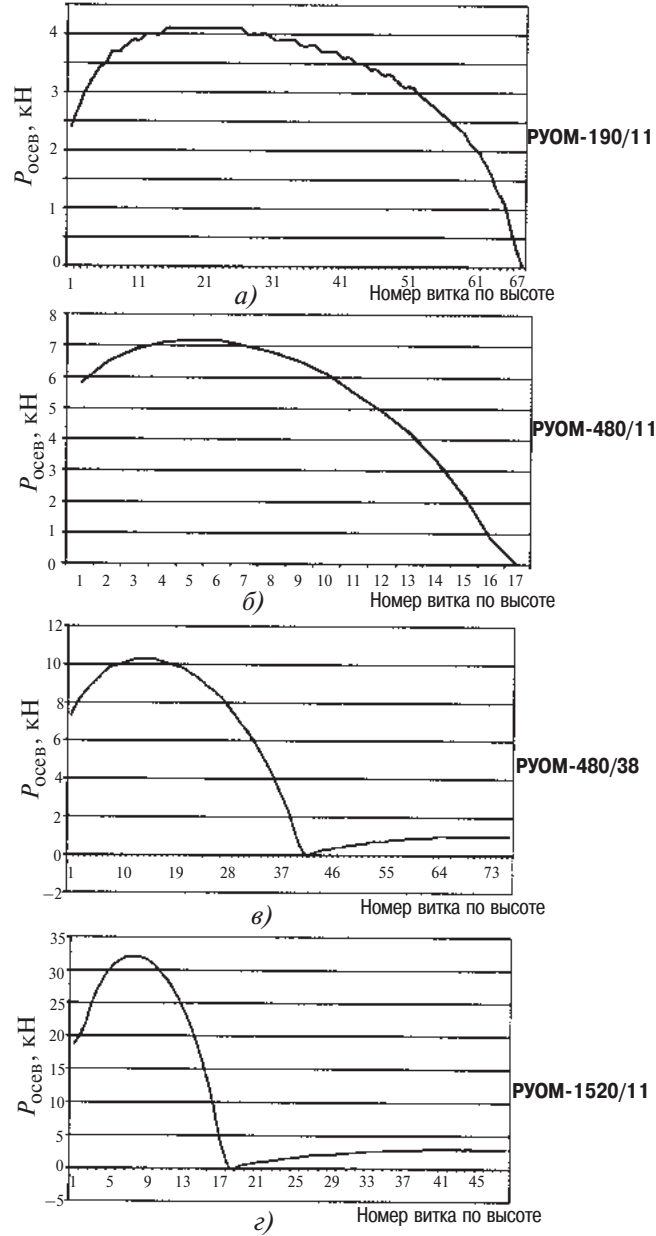


Рис. 5. Примеры распределения осевых сил по высоте РО реакторов РУОМ разных типов: а – реактор 190 кВА, 11 кВ; б – реактор 480 кВА, 38 кВ; в – реактор 400 кВА, 11 кВ; г – реактор 1520 кВА, 11 кВ

чаются. Дело в том, что большую часть времени эксплуатации ДГР находятся практически без напряжения, так как на них падает близкое к нулю напряжение нейтрали сети. Напряжение на ДГР возникает только при замыканиях в сети на землю, т.е. в аварийной ситуации, которая может длиться несколько часов до устранения

этого замыкания или до отключения линии для ремонта. Опасность замыкания ДГР на землю (аварийный режим протекания в обмотках реактора токов КЗ) может возникнуть только в это короткое время. Таким образом, режим КЗ ДГР получится только при наложении двух аварийных ситуаций, т.е. является малове-

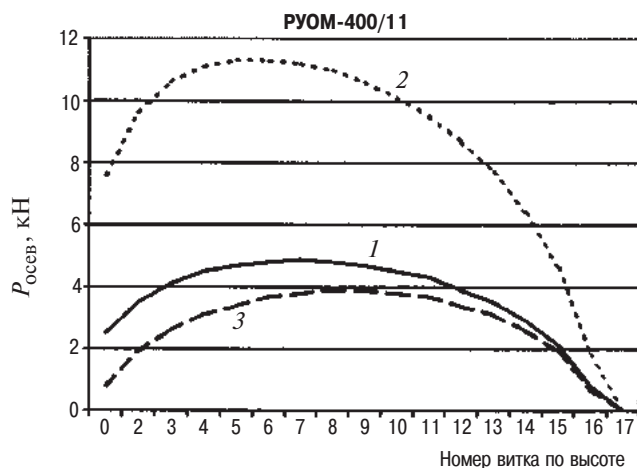


Рис. 6. Распределение осевых сил по высоте РО реактора мощностью 400 кВА, 11 кВ для различных вариантов расположения РО: 1 – РО снаружи, 2 – РО внутри, 3 – РО симметрично

роятным. Это соображение позволило ограничиться расчетным способом определения стойкости реакторов при КЗ. Следует еще раз отметить, что расчеты выполнялись по методике РЭСТ, разработанной для трансформаторов на базе результатов динамических испытаний сотен моделей и реальных трансформаторов. Рассматриваемые же реакторы на стойкость при КЗ не испытывались. Несмотря на то, что расчеты и подтверждают выполнение условий прочности и устойчивости, в дальнейшем намечено проведение динамических испытаний при КЗ, по крайней мере, одного из реакторов РУОМ.

Выводы

1. В ходе разработки дугогасящих управляемых подмагничиванием реакторов РУОМ проведены расчетные исследования электродинамической стойкости реакторов, управляемых подмагничиванием, мощностью от 190 до 1520 кВА различных вариантов конструкции.

2. Показано, что для расчетной оценки электродинамической стойкости таких реакторов можно использовать методы и программы, исполь-

зуемые для расчета силовых трансформаторов.

3. Показаны способы оптимизации конструкции и обеспечения достаточной динамической стойкости.

4. Выполнение рекомендаций, разработанных в ходе расчетных исследований, позволило обеспечить достаточную электродинамическую стойкость реакторов всех рассмотренных типов.

Литература

1. Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей. М., 1996.
2. Брянецев А.М. Подмагничиваемые ферромагнитные устройства с предельным насыщением участков магнитной системы. Электричество. 1986. № 2.
3. Брянецев А.М., Лурье А.И., Долгополов А.Г. и др. Управляемые подмагничиванием дугогасящие реакторы с автоматической компенсацией емкостного тока замыкания на землю для сетей 6–35 кВ. Электричество. 2000. № 7.
4. Бунин А.Г., Конторович Л.Н., Виногровев М.Ю. Расчет распределения токов и напряжений в обмотках трансформаторов. Электротехника. 1977. № 4.
5. Зенова В.П., Левицкая Е.И., Лурье А.И. и др. Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов. Электротехника. 1996. № 8.

Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях

Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.

С 1967 г. до начала 90-х годов в России прошла волна очень серьезных аварий трансформаторов по причине их недостаточной стойкости при КЗ. Ежегодно повреждались несколько мощных трансформаторов. Обнаружилось, что некоторые типы трансформаторов (например, автотрансформаторы связи, некоторые блочные трансформаторы, трансформаторы собственных нужд электростанций) спроектированы или изготовлены так, что они оказались аварийными.

Сначала повреждались почти исключительно автотрансформаторы 220, 330, 500 кВ трехфазной мощностью до 500 МВ·А, а именно АДЦТН-200000/330/110, АДЦТГ-240000/220/110, АДЦТГ-240000/330/220, АОЦТН-167000/500/220 и др. Но примерно с 1982 г. начались аварии при КЗ блочных трансформаторов 400 МВ·А на 220, 330, 500 кВ и 1000 МВ·А/330 кВ, затем наиболее крупных однофазных автотрансформаторов, в том числе 267 МВ·А/330 кВ и 333 МВ·А/750 кВ. Если в те годы для автотрансформаторов очередные аварии происходили только у наиболее старой модификации, снятой с производства, то аварии указанных ходовых блочных трансформаторов 400 МВ·А были особенно угрожающими, так как они выявили нестойкую конструкцию недавних лет изготовления. Так, если автотрансформаторы 330 кВ 200–240 МВ·А были переработаны к 1977 г. и новые не повреждались, то авария блочного трансформатора мощностью 400 МВ·А, 500 кВ в 1990 г. продемонстрировала, что эти ответственные трансформаторы имеют нестойкую конструкцию.

Волна аварийности при КЗ (наряду с волнами аварийности по причине больших добавочных потерь и по причине ползущего разряда)

была для энергетики весьма неожиданна и болезненна. Кроме роста мощностей энергосистем и уровней токов КЗ, волне аварий предшествовала многолетняя недооценка как изготовителями (заводами), так и потребителями трансформаторной продукции проблемы стойкости при КЗ. В СССР в 60–70-х годах еще не было массовых испытаний трансформаторов при КЗ, испытательных стендов было мало, они не были приспособлены для испытаний трансформаторов.

Аварийность трансформаторов в эксплуатации по какой-либо «систематической причине», в частности, из-за недостаточной стойкости при КЗ, очень опасна тем, что ее ликвидация занимает многие годы и требует больших средств. Аварийная ситуация 60–70-х годов была существенно снижена примерно через 10 лет благодаря многим факторам. Особенно помогли исследования и испытания сотен трансформаторов и моделей в ВЭИ и НИЦ ВВА, которые предсказали нарастающую остроту проблемы стойкости при КЗ. Были созданы новые испытательные стенды (вслед за стендом ВЭИ) в НИЦ ВВА, УЭТМ, на Минском заводе. Начались всесторонние исследования проблемы стойкости при КЗ, закончившиеся конкретными мероприятиями по усилению конструкций трансформаторов: внедрением технологии стабилизации механических характеристик и размеров обмоток (прессовка при сушке, тренировка и др.), применением упрочненных медных и алюминиевых сплавов, транспонированного провода со склеенными витками, новых изоляционных материалов, внедрением оптимизированных (в части сил КЗ) конструкций обмоток, и что очень важно, созданием новых

компьютерных методов расчета обмоток при КЗ.

Так как в течение многих лет не было возможности испытывать мощные трансформаторы (выше 125 МВ·А), были разработаны устройства для испытания обмоток и их фрагментов в натуральную величину (МДУ-1, МДУ-3, РОСТ-М, РОСТ, ЛДУ, ДИНА). Наконец, в 1983 г. были организованы испытания на стойкость при КЗ трансформаторов предельных мощностей на самом мощном в Европе сетевом испытательном стенде МИС филиала ВЭИ в г. Тольятти. На этом стенде были испытаны однофазные трансформаторы мощностью до 333 МВ·А, трехфазные мощностью до 630 МВ·А, классов напряжения 220, 500 и 750 кВ и многие другие.

На основе массовых испытаний распределительных трансформаторов, специальных трансформаторов и мощных трансформаторов были разработаны и внедрены меры, обеспечившие на многие годы вперед выпуск трансформаторов, надежных с точки зрения стойкости при КЗ.

Большую роль в решении проблемы сыграла разработанная в 1977 г. стандартная методика расчета, которая была модернизирована в 1988 году (РД16.431-88) и оснащена современными пакетами программ РЭСТ (ВЭИ), РСТ (ВЭИ и ВИТ, г. Запорожье). Методика и сейчас используется при проектировании и оптимизации практически всех новых конструкций высоковольтных трансформаторов, при модернизации существующих, а также при исследованиях и динамических испытаниях в РФ и странах СНГ, что позволяет существенно сократить сроки проектирования, обеспечить оптимальное вложение материалов, повысить надежность оборудования в экстремальных условиях.

Работы по исследованию стойкости при КЗ трансформаторов, проводившиеся последние 25–30 лет в ВЭИ, НИЦ ВВА, ЗТЗ, ВИТ, УЭТМ и ОАО «Электrozавод» привели к улучшению ситуации с надежностью

трансформаторов в эксплуатации в части стойкости при КЗ.

Однако в последние годы снова наблюдается рост аварийности. Это явно не заметно, так как в последние годы и у энергетиков, и у трансформаторщиков, к сожалению, недостаточно четко работает система сбора и анализа данных об аварийности трансформаторов. Но при профилактических измерениях сопротивления короткого замыкания Z_k , а также при диагностических обследованиях (например, с применением метода низковольтных импульсов и установки «Импульс» разработки ВЭИ) были выявлены выводимые в ремонт (ревизию) или даже эксплуатируемые трансформаторы, в которых имеются подозрения на механические деформации обмоток. В течение 1995–2000 гг. повредились автотрансформаторы мощностью 125, 135, 200 и 250 МВ·А, трансформаторы мощностью 40, 80 и 125 МВ·А.

В 2000 г. произошла авария при КЗ на шинах 220 кВ автотрансформатора мощностью 167 МВ·А, 500 кВ, включенного в эксплуатацию в 1985 г. Важно подчеркнуть, что это трансформатор новой, относительно стойкой конструкции. Произошло сильное разрушение с дугowymi замыканиями последовательной обмотки ВН (из-за чрезмерных осевых сил), общая обмотка СН потеряла радиальную устойчивость, различные деформации получили обмотки НН, КО, РО. В 2004 г. повредился блочный трансформатор 1000 МВ·А напряжением 500 кВ. Расследование причин повреждения еще не завершено, но подозрения на механические деформации обмоток имеются. Не исключено, что системная авария в Московском регионе в мае 2005 года также связана с коротким замыканием.

Далеко не все благополучно с новыми разработками распределительных трансформаторов. Это выявляется при немногочисленных испытаниях этих трансформаторов на стойкость при КЗ, примерно в каждом четвертом испытанном трансформаторе обнаруживались повреждения

разной тяжести. Имеются сведения и об авариях таких трансформаторов.

Таким образом, даже по неполным сведениям о современной ситуации с авариями трансформаторов проблема электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ остается достаточно острой.

Вот уже десять лет, как практически прекращены массовые испытания на стойкость при КЗ распределительных трансформаторов. Вместо ежегодных испытаний 30–40 типов испытывается не более 4–5 трансформаторов.

Полностью прекращены испытания мощных трансформаторов на МИС г. Тольятти (стенд закрыт), почти прекращены испытания полно-размерных моделей. Прекращены экспериментальные исследовательские работы в этой области, связанные с разработкой новых конструкций, технологий и материалов. Не финансируются работы по усовершенствованию методов расчета, по модернизации стандартов на нормы расчета и методы испытаний. Государственные стандарты устарели, при этом отменена обязательность их применения, разработка Федерального закона — Технического регламента по безопасности высоковольтного электрооборудования — затягивается.

На основе внесенных ранее без согласования с ведущими организациями и специалистами «лазеек» в устаревших стандартах существует система сертификации трансформаторов, при которой становится возможной закупка энергосистемами и промышленными предприятиями на заводах РФ, в ближнем и дальнем зарубежье трансформаторов без должной оценки их стойкости при КЗ в соответствии с требованиями стандартов РФ. Вопреки мнению специалистов, сертификаты безопасности выдаются на трансформаторы, не прошедшие испытания на стойкость при КЗ. В настоящее время разрабатывается Федеральный закон — Технический регламент «Безопасность электрооборудования высокого напряжения», при этом ощущается существенное

противодействие введению в него требований по стойкости при КЗ не со стороны специалистов, а со стороны чиновников, занимающихся сертификацией трансформаторов.

За последнее время нарушена ранее существовавшая специализация трансформаторных заводов, и теперь заводы России осваивают разработку многочисленных типов трансформаторов, которые ранее выпускались заводами в Запорожье и Хмельницком (Украина), Минске (Белоруссия), Чирчике (Узбекистан): блочных, трехобмоточных, тяговых, автотрансформаторов связи, распределительных и др. Возрастает объем бесконтрольного импорта трансформаторного оборудования. Практически все эти конструкции приходят на подстанции, и даже на атомные станции, без испытаний на стойкость при КЗ. Чем чревата авария и пожар (или взрыв) трансформатора на АЭС, понятно даже не специалисту. Во всем мире требования к оборудованию АЭС резко повышены.

Нельзя не отметить еще раз и практически полную ликвидацию в масштабах страны системы обобщения анализа отказов и аварий трансформаторов, которая раньше служила обратной связью эксплуатации с изготовителем.

Исследовательские работы по динамической стойкости трансформаторов при КЗ в стране почти полностью прекращены. Эпизодически проводятся испытания трансформаторов в ВЭИ, НИЦ ВВА, УЭТМ. ОАО «Электрозавод» и УЭТМ осваивают новые технические решения, иногда проводят испытания моделей обмоток и заказывают независимую экспертизу своих новых проектов. Ведутся работы в ВЭИ по совершенствованию методов расчета, разрабатываются собственные методы расчета на Украине (ЗТЗ с помощью ВЭИ, ВИТ), в Узбекистане, Киргизии и в Беларуси (МЭТЗ с помощью ВЭИ). Однако этого явно не достаточно.

Для специалистов очевидно, что все рассмотренные факторы, как показал опыт развития аварий 1960–

70-х годов, могут стать предвестниками новой волны аварийности трансформаторов.

В конце статьи приведен список наиболее важной (за последние годы) литературы по рассматриваемой проблеме.

Стойкость при КЗ мощных трансформаторов. В настоящее время Московский электрозавод (ОАО «Электрозавод») стал единственным заводом в России по производству мощных трансформаторов классов напряжений 500 кВ и выше; мощные трансформаторы до 220 кВ кроме этого завода выпускает Тольяттинский завод, а в последнее время и завод в Екатеринбурге. Следует особо отметить, что на заводах РФ, в отличие от ЗТЗ, только еще начинается освоение современных технологических процессов по обработке изоляционных материалов и обмоток (например, сушка под давлением), обеспечивающих стабильные размеры и сохранение запрессовки в эксплуатации.

Однако в последние годы в РФ ни один трансформатор мощностью более 40 МВ·А не испытан (из мощных трансформаторов испытаны всего один мощностью 25 МВ·А и один — 40 МВ·А, причем, последний — не успешно).

Из-за прекращения работы сетевого стенда МИС г. Тольятти на ближайшие годы мощные трансформаторы (более 100 МВ·А) не могут быть испытаны на стойкость при КЗ. Это значит, что продукция заводов, производящих мощные трансформаторы для РФ, не может считаться полностью надежной (и конкурентоспособной), т.е. вскоре возникнет необходимость и восстановления стенда МИС (или строительства нового аналогичного стенда), и проведения чрезвычайно дорогостоящих испытаний на стойкость при КЗ на зарубежных стендах. Известно, что испытания сухого трансформатора УЭТМ (мощностью 1000 кВ·А) и двух трансформаторов ЗТЗ (мощностью 63 и 62,5 МВ·А) уже проведены на стенде КЕМА (Голландия). Последние два трансформатора ЗТЗ поставлены в

Турцию. В этой стране, так же как и в Италии и Франции, испытания трансформаторов на стойкость при КЗ (или ссылка на успешно испытанный прототип) обязательны.

В РФ не организована и работа по обеспечению стойкости при КЗ мощных трансформаторов и по другим направлениям. Не проводится в достаточном объеме экспертное рецензирование принятых технических решений и обсуждение их специалистами (в том числе на НТС, МВК), не проводится квалифицированное расчетное сравнение с испытанными ранее трансформаторами производства других заводов (материалы испытаний имеются, например, в ВЭИ, специалисты могут провести такую работу).

Поскольку испытаний на стойкость при КЗ мощных трансформаторов в ближайшее время в РФ не предвидится, а на выделение серьезного финансирования на дорогостоящие испытания на стендах Западной Европы пока рассчитывать не приходится, необходимо планировать испытания полноразмерных моделей на стендах ВЭИ, НИЦ ВВА, однако, такая работа пока находится в зачаточном состоянии. Например, Электрозавод провел в ВЭИ испытания нескольких моделей обмоток из импортного склеенного транспонированного провода, но эта важная работа, к сожалению, проведена в очень небольшом объеме и остановлена.

Еще в течение долгих лет мощные трансформаторы в России будут закупаться за рубежом, прежде всего на ЗТЗ. Многие мощные трансформаторы ЗТЗ прошли испытания на стойкость при КЗ в г. Тольятти, однако эти испытания были выполнены 15 и более лет тому назад. Вряд ли в ближайшие годы ЗТЗ будет испытывать в Голландии трансформаторы, предназначенные для продажи в РФ.

Следует отметить, что на ЗТЗ и МЭЗ внедрен ряд технических решений, надежность и достаточность которых не успели проверить испытаниями мощных трансформаторов или полноразмерных моделей, например,

склеенный и упрочненный провод, общая прессовка обмоток и др. Остаются мало исследованными радиальная и осевая устойчивость склеенных транспонированных проводов при рабочей температуре обмоток (при размягчении склеивающего состава); меры по укреплению обмоток, на которые действуют тангенциальные силы КЗ; устойчивость на полегание крайних катушек; устойчивость обмоток к возникновению новых видов деформаций, выявленных при испытаниях мощных трансформаторов в г. Тольятти: осевые деформации из-за радиальных сил, деформации внешних обмоток под действием неравномерно распределенных по окружности радиальных растягивающих сил, стойкость сложных и относительно тонких обмоток РО.

Нуждается в пересмотре и дополнениях стандартизированная ранее методика расчета электродинамической стойкости трансформаторов (разработка ВЭИ), поскольку уже накоплен опыт расчетов и испытаний, выявлены относительно новые виды деформаций обмоток, которые в полной мере не обеспечены пока расчетными методами.

В ближайшие годы стоит на очереди решение ряда новых вопросов обеспечения надежности мощных трансформаторов: тепловое старение при эксплуатации; переход на современную конструкцию прессовки всех обмоток единой мощной плитой из толстого склеенного электрокартона; возможное изменение нормированного ударного коэффициента тока КЗ с 1,8 на 1,9 (увеличение нормированных расчетных сил на 11,4%) в соответствии с новыми требованиями МЭК и др.

Стойкость при КЗ распределительных трансформаторов. Особенностью развития трансформаторостроения последних лет является то, что нарушена специализация заводов, которая была в СССР. В условиях рыночной экономики, в целях выживания на рынке, заводы вынуждены принимать любые заказы на трансформаторы. Это обстоятельство привело к суще-

ственному расширению номенклатуры распределительных трансформаторов на заводах РФ и СНГ, ранее ими не выпускавшихся.

Так, Электрозавод (Москва) освоил выпуск значительной части номенклатуры ЗТЗ (г. Запорожье), АО «Трансформатор» (г. Тольятти) осваивает производство бывшей номенклатуры «Укрэлектроаппарат» (г. Хмельницкий), БирЗСТ (г. Биробиджан) и АЛТРАНС (г. Барнаул) начал выпускать трансформаторы 1–2 габаритов из номенклатуры МЭТЗ (г. Минск), начал выпуск распределительных трансформаторов и УЭТМ (г. Екатеринбург), организовано производство на новом заводе в г. Самара (по импортной технологии). В связи с возросшими требованиями пожарной безопасности все заводы осваивают разные виды сухих трансформаторов. Такое расширение номенклатуры, часто по документации другого завода (с другой технологией), возможно без ущерба для надежности только при наличии испытаний на стойкость при КЗ по крайней мере очень близкого прототипа. Так как по требованию стандарта каждый завод должен испытывать свою продукцию, число типов трансформаторов, подлежащих испытаниям, накапливается. Однако число испытаний — единицы в год, причем часто это не трансформаторы России, а Белоруссии, Украины, Киргизии ... Следовательно, большое количество типов распределительных трансформаторов РФ остаются не испытанными, не подверглись проверке ни конструкция, ни технология и качество изготовления.

В последние годы укоренилась порочная практика использования всех возможных оговорок, существующих в последней редакции ГОСТ 11677–85, для отказа от испытаний на стойкость при КЗ с соответствующим снижением себестоимости и, на первый взгляд, выгодным для покупателя снижением продажной цены трансформатора. Однако очевидно, что для массовых серий трансформаторов экономия на стоимости испытаний

ничтожна (стоимость испытаний не превышает нескольких десятков процентов от стоимости одного трансформатора), а возможный ущерб от низкой надежности массовой продукции у потребителей может быть неизмеримо больше. Именно поэтому в развитых странах, в отличие от существующей практики в России, испытываются на стойкость при КЗ практически все новые типы распределительных трансформаторов.

Для иллюстрации положения с испытаниями трансформаторов рассмотрим динамику испытаний на стенде ВЭИ. До 1990 г. на стенде ВЭИ ежегодно испытывалось до 15 трансформаторов. За период 1980–1984 гг. испытано 50 трансформаторов, в 1985–1989 гг. — 65, в 1990–1994 гг. — 40 (8 не выдержали), в 1995–2000 гг. — только 13 (3 — не выдержали), в 2001–2004 гг. — 10 (3 — не выдержали). Примерно такая же картина на испытательном стенде НИЦ ВВА, УЭТМ.

В настоящее время в условиях рыночной экономики объем испытаний резко упал из-за ошибочной политики сертификации (без участия специалистов по стойкости при КЗ), фактически полностью прекратились испытания поставляемых в Россию зарубежных распределительных трансформаторов, в том числе трансформаторов МЭТЗ (Минск), Укрэлектрoаппарат (Хмельницкий)... Как показала практика нескольких десятилетий испытаний распределительных трансформаторов на стендах ВЭИ, НИЦ ВВА, УЭТМ эти испытания не только проверяют их стойкость при КЗ, но и часто выявляют существенные недостатки конструкции, технологии и качества изготовления трансформаторов.

При таком положении отсутствие сплошных испытаний всех новых типов распределительных трансформаторов может привести к массовым авариям в эксплуатации.

Сказанное особенно важно в связи с резким ослаблением на заводах в последние годы контроля технологии и техдокументации. Рекоменда-

ции по улучшению трансформаторов, которые дают специалисты стендов в процессе испытаний, способствуют обмену передовым опытом между заводами, нарушенному в последние годы. А его отсутствие сказывается, к сожалению, в том, что начали возникать грубые ошибки в конструировании и технологии изготовления трансформаторов. Например, специалисты неоднократно указывали на необходимость расчетной оптимизации конструкций по осевым силам, в том числе на недопустимость выполнения обмотки НН с осевым размером расчетного сечения меньше, чем в обмотке ВН, или на необходимость симметрирования обмоток и регулировочных витков по высоте обмоток, или на необходимость обеспечения надежной осевой опоры обмотки НН... Однако и эти простейшие требования часто нарушаются.

В условиях ослабленного контроля качества изготовления распределительных трансформаторов опасность представляет и полное отсутствие периодических испытаний на стойкость при КЗ. По мнению специалистов, их необходимо проводить каждые 5–8 лет. В свое время при составлении стандарта ГОСТ 11677 эти испытания были включены как для подтверждения надежности конструкции, так и для подтверждения стабильности технологического процесса. Однако, эти испытания (с помощью оговорок в стандарте) затем были фактически отменены. Главной причиной отмены периодических испытаний в то время было вовсе не то, что они не необходимы, а перегрузка в то время испытательных стендов испытаниями новых трансформаторов. Сейчас уже давно такой причины нет. В результате эти испытания сейчас вообще не проводятся, получается так, что их можно отменить при формальной договоренности с потребителем, которым считается покупатель трансформатора, а не потребитель электрической энергии.

При таком положении отсутствие сплошных испытаний всех новых типов распределительных трансфор-

маторов может привести к массовым авариям в эксплуатации.

О замене испытаний сравнительным расчетом с испытанным прототипом. Особого внимания заслуживает вопрос о применении «правила прототипов», разрешающего в соответствии с ГОСТ 11677 (и МЭК 76-5) заменять испытания трансформатора сравнительным расчетом этого трансформатора с расчетом успешно выдержавшего испытания трансформатора аналогичной конструкции. В свое время применение «правила прототипов» было введено как исключительная процедура из-за перегрузки испытательных стендов и только для того, чтобы избежать испытаний типоразмеров одного и того же трансформатора. Причем применение правила прототипов стало возможным только после разработки и внедрения практически на всех заводах СССР единой методики электродинамических расчетов (ВЭИ), доведенной до формы отраслевого стандарта и снабженной комплектом компьютерных программ.

В настоящее время «правило прототипов» зачастую понимается изготовителями трансформаторов и «сертификаторами» как официальный путь замены испытаний трансформаторов расчетами, что недопустимо. Для сопоставительных расчетов необоснованно и без согласования со специалистами по стойкости при КЗ применяются в качестве «прототипа» трансформаторы, прошедшие испытания 10–15 лет тому назад, трансформаторы, изготовленные по другой технологии, или вообще другой конструкции, или даже на другом заводе.

К тому же перечень требований, которым должны удовлетворять сравниваемые трансформаторы (критерии подобия и правило выбора прототипа), изложенный в п. 6.9 ГОСТ 11677, является неполным, а правильность сравнительных расчетов может быть установлена только специалистами по стойкости трансформаторов при КЗ. В свое время в ВЭИ была разработана методика сравнительного расчета для применения «правила прототипов»,

сейчас разработан усовершенствованный ее вариант, который необходимо будет внедрить в практику.

Правильному и обоснованному применению «правила прототипов» препятствует отсутствие массовых испытаний так как исчезают сами «прототипы» (особенно для мощных трансформаторов).

Из-за снижения технического уровня проектирования и расчетов стойкости при КЗ на заводах стали появляться конструкции с более высоким уровнем расчетных электродинамических нагрузок, чем в ранее испытанных аналогах, которые в результате этого не могут быть приняты в качестве прототипа. Другой пример: из-за роста несимметрии нагрузок в трехфазных распределительных сетях заводы стали изготавливать типоразмеров распределительных трансформаторов с группой соединения $\Delta/Y-11$. Расчеты показали, что силы в этих трансформаторах могут существенно отличаться от сил в испытанных трансформаторах этого типа с группой соединения $Y/Y-0$, то есть испытанные трансформаторы не могут быть приняты в качестве прототипа для новых трансформаторов, значит, необходимы испытания.

С другой стороны, заводы часто проектируют по давно испытанным «аналогам», часто в угоду надежности вкладывают лишние материалы, что снижает конкурентоспособность отечественных трансформаторов, при этом никак не проверяется уровень и стабильность технологии.

О сертификации трансформаторов без обязательных испытаний на стойкость при КЗ. Единственной официальной оценкой технического уровня, надежности и безопасности трансформаторного оборудования в настоящее время является их сертификация. Однако, используя несовершенство ГОСТ 11677, изготовители часто при сертификации представляют протоколы испытаний на стойкость при КЗ или ссылки на протоколы испытаний прототипа, давность которых существенно превышает сроки периодических испытаний 5–8 лет. Напри-

мер, при сертификации на рынке России зарубежного трансформатора 25 МВ·А, 110 кВ производитель представил в 1996 г. протокол испытаний на стойкость при КЗ другого трансформатора, явно не являющегося прототипом, да еще и 1980 года! Несмотря на отрицательное заключение специалистов, трансформатор был сертифицирован, хотя известны случаи аварий этих трансформаторов. Подобные примеры можно привести долго. Для облегчения процедуры сертификации испытания на стойкость при КЗ не включены в список обязательных сертификационных испытаний на безопасность, предусмотренные процедурой сертификации периодические испытания (для подтверждения уровня производства), как правило, не проводятся. Выдачей сертификатов могут заниматься разные организации без привлечения в качестве экспертов специалистов по стойкости при КЗ.

В условиях рыночной экономики вопрос купли-продажи трансформатора и его сертификации (по безопасности и по параметрам) некоторые пытаются свести к децентрализованным взаимоотношениям производителя (отечественного или зарубежного) и покупателя (энергосистемы, подстанции предприятия), а также организации, выдающей сертификат. Такое положение следует считать недопустимым. Ведь производитель прежде всего хочет подороже продать, а покупатель — подешевле купить трансформатор, свой меркантильный интерес есть и у «сертификатора». В сложившейся ситуации принципиально неверно пренебрежение интересами главного действующего лица — потребителя электроэнергии, не входящего сейчас в эту «тройку», для которого важна надежность работы трансформаторов (надежность энергоснабжения), а не формальное удовлетворение требованиям устаревшего стандарта в угоду интересам продавца и покупателя. Эти отношения должен регулировать стандарт.

Предложения по новому Федеральному закону — Техническому регламенту «Безопасность электрооборудования высокого напряжения». В Регламенте необходимо записать требование о том, что электрооборудование (в том числе и трансформаторы) должно без электрических и механических повреждений, возгораний (пожаров), взрывов, растеканий изоляционных жидкостей и нарушения электроснабжения потребителей выдерживать все нормированные воздействия сети и окружающей среды, и о том, что выполнение всех этих требований должно подтверждаться соответствующими испытаниями (в том числе, испытаниями трансформаторов на стойкость при КЗ) по методикам, изложенным в соответствующих стандартах. Испытания на стойкость при КЗ должны быть внесены в качестве обязательных для подтверждения безопасности трансформаторов. Должна быть четко оговорена возможность отказа от испытаний только при отсутствии технической возможности их проведения.

В Техническом регламенте подробно описана процедура сертификации высоковольтного оборудования, включая трансформаторы. Необходимо предусмотреть различие (даже по внешнему виду) сертификата первого типа на трансформатор, полностью соответствующий требованиям стандартов РФ), и сертификата второго типа с выполнением только некоторых пунктов стандартов по перечню в заявке производителя на выдачу сертификата. Это необходимо сделать для того, чтобы не вводить в заблуждение потребителя электроэнергии и покупателя трансформатора, одновременно обеспечив и возможность добровольного применения стандартов РФ.

Предложения по изменению стандарта ГОСТ 11677. Прежде всего, из п. 6.5 этого стандарта необходимо исключить допущение о возможности не проведения как приемочных, так и периодических испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ. Необходимо четко указать, что непроведение

ние испытаний — это исключительный случай, связанный с отсутствием технической возможности таких испытаний, а также четко связать процедуру отказа от испытаний с обязательным сравнением по установленным правилам с успешно испытанным прототипом.

Если нет технической возможности испытать трансформатор и нет прототипа, можно ввести возможность проведения независимой экспертизы с указанием организаций (или межведомственных комиссий), имеющих право на проведение такой экспертизы в силу своей профессиональной подготовки.

Отказ от испытаний часто мотивируется отсутствием источника финансирования этой работы, т.е. и производитель, и покупатель, естественно, стремятся к экономии средств. К сожалению, такая экономия не сопровождается сравнительным анализом возможного ущерба от аварии трансформатора. Безусловно, что «экономия» на снижении надежности и безопасности трансформаторов в эксплуатации (как временное явление) не должна отражаться на содержании стандарта РФ.

Необходимо определить в стандарте термин «основной потребитель», который решает ряд важных вопросов: испытывать ли трансформатор, или делать сравнение трансформатора с прототипом по определенной методике. Если раньше роль «основного потребителя» играло Минэнерго СССР, то теперь эти обязанности необходимо возложить на ФСК РАО «ЕС России» или другую компетентную организацию. Во всяком случае, вопросы стойкости трансформаторов при КЗ должны решать специалисты и организации, ответственные за надежное снабжение страны электроэнергией, а не только производители, покупатели и «сертификаторы» трансформаторов, заинтересованные прежде всего в цене на трансформатор.

Необходимо изменить п. 6.5 стандарта ГОСТ 11677 и заново ввести периодические испытания на стойкость при КЗ. Возможность отмены или пе-

реноса этих испытаний должна быть оговорена лишь при отсутствии технической возможности (например, для трансформаторов мощностью более 125 МВ·А). При этом как минимум должна быть проведена экспертиза неизменности уровня технологии.

Необходимо уточнить и расширить раздел стандарта, касающийся сравнения с испытанным прототипом (п. 6.9 стандарта).

Эти предложения уже были представлены Постоянной Российской части (ПРЧ) ТК14 МЭК и не вызвали возражений специалистов.

В настоящее время идет очередной пересмотр стандарта ГОСТ 11677–85. Несмотря на то, что Россия проголосовала против нового стандарта МЭК из-за его менее строгого нормирования требований стойкости трансформаторов при КЗ, чиновники, заинтересованные в упрощении процедуры сертификации трансформаторов отечественного и зарубежного производства, предпринимают попытки прямого применения стандарта МЭК в РФ, что недопустимо. К сожалению, такие тенденции ощущаются в ходе пересмотра стандарта ГОСТ 11677–85. Один из главных аргументов чиновников-сертификаторов — это отсутствие массовых аварий в РФ и за рубежом. Но ведь такое положение связано с тем, что сейчас в эксплуатации находятся в основном те трансформаторы, которые выпущены при существовавшей строгой системе обеспечения стойкости при КЗ, а не те, которые будут выпускаться без испытаний и строгих расчетов.

К разработке таких стандартов должны привлекаться не только производители трансформаторов, но и их потребители, а также организации, которые непосредственно сталкиваются с последствиями аварий (МЧС, пожарные и др.)

Ситуация за рубежом (МЭК, СИГРЭ). В противоположность положению в РФ и СНГ, за рубежом проблеме стойкости трансформаторов при КЗ уделяется большое внимание.

Последние несколько лет работа Комитета 14 МЭК и Комитета 12 (A2) СИГРЭ «Трансформаторы» проходит под знаком стойкости при КЗ (последний раз СИГРЭ так подробно рассматривала эти вопросы более 20 лет назад). Завершен пересмотр Публикации 76-5 МЭК «Стойкость при КЗ», с методикой расчетной оценки стойкости при КЗ (Приложения А и В). Введение в стандарт МЭК методики расчета следует считать очень важным фактом. Однако в этом расчете есть еще много не доработанных и неприемлемых для условий РФ мест. Например, неприемлем диапазон мощности прототипов, допускающий принимать в качестве прототипа испытанный трансформатор мощностью менее мощности трансформатора, отсутствие коэффициентов запаса при сравнительных расчетах, отсутствие оценки тангенциальных сил.

В новой редакции Публикации 76-5 МЭК, хотя и сняты ограничения на испытания самых мощных трансформаторов (более 100 МВ·А), фактически усилена роль расчетно-конструкторской оценки стойкости при КЗ (ранее допускалась только ссылка на испытанный трансформатор-прототип, теперь допускается использовать расчеты и испытания моделей). Причем выбор способа фактически отдан на откуп потребителю. Более того, соответствующий пункт в русском переводе звучит так, что по согласованию между покупателем и изготовителем стойкость при КЗ может вообще не демонстрироваться. Однако такое умаление роли испытаний фактически не является у «них», в отличие от России, «откатом» от испытаний, поскольку в развитых странах производитель отвечает за качество своей продукции, а потребитель трансформаторов отвечает за качество электроснабжения и выбирает надежного поставщика, имеющего положительный опыт испытаний своей продукции. То есть и тот, и другой заинтересованы в испытаниях, что, кстати, подтверждается на деле: за рубежом стенды загружены испытаниями трансформаторов на стойкость

при КЗ, о чем будет сказано ниже. Кроме того, в развитых странах существует отлаженный контроль за рынком продукции, чего в России пока, к сожалению, не наблюдается.

Другие изменения в Публикации 76-5 направлены как раз на ужесточение требований к стойкости при КЗ. Это и увеличение расчетного ударного коэффициента тока КЗ для мощных трансформаторов с 1,8 до 1,9, фактический запрет испытаний «без бака», при которых по некоторым данным возможно изменение и снижение в некоторых случаях осевых сил, и др.

Фактически весь ход работы Комитета 12 на сессии СИГРЭ-2000 г. в Париже проходил под девизом: «To test or not to test», как выразился один из участников дискуссии, перефразируя классика.

Тон дискуссии задан вопросами в специальном докладе: чем объяснить большой процент повреждений при испытаниях (около половины), являются ли испытания единственным способом подтверждения стойкости при КЗ, должны ли трансформаторы проектироваться на повышенные испытательные требования, как долго еще нужно испытывать трансформаторы, ведь их конструкции улучшаются с каждым годом, не нужно ли снизить расчетные токи КЗ, должны ли быть пересмотрены критерии оценки результатов испытаний, как много производителей готовы заплатить за дорогостоящие испытания на стойкость при КЗ, можно ли заменить испытания расчетом, должны ли мы рассматривать поле в окне или вне окна при расчете осевых сил, наступит ли время, когда только производственные дефекты станут причиной повреждений, возможно ли измерение сил при испытаниях для получения большего эффекта от дорогостоящих испытаний, правильно ли ориентироваться при испытаниях на наихудшее сочетание условий КЗ, не принимая во внимание вероятность их появления?

В докладах прослеживается схожесть развития ситуации со стойко-

стью при КЗ мощных высоковольтных трансформаторов в разных странах с развитием ситуации в СССР (России). Вначале (примерно до 60-х годов) практически не предъявлялось особых требований к стойкости при КЗ, трансформаторы проектировали и изготавливали по образцу и подобию трансформаторов меньших классов напряжений, уделяя особое внимание вопросам изоляции и потерь. Например, в Италии вначале такие трансформаторы стали производить восемь фирм, сегодня осталось только две, причем те, трансформаторы которых имели наименьший уровень аварийности. Возникла лавина повреждений, связанных с недостаточной стойкостью при КЗ. Первой реакцией было — ограничить значения токов КЗ. В частности, для ограничения тока КЗ наиболее частых однофазных КЗ стали применять установку сопротивления в заземленных нейтралях. В ряде случаев пришлось пойти на повышение напряжения КЗ трансформаторов (в 2 и более раз), применять трансформаторы там, где более выгодны автотрансформаторы. Однако эти меры оказались экономически менее выгодными, чем создание трансформаторов с достаточной динамической стойкостью. Ведь, например, увеличение напряжения КЗ приводит к необходимости применения РПН с более широким диапазоном, а также к нежелательному росту реактивной мощности. Полное или частичное разземление нейтрали может подвергнуть оборудование большим перенапряжениям, это может повести к необходимости повышения уровня изоляции нейтрали и т.д. Под давлением проблемы обеспечения стойкости трансформаторов при КЗ стали проектировать трансформаторы под конкретные требования систем (т.е. разумно снижать нормируемые токи КЗ), отказываться от третичных обмоток НН (имеющих низкую стойкость при КЗ), развивать методы расчетной оптимизации и экспертизы, использовать новые материалы, применять строгий процесс производственного и технологического контро-

ля: при намотке, стабилизации, сборке, сушке, пропитке, установке и прессовке обмоток. Во всех странах стали проводить много теоретических и экспериментальных исследований. И самое главное — приступили к систематическим массовым испытаниям трансформаторов на стойкость при КЗ. Этот путь прошла Франция, начиная с 70-х годов, Италия — с 80-х, Турция — с 90-х. Например, в Италии до конца 80-х годов повреждаемость автотрансформаторов из-за КЗ была достаточно высокой. Она составляла более 2% (по отношению ко всем авариям — более половины всех аварий), причем основные повреждения были связаны с потерей радиальной устойчивости общей обмотки. А в настоящее время повреждений практически нет.

Установленный факт: производители, испытывающие свою продукцию, имеют значительно более высокий авторитет у покупателя, причем такая продукция не всегда дороже. Имея «прошлые» испытанные прототипы, продавец предъявляет их сертификат и может не повышать цену. Тот же, кто не испытывал раньше, вынужден на всякий случай вкладывать больше материалов на незнание, снижать плотность тока, то есть фактически завышать цену.

По результатам опроса СИГРЭ повреждаемость трансформаторов 110 кВ и выше по причине стойкости при КЗ в среднем очень мала — 15 повреждений за последние 5 лет на 120000 трансформаторо-лет! Правда, не были получены данные от самых неблагополучных в этом отношении стран (по оценкам это Юго-Восточная Азия, Индия, Китай). Эти результаты находятся в вопиющем противоречии с результатами испытаний на стойкость при КЗ: около половины мощных трансформаторов не выдерживают испытаний. В дискуссии по этому поводу противники испытаний говорили: «Вот видите, насколько испытания не адекватны эксплуатации!», а сторонники: «Вот видите, к какому повышению надежности приводят испытания!» Кстати, ни один

из 15 поврежденных трансформаторов не проходил испытаний и лишь 5 имели экспертизу конструкции, но без сравнений с прототипом.

Во Франции, которая проводит испытания с 1965 г., на сегодняшний день фактически нет ни одного мощного (или не имеющего успешно испытанного прототипа) трансформатора. Расчетные методы и методы сопоставления с прототипом развиваются на базе испытаний. Повреждаемость в эксплуатации близка к нулю.

В одной из крупнейших в мире испытательной лаборатории КЕМА (Голландия) за 1996–99 гг. испытано 8, 6, 12 и 15 единиц в год соответственно (мощностью более 25 МВ·А). В том числе 14 единиц мощностью до 50 МВ·А (2 испытаны успешно), 14 — 50–100 МВ·А (6 успешно), 7 — 100–200 МВ·А (2 успешно) и 6 — более 200 МВ·А (3 успешно). По классу напряжений: до 150 кВ (15 шт.) почти все неуспешно, 150–250 кВ — успешно 7 из 17, 350–550 кВ — успешно 5 из 9. Испытывались одно- и трехфазные трансформаторы, автотрансформаторы, блочные, вспомогательные, трехобмоточные и др., частота 50–60 Гц, схемы соединения Y и Δ. Наибольшее из испытанных — 250 МВ·А, однофазный и 440 МВ·А, трехфазный. При испытаниях нередки случаи, когда трансформаторы их не выдерживали или выдерживали с серьезными замечаниями. Например, из 20 трансформаторов, результаты испытаний которых известны, 10 повредились в первых испытаниях. Основные примеры повреждений при испытаниях: выпадение прокладок и ослабление прессовки, потеря радиальной устойчивости, закручивание обмоток тангенциальными силами, деформация и повреждение отводов, разрушение изоляторов.

В Канаде на сетевом стенде IREQ (Квебек) в 1999 г. испытаны 2 блочных трансформатора: 775 МВ·А (крупнейший в мире из испытанных), $230 \pm 5\%$ кВ для АЭС и 102 МВ·А с расщепленной обмоткой НН для

ГЭС. По результатам неудачных испытаний (в первом зафиксированы тангенциальные деформации, во втором большие деформации от осевых сил) трансформаторы были усилены, после чего успешно выдержали повторные испытания.

В Италии испытываются практически все распределительные трансформаторы. Повреждаемость в эксплуатации очень низкая. Введен новый мощный стенд, на котором уже испытан очень мощный трансформатор. Ежегодно испытывают десятки трансформаторов.

Постоянно проводят испытания на стойкость при КЗ в Китае, Южной Корее, Индии (фирмы VNEL, EMCO и др.), Чехии, Мексике, Аргентине, Колумбии и других странах. Имеются сведения о введении в строй новых стендов для испытаний трансформаторов в этих и других странах.

В Великобритании проводится большая работа по исследованиям электродинамической стойкости, в частности, радиальной устойчивости обмоток, на моделях.

Все испытательные лаборатории делают выводы о том, что результаты испытаний почти всегда показывают необходимость улучшения конструкции и технологии производства, производители практически всегда удовлетворены опытом испытаний, а трансформаторы, успешно выдержавшие испытания на стойкость при КЗ практически не имеют аварийности по этой причине.

Таким образом, за рубежом, в отличие от РФ, проводится большая работа по обеспечению надежности трансформаторов при КЗ.

Заключение. Парк трансформаторов в РФ стареет. Заводы России осваивают новые, не свойственные им ранее типы трансформаторов, в том числе самые мощные и ответственные, с применением новых технических решений без проведения их испытаний на стойкость при КЗ, часто без квалифицированной экспертизы специалистов. На заводах снижается квалификация разработчиков трансформаторов по вопросам

стойкости при КЗ по ряду причин (резкое снижение объема испытаний, отсутствие техучебы и т.д.). Возрастает фактически бесконтрольный (без экспертизы специалистов по стойкости при КЗ) импорт трансформаторного оборудования. Государственные стандарты устарели, при этом отменена обязательность их применения, разработка Федерального закона — Технического регламента по безопасности высоковольтного электрооборудования затягивается.

В МЭК утвержден новый вариант стандарта на стойкость при КЗ, поставивший равенство между испытаниями и расчетным подтверждением стойкости при КЗ. Несмотря на то, что Россия проголосовала против нового стандарта МЭК из-за его менее строгого нормирования требований стойкости трансформаторов при КЗ, чиновники, заинтересованные в упрощении процедуры сертификации трансформаторов отечественного и зарубежного производства, предпринимают попытки его прямого применения в РФ, что недопустимо. К сожалению, влияние таких чиновников ощущается в ходе очередного пересмотра стандарта ГОСТ 11677–85 и разработки Технического регламента.

Катастрофически возрастает число типов трансформаторов, не имеющих успешно испытанных прототипов. Назрела необходимость совершенствования методов расчета и экспертизы.

В настоящее время из-за резкого снижения объема испытаний существующие в РФ испытательные стенды приходят в упадок. Пока еще теплится работа на стендах ВЭИ, НИЦ ВВА, УЭТМ, «Электрозавод», но полностью пришел в нерабочее состояние стенд МИС г. Тольятти, один из самых мощных в мире. Если после

принятия ряда экстренных мер и удастся восстановить требуемый объем испытаний трансформаторов мощностью до 125 МВ·А, то на долгие годы в РФ более мощные трансформаторы испытывать будет негде. А нужда испытывать их рано или поздно придет. Поэтому уже сейчас необходимо принципиально решать, где и когда нужно организовывать испытания мощных трансформаторов (восстанавливать стенд в Тольятти или организовывать новый, например, в Белом Расте или в Истре). Чем раньше поставить и решить этот вопрос, тем менее болезненно будет ощущаться отсутствие испытательной базы для мощных трансформаторов.

Положение в России по проблеме стойкости трансформаторов при КЗ контрастирует с положением в развитых зарубежных странах, в которых проводится большое число испытаний, вводятся в работу новые испытательные стенды. А ведь в СССР проблеме стойкости при КЗ уделялось такое же внимание, как и в передовой в этом отношении Франции.

Отсутствие решения в ближайшие годы этих проблем будет способствовать снижению технического уровня, безопасности и конкурентоспособности отечественных трансформаторов. Необходимо довести до понимания руководителей РАО «ЕЭС России», энергосистем, подстанций, руководителей производства, испытательных стендов, специалистов по трансформаторам в сферах производства и эксплуатации тревожное состояние всех основных аспектов проблемы электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ. Если такое понимание возникает, то при помощи специалистов по стойкости при КЗ возникнут и действия, которые позволят смягчить и предотвратить возможное развитие аварийной ситуации в энергетике РФ.

Библиография

1. *Аветиков Г.В., Левицкая Е.И., Попов Е.А.* Импульсное дефектографирование трансформаторов при испытаниях на электродинамическую стойкость. *Электротехника.* 1978. № 4.
2. *Агеносов А.В., Рogaцкий М.А.* Устройство для записи напряженности магнитного поля рассеяния. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы.* 1978. Вып. 2(82).
3. *Алиевский Б.Л., Орлов В.Л.* Расчет параметров магнитных полей осесимметричных катушек. М.: Энергоатомиздат. 1983.
4. *Аликин С.В., Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Филатова М.А.* Диагностика обмоток силовых трансформаторов методом низковольтных импульсов. *Электротехника.* 1991. № 12.
5. *Амромин А.Л.* Исследование и разработка методов расчета индуктивных параметров рассеяния мощных преобразовательных трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. тех. наук. М. 1974.
6. *Апакин А.В., Ашавин В.Т., Белов П.В. и др.* Результаты испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 на стойкость при коротком замыкании. *Электротехника.* 1987. № 4.
7. *Апакин А.В., Ашавин В.Т., Дробышевский А.А. и др.* Исследование электродинамической стойкости трансформаторов массовых серий и предельных мощностей. Тезисы докладов VII Всесоюзн. научно-техн. конф. по трансформаторостроению. Запорожье. 1985. М.: Информэлектро. 1985.
8. *Аронзон Г.С.* Электродинамические усилия в трансформаторах. Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. 1970. № 1.
9. *Афанасьев М.А., Игонин Г.В., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Устройство для исследования элементов конструкции мощных трансформаторов при действии осевых динамических сил. *Электротехника.* 1985. № 6.
10. *Бабис Р.С., Хубларов Н.Н.* Проектная оптимизация трансформаторов на ЦВМ. *Электричество.* 1970. № 4.
11. *Басс М.А., Попов Г.В., Смагин А.П. и др.* Отраслевая система автоматизированного проектирования трансформаторов класса 10–35 кВ. Тезисы докладов VII Всес. научн.-техн. конф. по трансформаторостроению. Запорожье. 1985. М.: Информэлектро. 1985.
12. *Береза В.Л., Иванков В.Ф.* Методика и алгоритм программы ускоренного расчета магнитного поля трансформатора. *Электротехника.* 1976. № 4.
13. *Бики М.А., Цуканов А.М.* Расчет электромагнитных сил, действующих на насыщенные элементы магнитной цепи. *Электротехника.* 1975. № 4.
14. *Бинс К., Лауренсон П.* Анализ и расчет электрических и магнитных полей. М.: Энергия. 1970.
15. *Богомолов В.С., Львов Ю.Н., Кохан П.Г.* Кратности токов короткого замыкания в цепях автотрансформаторов 220 и 500 кВ. *Электричество.* 1981. № 1.
16. *Боднар В.В., Кохан П.Г., Науменко Л.В.* Исследование радиальной устойчивости внутренних обмоток трансформаторов. *Электротехника.* 1976. № 4.
17. *Бородай И.А., Нагорный П.Л., Бунина Д.Г.* Исследование прочности обмоточных проводов силовых трансформаторов. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы.* 1984. Вып. 1(147).
18. *Бородай И.А., Нагорный П.Л., Бунина Д.Г.* Определение условного предела текучести деформированной проводниковой меди при неполном отжиге по данным регистрации предела прочности. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого*

- напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1984. Вып. 3(149).
19. *Бородай И.А., Науменко А.К., Колесник И.А.* Устройство для динамических испытаний элементов прессуемой конструкции трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы 1984. Вып. 3(149).
20. *Бородулин Ю.Б., Бунин А.Г., Попов Г.В., Соловьев М.Л.* Организация информационно-поисковой системы в трансформаторостроении. Электротехника. 1986. № 6.
21. *Бородулин Ю.Б., Горбунцов А.Ф., Шурыгин М.Н.* Расчет трехмерного магнитного поля численным методом с использованием векторного магнитного потенциала. Изв. вузов. Электромеханика. 1986. № 1.
22. *Бородулин Ю.Б., Гусев В.А., Попов Г.В.* Автоматизированное проектирование силовых трансформаторов. М.: Энергоатомиздат. 1987.
23. *Бородулин Ю.Б., Попов Г.В., Лапин А.Н.* Вопросы технологии автоматизированного проектирования трансформаторов 10–110 кВ на базе САПР. Изв. вузов Электромеханика. 1984. № 8.
24. *Борю Н.В., Калайда Г.И., Кошель С.А.* Расчет на ЭЦВМ «Урал-1» поля рассеяния силового трансформатора с учетом влияния ферромагнитных конструкций. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1966. Вып. 271.
25. *Борю Ю.И., Стенина М.А.* К вопросу об электродинамической устойчивости силовых трехобмоточных трансформаторов. Электротехника. 1971. № 12.
26. *Борю Ю.И., Стенина М.А.* Расчет поля рассеяния трансформаторов с автоматической разбивкой обмоток на зоны. Электротехника. 1972. № 3.
27. *Булгаков Н.И.* Расчет трансформаторов. М.: ГЭИ. 1950.
28. *Бунин А.Г., Виногреев М.Ю.* Расчет распределения токов в трансформаторах с многопараллельными винтовыми обмотками в установившихся режимах. Изв. вузов. Электромеханика. 1985. № 2.
29. *Бунин А.Г., Желонин В.А.* Расчет электродинамической стойкости обмоток в системе автоматизированного проектирования силовых трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1984. Вып. 1(147).
30. *Бунин А.Г., Конторович Л.Н., Виногреев М.Ю.* Расчет распределения токов и напряжений в обмотках трансформаторов. Электротехника. 1977. № 4.
31. *Бухгольц Г.* Расчет электрических и магнитных полей. М.: Изд-во иностранной литературы. 1961.
32. *Вайсман Н.Г., Иванков В.Ф., Мильман Л.И., Козырь В.И.* Использование ВМ для расчета обмоток трансформаторов на радиальную прочность и устойчивость. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1978. Вып. 8.
33. *Варюшенко Г.А., Попов А.В., Жилыев Т.Б.* Исследование возможности использования препрегов и премиксов в качестве изоляции в аппаратах высокого напряжения. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1983. Вып. 6(140).
34. *Васильев А.Б.* Магнитное поле и электродинамическая стойкость осесимметричных обмоток реакторов и трансформаторов в режимах КЗ и ХХ. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. тех. наук. М.: ВЭИ. 1990.
35. *Васильев А.Б., Зенова В.П., Лурье А.И. и др.* Вопросы расчета магнитного поля и электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ. Тезисы докладов 8-й Всес. науч.-технич. конф. по трансформаторостроению. Запорожье. 1990.
36. *Васильев А.Б., Лурье А.И.* Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости трансформатора при бросках намагничивающего тока. Электричество. 1992. № 1.
37. *Васильев А.Б., Лурье А.И., Паниbrateц А.Н.* Численно-аналитический метод расчета осесимметричного поля и электродинамических сил в обмотках трансформаторов в режимах

- КЗ и ХХ. Тезисы докладов Всес. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, силовоточной и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1990.
38. *Васильев А.Б., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Петрова Л.Г.* Расчетные исследования оптимальных по осевым силам соотношений размеров и расположения обмоток трансформаторов. Тезисы докладов Всес. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, силовоточной и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1990.
39. *Васютинский С.Б.* Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия. 1970.
40. *Видмар М.* Трансформаторы. М.: ГОНТИ. 1931.
41. *Воеводин И.Д., Бунин А.Г., Конторович Л.Н., Виногреев М.Ю.* Основные направления и принципы создания САПР крупных силовых трансформаторов. Труды ВНИИ электромеханики. 1982. № 71.
42. *Воеводин И.Д., Матвиенко В.К., Мелешко И.Ю.* Состояние и перспективы развития трансформаторостроения. Электротехника. 1986. № 6.
43. *Воеводина М.А., Козлов В.А., Нестриженый В.И. и др.* Влияние механических характеристик и склейки проводов на радиальную устойчивость сжимаемых обмоток. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1976. Вып. 11(67).
44. *Воронцова Л.А., Мильман Л.И.* Динамическая устойчивость обмоток трансформаторов из алюминиевого сплава АЕ-1. Электротехника. 1966. № 10.
45. *Вылеток О.Н., Лурье А.И.* Расчет вибраций шунтирующих реакторов. Электротехника. 1972. № 1.
46. *Вылеток О.Н., Лурье А.И.* Методика расчета осевых вибраций в применении к шунтирующим реакторам. Электротехника. 1971. № 12.
47. *Герасимова Л.С., Дейнега И.А., Пшеничный Г.И.* Технология и механизация производства обмоток и изоляции силовых трансформаторов. Трансформаторы. Вып. 35. М.: Энергия. 1979.
48. *Городецкая Г.М., Борю Н.В., Иванков В.Ф.* Моделирование магнитных полей рассеяния крупных силовых трансформаторов на сеточных моделях. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 7(51).
49. *Горшунов В.Ю., Конов Ю.С., Хубларов Н.Н.* Расчет механической устойчивости обмоток мощных трансформаторов при коротких замыканиях. Электрические станции 1983. № 2.
50. *Горшунов В.Ю., Конов Ю.С., Сергеев А.В., Хубларов Н.Н.* Облегченное устройство для электродинамических испытаний полноразмерных обмоток мощных трансформаторов. Электрические станции. 1984. № 12.
51. *Горшунов В.Ю., Капустин Д.* «Электродинамическая стойкость силовых трансформаторов недостаточна» — говорят испытатели и предлагают свой план действий. Новости электротехники. 2004. № 3(21).
52. *Григорьев И.Б., Степенко О.Н.* Электромагнитные исследования распределительных трансформаторов с обмотками НН из алюминиевой ленты. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1982. Вып. 9(131).
53. *Лукасян М.Г., Чилингарян Р.К., Вартамян Э.Г.* Вопросы электродинамической устойчивости трансформаторов с обмотками из алюминиевой фольги. Тр. Всес. научно-иссл. и проектно-конструкторского института комплексного электрооборудования. 1975. № 7.
54. *Данильчук А.А.* Расчет магнитного поля и параметров несимметричной системы обмоток в кольцевой полости прямоугольного сечения. Электричество. 1987. № 2.
55. *Данильчук А.А.* Расчет магнитного поля и параметров бронированного реактора. Электричество. 1985. № 6.
56. *Данильчук А.А.* Электромагнитные процессы в двухобмоточном

- реакторе со сверхпроводящей обмоткой. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1982.
57. Демирчян К.С., Чечурин В.Л. Машинные расчеты электромагнитных полей. М.: Высшая школа. 1986.
58. Долгополов А.Г., Шлегель О.А., Червяков В.А. и др. Мощный сетевой стенд в г. Тольятти для испытаний и исследований электрооборудования на напряжение до 1150 кВ. Сб. докл. III симпозиума «Электротехника-2010 год. Наука, производство, рынок». Т. 2. М.: ВЭИ-ТРАВЕК. 1995.
59. Дробышевский А.А. Теоретические и экспериментальные исследования поведения трансформаторов при коротком замыкании с целью снижения материалоемкости их конструкции. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1983.
60. Дробышевский А.А., Горшков М.П., Левицкая Е.И. Снижение металлоемкости трансформаторов массовых серий средней мощности. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1981. Вып. 8.
61. Дробышевский А.А., Зенова В.П., Левицкая Е.И. и др. Вопросы современной международной и российской стандартизации в области электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях. Сб. докл. IV симпозиума «Электротехника-2010 год. Наука, производство, рынок». Т. 2. М.: ВЭИ-ТРАВЕК. 1997.
62. Дробышевский А.А., Игошин Г.В., Лурье А.И. Исследование электродинамической стойкости элементов конструкции трансформаторов при помощи моделирования в устройстве РОСТ-М. Электротехника. 1978. № 10.
63. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Стандарт на методы динамических испытаний трансформаторов на стойкость при коротком замыкании, его внедрение в практику проведения испытаний в ВЭИ им. В.И. Ленина. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 8.
64. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания. Электротехника. 1978. № 4.
65. Дробышевский А.А., Лурье А.И. Расчет собственных частот обмоток трансформаторов. Электротехника. 1980. № 7.
66. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Исследование электродинамической стойкости трансформаторов со слоевыми обмотками. Электротехника. 1988. № 7.
67. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Влияние силы прессовки обмоток на поведение трансформаторов при КЗ. Электротехника. 1979. № 11.
68. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И. Измерение податливости опорных конструкций обмоток трансформаторов. Электротехника. 1985. № 7.
69. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И. Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1986. № 6.
70. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н. Расчет осевых сил при КЗ в обмотках трансформаторов с учетом податливости опорных конструкций. Электротехника. 1988. № 1.
71. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Андреев Д.В., Бельцер В.Р. Диагностика деформаций обмоток силовых трансформаторов и реакторов методом низковольтных импульсов. Электротехника. 1997. № 3.
72. Дулькин И.Н., Зенова В.П., Лурье А.И. и др. Тепловой расчет обмоток в новой системе программ по тепловому и электродинамическому расчету трансформаторов (РЭСТ-Т). Тезисы докладов конференции по шунтирующим реакторам и распределительным трансформаторам. М. Холдинг-овая компания «Электрозавод». 1994.
73. Дулькин И.Н., Зенова В.П., Лурье А.И. и др. Новые возможности и области применения системы программ по тепловому и электродинамическому расчету трансформаторов

- (РЭСТ-Т). Сб. научных трудов ВЭИ «Тепловые процессы в электротехническом оборудовании». М.: ВЭИ. 1996.
74. *Елагин В.Н., Зенова В.П., Коробов О.Г. и др.* Броски токов включения трансформаторов и определение остаточной индукции в стержнях. Тезисы докл. конференции по шунтирующим реакторам и распределительным трансформаторам. М. Холдинговая компания «Электрозавод». 1994.
75. *Елагин В.Н., Коробов О.Г., Лурье А.И., Панибратец А.Н.* Устройство для измерения магнитного поля рассеяния трансформаторов. Патент РФ № 2097779.
76. *Зайцев В.А., Лурье А.И., Шлегель О.А.* Способ испытаний силовых трансформаторов на электродинамическую стойкость при КЗ и устройство для его осуществления. А.с. 1442943 (СССР). Б.И. 1988. № 45.
77. *Зенова В.П., Иванова Н.С., Лурье С.И., Мильман Л.И.* Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей. Электричество. 1971. № 10.
78. *Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. и др.* Методика и система программ расчета электродинамической стойкости обмоток трансформаторов при коротком замыкании. Тезисы докладов Всес. научно-техн. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, силовоточной и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1990.
79. *Зенова В.П., Коробов О.Г., Лурье А.И. и др.* Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.
80. *Зенова В.П., Левицкая Е.И., Лурье А.И. и др.* Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов. Электротехника. 1996. № 8.
81. *Зенова В.П., Левицкая Е.И., Мильман Л.И.* Усовершенствование методики испытаний трансформаторов и моделей на стойкость при коротких замыканиях. Научно-техн. конф. по трансформаторам стран СЭВ. Будапешт. 1976.
82. *Зенова В.П., Лурье С.И., Мильман Л.И.* Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1975. № 4.
83. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Исследование устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода. Электротехника. 1978. № 4.
84. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.* Пути повышения электродинамической стойкости мощных трансформаторов при КЗ. Тезисы докладов на Всес. науч.-техн. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной силовоточной и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1986.
85. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.* Тангенциальные силы в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Тезисы докладов на Всес. науч.-техн. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, силовоточной и полупроводниковой техники». М. ВЭИ. 1990.
86. *Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Савельев М.П.* Расчет динамической стойкости обмоток трансформаторов: токи короткого замыкания, поля рассеяния, осевые и радиальные усилия, применение ЦВМ. Науч.-техн. конф. по трансформаторам стран СЭВ. Будапешт. 1976.
87. *Зенова В.П., Лурье А.И.* Об электродинамической стойкости при коротких замыканиях трансформаторов с алюминиевыми обмотками. Электротехника. 1980. № 7.
88. *Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Петрова Л.Г.* Система РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов распределительных трансформаторов. Результаты расчета электродинамической стойкости трансформаторов МЭЗ. Тезисы докладов Конф. по шунтирующим реакторам и распределительным трансформаторам. М.:

Холдинговая компания «Электрозавод». 1994.

89. *Зенова В.П., Мильман Л.И.* Использование моделей для оценки радиальной устойчивости сжимаемых обмоток трансформаторов. *Электротехника*. 1976. № 4.

90. *Зенова В.П., Лурье А.И., Славин Г.А.* К расчету тока короткого замыкания трансформаторов. *Электротехника*. 1989. № 4.

91. *Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Петрова Л.Г.* Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов распределительных трансформаторов. Сб. докладов III симпозиума «Электротехника-2010 год. Наука, производство, рынок». Т. 1. М.: ВЭИ-ТРАВЕК. 1995.

92. *Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н.* Совершенствование методов и норм расчета трансформаторов на стойкость при коротких замыканиях. Сб. докладов IV симпозиума «Электротехника-2010 год. Наука, производство, рынок». Т. 1. М.: ВЭИ-ТРАВЕК. 1997.

93. *Злобинский Э.Л., Савин А.П.* Расчет электродинамической сдвигающей силы в обмотках трансформаторов. *Электричество*. 1994. № 3.

94. *Иванков В.Ф.* Расчет магнитного поля рассеяния трансформаторов с учетом дискретных ферромагнитных элементов конструкции. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1979. Вып. 12(104).

95. *Иванков В.Ф.* Численно-аналитические методы расчета магнитного поля силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. Киев, 1979.

96. *Иванков В.Ф. и др.* Минимизация времени расчета на ЭЦВМ магнитного поля трансформаторов. *Электротехнич пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1976. Вып. 8.

97. *Иванков В.Ф., Кириллов В.М.* Синтез магнитного поля трансформаторного устройства. *Техническая электродинамика*. 1988. № 1.

98. *Иванков В.Ф., Нижник А.П.* Численно-аналитические методы расчета электромагнитного поля трансформатора. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1980. Вып. 8.

99. *Иванова Н.С., Мильман Л.И.* Расчет на ЭЦВМ механических напряжений растяжения и сжатия в обмотках трансформаторов. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1972. Вып. 2(11).

100. *Иванов-Смоленский А.В.* Электромагнитные силы и преобразование энергии в электрических машинах. М.: Высшая школа. 1989.

101. *Иванов-Смоленский А.В., Абрамкин Ю.В., Власов А.И., Кузнецов В.А.* Универсальный метод расчета электромагнитных процессов в электрических машинах. Под. ред. Иванова-Смоленского А.В. М.: Энергоиздат. 1986.

102. *Игонин Г.В.* Физические модели для исследования электродинамической стойкости узлов трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1979.

103. *Игонин Г.В., Конов Ю.С., Лурье С.И., Хубларов Н.Н.* Устройство для электродинамических испытаний трансформаторов («ДИНА»). А.с. 690941 (СССР).

104. *Игонин Г.В., Лурье А.И.* Расчет электромагнитных сил взаимодействия двух шин или соосных катушек. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1976. Вып. 12(68).

105. *Игонин Г.В., Лурье А.И.* Устройство для электродинамических испытаний обмоток трансформатора и системы их креплений. А.с. 574685 (СССР). Б.И. 1977. № 36.

106. *Игонин Г.В., Лурье А.И.* Устройство для испытаний элементов конструкций трансформаторов. А.с. 647598 (СССР). Б.И. 1979. № 6.

107. *Алексенко Г.В., Ашрятов А.К., Веретей Е.А., Фрид Е.С.* Испытания мощных трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1978.

108. *Кадавид Р.Э.* Магнитное поле и стойкость при коротком замыкании распределительных трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1995.
109. *Кадавид Р.Э., Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н.* Исследование стойкости при коротком замыкании распределительных трансформаторов с прямоугольными обмотками. *Электротехника.* 1997. № 4.
110. *Карасев В.В.* Прибор для осциллографирования полей рассеяния трансформаторов. *Вестник электропромышленности.* 1963. № 3.
111. *Карасев В.В.* Устройство для измерений переменных магнитных полей рассеяния в электрических машинах и трансформаторах. А.с. 147671 (СССР). Б.И. 1962. № 11.
112. *Карасев В.В., Лейтес Л.В.* Упрощенный расчет магнитного поля рассеяния трансформаторов. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы.* 1963. № 10.
113. *Карасев В.В., Лейтес Л.В.* Об электромагнитном рассеянии обмоток трансформаторов. *Электричество.* 1983. № 9.
114. *Кириллов В.М.* Испытания обмоток трансформаторов в электродинамических устройствах без магнитной системы. *Техническая электродинамика.* 1988. № 6.
115. *Козаченко В.М.* Устройство для осевой прессовки обмоток индукционных аппаратов. А.с. 1415247 (СССР). Б.И. 1988. № 29.
116. *Колесник И.А., Науменко А.К.* Об особенностях расчета и проектирования прессующих конструкций силовых трансформаторов. *Проблемы машиностроения.* 1991. № 36.
117. *Конов Ю.С.* Исследование электродинамической стойкости и разработка методов испытаний силовых трансформаторов при коротких замыканиях, сопровождающихся насыщением магнитопровода. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1979.
118. *Конов Ю.С.* Короткое замыкание трансформаторов, сопровождающееся насыщением магнитопровода. *Электротехника.* 1978. № 4.
119. *Конов Ю.С., Короленко В.В.* Устройство для испытаний силовых трансформаторов на динамическую стойкость. А.с. 1357881 (СССР). Б.И. 1987. № 45.
120. *Конов Ю.С., Короленко В.В., Левченко В.В.* Внезапное включение невозбужденного силового трансформатора на короткое замыкание. *Электрические станции.* 1972. № 7.
121. *Конов Ю.С., Короленко В.В., Хубларов Н.Н.* Классификация деформаций мощных трансформаторов при внешних коротких замыканиях. *Электрические станции.* 1983. № 3.
122. *Конов Ю.С., Короленко В.В., Хубларов Н.Н.* Общее состояние дел в части испытаний мощных трансформаторов на стойкость при КЗ. Тезисы докладов 6-й Всес. научно-технич. конф. «Задачи трансформаторостроения в 11 пятилетке». М.: Информэлектро. 1980.
123. *Конов Ю.С., Крайз А.Г., Левченко В.Т. и др.* Повышение электродинамической стойкости силовых трансформаторов класса 110 кВ. *Электрические станции.* 1975. № 8.
124. *Конов Ю.С., Крайз А.Г., Левченко В.Т. и др.* Экспериментальные исследования стойкости высоковольтных трансформаторов при коротких замыканиях. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы.* 1975. Вып. 8(52).
125. *Конов Ю.С., Левченко В.Т., Языков В.И.* Исследование электродинамической стойкости силовых трансформаторов. *Электрические станции.* 1974. № 6.
126. *Конов Ю.С., Лурье А.И., Могузов В.Ф., Хубларов Н.Н.* Испытательный трансформатор (с реактором). А.с. 1045176 (СССР). Б.И. 1983. № 36.
127. *Конов Ю.С., Могузов В.Ф., Хубларов Н.Н.* Основные вопросы контроля и обеспечения стойкости мощных трансформаторов при коротких замыканиях. *Электрические станции.* 1981. № 3.
128. *Конов Ю.С., Могузов В.Ф., Хубларов Н.Н.* Рецензия на книгу Л.В. Лейтеса «Электромагнитные рас-

- четы трансформаторов и реакторов». (М.: Энергия, 1981.) Электричество. 1981. № 9.
129. Конов Ю.С., Хубларов Н.Н. Полноразмерные модели для исследования электродинамической стойкости крупных трансформаторов. Электрические станции. 1980. № 3.
130. Конов Ю.С. и др. Способ испытаний индукционных аппаратов на стойкость при КЗ и устройство для его осуществления. А.с. 1415208 (СССР). Б.И. 1988. № 29.
131. Конторович Л.Н., Кирпичевский С.Г., Желонин В.А., Илиевская С.А. Пакет прикладных программ для автоматизации исследований электромагнитных и тепловых полей методом конечных элементов. Тезисы докладов Всес. конф. молодых специалистов по трансформаторостроению и высоковольтному аппаратостроению. М.: Информэлектро. 1981.
132. Конторович Л.Н. и др. Многокритериальная оптимизация силовых трансформаторов в условиях автоматизированного проектирования. Техническая электродинамика. 1987. № 2.
133. Корбут Б.А., Кузнецов А.Г., Лазарев В.И., Мильман Л.И. Переходный процесс потери радиальной устойчивости внутренней обмотки трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1980. № 7.
134. Корбут Б.А., Кузнецов А.Г., Мильман Л.И. Исследование местной осевой устойчивости внутренней обмотки трансформатора. Электротехника. 1981. № 5.
135. Корбут В.А., Лазарев В.И. Радиальная устойчивость сжимаемых обмоток трансформаторов при работе за пределом упругости. Электротехника. 1979. № 1.
136. Кохан П.Г. Влияние начального изгиба на радиальную устойчивость сжимаемых обмоток трансформаторов. Электротехника. 1982. № 11.
137. Кохан П.Г., Сорока М.В. О предельных мощностях транспортабельных трансформаторов с точки зрения обеспечения динамической стойкости. Тезисы докладов Всес. конф. молодых специалистов по трансформаторостроению и высоковольтному аппаратостроению. М.: Информэлектро. 1981.
138. Кохан П.Г., Лазарев В.И., Дубинин Ю.А. и др. Изучение радиальной устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода со склеенными элементарными проводниками на физических моделях. Техническая электродинамика. 1988. № 6.
139. Кохан П.Г., Лазарев В.И., Зайцев В.А. и др. Влияние затухания тока к.з. на радиальную устойчивость обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1991. № 6.
140. Кубарев Л.П., Тарле Г.Е. Расчеты на ЭЦВМ при модернизации трансформаторов. В сб. «Модернизация электроэнергетического оборудования». М.: Энергия. 1970.
141. Кузнецов В.А. Физическое и математическое моделирование электрических машин. «Итоги науки и техники». Сер. Электрические машины и трансформаторы. М.: ВИНТИ АН СССР. 1981. № 3.
142. Кулда Н. Усилия в мощных трансформаторах при коротком замыкании. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. Вып. 3. Л.: ГЭИ. 1960.
143. Куликовский И.Ф. Метод расчета осевых усилий короткого замыкания в трансформаторах, приспособленный для программирования на ЦВМ. Archiwum elektrotechniki (Polska). 1964. С. 773–795.
144. Кырстя Д. Экспериментальное определение осевых усилий в силовых трансформаторах. Electrotechnica. 1964. № 7 (рум). Пер. ВИНТИ № 4772814.
145. Лазарев В.И. Радиальная устойчивость обмоток трансформаторов со склеенными проводниками. Техническая электродинамика. 1991. № 4.
146. Лазарев В.И., Дубинин Ю.И., Семусева В.П., Сорока М.В. Осевые колебания обмоток трансформаторов под общим прессующим кольцом. Техническая электродинамика. 1993. № 1.
147. Лазарев В.И., Науменко Л.В. Механизм влияния упрочнения про-

- водов на радиальную устойчивость обмоток трансформаторов. Электротехника. 1989. № 5.
148. *Лазарев В.И., Науменко Л.В.* Радиальная устойчивость цилиндрических обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1990. № 6.
149. *Лазарев В.И., Носачев В.А.* Осевая устойчивость катушечных обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1989. № 2.
150. *Лазарев В.И., Носачев В.А., Счастливы Г.Г.* Свободные осевые колебания обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1988. № 4.
151. *Лазарев В.И., Носачев В.А., Кравченко А.Н.* Вынужденные осевые колебания обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1989. № 1.
152. *Лазарев В.И., Руцак В.Е.* Исследование форм радиальной неустойчивости обмоток трансформаторов. Электротехника. 1984. № 9.
153. *Лазарев В.И., Руцак В.Е.* О радиальной устойчивости обмоток трансформаторов. Электротехника. 1986. № 4.
154. *Лазарев В.И., Руцак В.Е.* Радиальная устойчивость обмоток трансформаторов при динамическом нагружении. Электротехника. 1981. № 9.
155. *Лазарев В.И., Руцак В.Е., Сорока М.В.* Радиальная устойчивость обмоток трансформаторов. Техническая электродинамика. 1991. № 1.
156. *Лазарев В.И., Семусева В.П.* Уравнения осевых колебаний обмоток трансформаторов, учитывающие неравномерность распределения сил по окружности. Электротехника. 1990. № 2.
157. *Лазарев В.И., Сорока М.В.* Устойчивость стержня с винтовой осью при комбинированном нагружении. Проблемы прочности. 1990. № 3.
158. *Лазарев В.И., Сорока М.В.* Экспериментальные исследования осевой устойчивости дисковых катушечных обмоток трансформаторов. Электротехника. 1984. № 10.
159. *Лазарев В.И. и др.* Переходный процесс потери радиальной устойчивости внутренней обмотки трансформатора при коротком замыкании. Электротехника. 1980. № 7.
160. *Левенштейн М.В., Френкель В.Ю.* Расчет токов в автотрансформаторах с РПН при коротком замыкании на регулировочной обмотке. Электротехника. 1974. № 4.
161. *Левицкая Е.И., Лурье А.И.* Индикация повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую прочность. Электротехника. 1964. № 5.
162. *Левицкая Е.И., Лурье А.И.* Электродинамическая прочность трансформаторов I-II габаритов со слоевыми обмотками. Электротехника. 1967. № 4.
163. *Левицкая Е.И., Лурье А.И.* Устройство для испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость при КЗ. А.с. 1335904 (СССР). Б.И. 1986. № 2.
164. *Левицкая Е.И., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротких замыканиях и пути ее повышения. Тезисы докладов Всес. научно-техн. конф. «Ленинский план электрификации СССР в действии». М.: ВЭИ. 1981.
165. *Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.* Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях. Электротехника. 2001. № 9.
166. *Лейтес Л.В.* Расчет механической прочности трансформаторов. Энергетика за рубежом. Вып. 1. Под ред. А.Г. Крайза. М.: ГЭИ. 1958.
167. *Лейтес Л.В.* Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1981.
168. *Лейтес Л.В., Пинцов А.М.* Схемы замещения многообмоточных трансформаторов. М.: Энергия. 1974.
169. *Либкинд М.С.* Механические силы в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ЭНИН АН СССР. 1944.
170. *Либкинд М.С.* Механические силы в обмотках трансформаторов. Электричество. 1945. № 9.

171. *Линова Л.С., Соколова Л.И., Грановская В.Н.* Деформационные свойства жесткого картона в процессе обработки обмоток силовых трансформаторов. *Электротехника*. 1987. № 3.
172. *Лурье А.И.* Исследование и применение математического моделирования магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1965.
173. *Лурье А.И.* Моделирование магнитных полей трансформаторов. *Электротехника*. 1965. № 7.
174. *Лурье А.И.* Математическое моделирование магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге. *Электричество*. 1965. № 10.
175. *Лурье А.И.* Метод приближенного расчета осевой составляющей магнитного поля рассеяния трансформаторов. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1974. Вып. 11(43).
176. *Лурье А.И.* Осевые усилия в обмотках трансформаторов. *Электричество*. 1972. № 4.
177. *Лурье А.И.* О точности измерений градиентов двойными зондами при математическом моделировании полей. *Электричество*. 1970. № 2.
178. *Лурье А.И.* Погрешности математического моделирования полей из-за неоднородности электропроводящей бумаги. *Электротехника*. 1970. № 12.
179. *Лурье А.И.* Токи переходного процесса короткого замыкания трехобмоточного трансформатора. *Электротехника*. 1975. № 4.
180. *Лурье А.И.* Устройство для испытания катушек трансформатора. А.с. 148850 (СССР). Б.И. 1962. № 14.
181. *Лурье А.И.* Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротком замыкании и пути ее повышения. *Электротехника*. 1975. № 8.
182. *Лурье А.И.* Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом. *Электрические станции*. 1971. № 6.
183. *Лурье А.И.* Об определении максимального тока при включении цепи RL на переменное напряжение. *Электричество*. 1997. № 12.
184. *Лурье А.И.* Ударный ток трансформаторов и реакторов при коротком замыкании с учетом добавочных потерь. *Электричество*. 2001. № 2.
185. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Механические свойства трансформаторного электрокартона. *Вестник электропромышленности*. 1963. № 1.
186. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Механические характеристики изоляционных материалов обмоток трансформаторов. *Электротехника*. 1964. № 4.
187. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Проводниковые материалы при динамическом изгибе. *Электротехника*. 1966. № 9.
188. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. *Электричество*. 1965. № 8.
189. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек. *Электричество*. 1971. № 9.
190. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Устройство для испытания на изгиб металлических образцов. А.с. 166959 (СССР). Б.И. 1964. № 4.
191. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Устройство для испытаний катушек трансформатора. А.с. 185395 (СССР). Б.И. 1966. № 17.
192. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании. *Электротехника*. 1985. № 12.
193. *Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.* Физическое моделирование и ЭВМ в проблеме электродинамической стойкости трансформаторов. *Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы*. 1981. Вып. 8(121).
194. *Лурье А.И., Савельев М.П.* Динамические осевые усилия в об-

- мотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 6.
195. *Лурье А.И., Савельев М.П.* Расчет осевых усилий трансформаторов на ЭЦВМ «Минск-22» Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1971. Вып. 6.
196. *Лурье А.И., Савельев М.П., Хубларов Н.Н.* Подготовка и контроль исходных данных и представление результатов в новой программе расчета поля рассеяния трансформаторов на ЭЦВМ «Минск-22». Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1971. Вып. 6.
197. *Лурье А.И., Шлегель О.Г.* Измерение отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов. Электротехника. 1991. № 12.
198. *Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.* Работа трехфазной группы трансформаторов с различными значениями напряжения КЗ. Электрические станции. 2002. № 7.
199. *Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П. и др.* Серия нейтралеров типа ФМЗО для работы с управляемыми подмагничиванием дугогасящими реакторами серии РУОМ в распределительных сетях с изолированной нейтралью. Электротехника. 2003. № 1.
200. *Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.* Электродинамическая стойкость при КЗ управляемых подмагничиванием дугогасящих реакторов типа РУОМ. Электротехника. 2003. № 1.
201. *Львов Ю.Н., Богомолов В.С.* Вероятности возникновения предельных токов короткого замыкания в автотрансформаторах напряжением 220–750 кВ. Электричество. 1991. № 3.
202. *Львов Ю.Н., Богомолов В.С., Дорф Г.А., Кохан П.Г.* Исследование токов короткого замыкания в цепях автотрансформаторов 220–750 кВ. Электрические станции. 1987. № 2.
203. *Львов Ю.Н., Хубларов Н.Н.* Опасные воздействия токов к.з. при АПВ на обмотки автотрансформаторов. Электрические станции. 1990. № 9.
204. *Львов Ю.Н., Хубларов Н.Н.* Проблема старых трансформаторов: заблуждения, трудности, пути решения. Тезисы докладов 8-й Всес. конф. по трансформаторостроению. Запорожье. 1990.
205. *Львов М.Ю. и др.* Развитие системы диагностики силовых трансформаторов. Электрические станции. 2004. № 10.
206. *Ляшенко В.Д.* Повышение эффективности использования испытательных трансформаторов в лабораториях больших мощностей. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 6.
207. *Макарова А.В.* Обобщенный метод оптимального проектирования трансформаторов и реакторов с прямоугольным сечением магнитопровода. Дисс. на соиск. уч. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1995.
208. *Манькин Э.А.* Перспективы построения трансформаторов предельных мощностей и напряжений для передач постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока. 1960. № 6.
209. *Манькин Э.А.* Расчет реакторов со стальным магнитопроводом и зазорами. Электричество. 1959. № 7.
210. *Манькин Э.А.* Электромагнитные расчеты трансформаторов, реакторов и ускорителей заряженных частиц. Доклад к защите на соиск. уч. степ. докт. техн. наук. М.: ВЭИ. 1965.
211. *Манькин Э.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Итоги исследования электродинамической прочности трансформаторов при действии усилий короткого замыкания. Сб. докл. научно-техн. конф. «Современное состояние отечественного трансформаторостроения и перспективы его развития». М.: ВНИИЭМ. 1966.
212. *Манькин Э.А., Рывкин А.М.* О проекте стандарта «Методы испытаний силовых трансформаторов». Электротехника. 1964. № 5.

213. *Марквардт Е.Г.* Электромагнитные расчеты трансформаторов. М.: ОНТИ. 1938.
214. *Марквардт Е.Г., Гусаков В.Л.* О токах короткого замыкания и обратного зажигания в трансформаторах для ртутных выпрямителей. Бюллетень ВЭИ. 1935. № 5.
215. *Мелешко И.Ю., Бунин А.Г.* Состояние и перспективы развития САПР силовых трансформаторов. Тезисы докладов Всес. научно-технич. конф. по трансформаторостроению. Запорожье. 1990.
216. *Мильман Л.И.* Исследование электродинамической прочности трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1967.
217. *Мильман Л.И.* Расчет механических напряжений растяжения и сжатия в обмотках трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1968. Вып. 313.
218. *Мильман Л.И.* Расчет механических напряжений растяжения в наружных обмотках с подразделенными проводами. Электричество. 1971. № 1.
219. *Мильман Л.И.* Расчет механических напряжений растяжения и сжатия с учетом изменения радиуса витков обмотки. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1967. Вып. 281.
220. *Мильман Л.И.* Расчет на прочность обмоток, находящихся под действием встречно направленных радиальных сил. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1976. Вып. 8(64).
221. *Мильман Л.И.* Расчет на прочность обмоток, усиленных бандажом, при действии радиальных электромагнитных усилий. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1970. Вып. 1.
222. *Мильман Л.И.* Расчет напряжений растяжения в наружных обмотках трансформаторов с учетом нелинейности механической характеристики проводникового материала. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1963. Вып. 309.
223. *Мильман Л.И.* Схема соединения обмоток устройств для исследования стойкости трансформаторов к радиальным усилиям короткого замыкания. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1974. Вып. 6.
224. *Мильман Л.И.* Частоты собственных радиальных колебаний обмоток трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1968. Вып. 321.
225. *Мильман Л.И.* Экспериментальное исследование динамической прочности обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электротехника. 1968. № 7.
226. *Мильман Л.И., Лурье А.И.* Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1968. № 3.
227. *Мильман Л.И., Степенко О.Н.* Расчет на прочность обмоток из комбинированного провода при действии радиальных электромагнитных усилий. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1980. Вып. 4(108).
228. *Моисеенко И.М., Циер Г.И.* Учет магнитного поля рассеяния в оптимизационных расчетах трансформаторов на ЭВМ. Электротехника. 1978. № 4.
229. *Науменко А.К.* Исследование механических воздействий на активные части силовых трансформаторов при перевозках на сочлененных транспортерах. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1981. Вып. 1(114).
230. *Науменко А.К.* Расчет прессующих конструкций силовых трансформаторов. Электротехника. 1986. № 4.

231. *Наяшков И.С.* Вопросы расчета механических усилий в обмотках силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1953.
232. *Наяшков И.С., Зенова В.П., Лурье А.И. и др.* Методика испытаний трансформаторов и моделей на стойкость при коротких замыканиях. Симпозиум специалистов СССР и США по трансформаторам. Запорожье. 1973.
233. *Наяшков И.С., Зенова В.П., Лурье А.И. и др.* Методы расчета динамической стойкости обмоток трансформаторов при коротких замыканиях. Симпозиум специалистов СССР и США по трансформаторам. Запорожье. 1973.
234. *Наяшков И.С., Карасев В.В.* Расчет полей рассеяния трансформаторов. Вестник электропромышленности. 1963. № 4.
235. *Наяшков И.С., Лурье А.И.* Экспериментальные исследования механической прочности трансформаторов при коротком замыкании. Вестник электропромышленности. 1962. № 2.
236. *Наяшков И.С., Хубларов Н.Н.* Работы ВЭИ имени В.И. Ленина в области трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1971. Вып. 9.
237. *Нейман Л.Р., Демирчян К.С.* Теоретические основы электротехники. Т. 1. Л.: Энергия. 1975.
238. *Нижник Л.М., Иванков В.Ф., Романенко Р.В.* Численно-аналитические методы расчета электромагнитного поля трансформатора. Киев: Институт математики АН УССР. 1976.
239. *Нордио А.В., Хубларов Н.Н.* Применение ЭЦВМ при проектировании трансформаторов. Сборник докладов научно-техн. совещания по трансформаторостроению. М.: Информэлектро. 1969.
240. *Нордио А.В., Циер Г.И.* Состояние и перспективы использования вычислительной техники при проектировании и исследованиях трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 7(51).
241. *Носачев В.А.* Обеспечение заданной высоты обмоток масляных силовых трансформаторов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1979. Вып. 7(99).
242. *Носачев В.А.* Усадка обмоток мощных силовых масляных трансформаторов при изготовлении. Электротехника. 1977. № 4.
243. *Носачев В.А., Конторович Л.Н.* Математическая модель расчета осевых деформаций изоляции обмоток мощных силовых трансформаторов. Электротехника. 1986. № 6.
244. *Носачев В.А., Соколова Л.И.* Деформация изоляционных материалов из целлюлозы в обмотках мощных силовых трансформаторов. Электротехника. 1980. № 8.
245. *Панибратец А.Н.* Методика расчетной оценки стойкости при КЗ мощных трансформаторов в эксплуатации. Сборник докладов IV симпозиума «Электротехника-2010 год. Наука, производство, рынок». Т. 1. М.: ВЭИ-ТРАВЕК. 1997.
246. *Панибратец А.Н.* Проблема электродинамической стойкости трансформаторов в СИГРЭ. Тезисы докладов на междунар. конф. Запорожье. 2000.
247. *Панибратец А.Н., Савельев М.П.* Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32». Электротехника. 1978. № 4.
248. *Панибратец А.Н., Савельев М.П.* Система программ для расчета электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЦВМ «Минск-22(32)». Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1975. Вып. 7.
249. *Панибратец А.Н.* Исследования и расчеты электродинамической стойкости при коротких замыканиях мощных силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1999.

250. *Петров Г.Н.* Обобщенный метод расчета механических усилий, действующих в обмотках трансформатора. Бюллетень ВЭИ. 1934. № 8.
251. *Петров Г.Н.* Силовые трансформаторы на напряжение 380 кВ, научно-технические проблемы, связанные с их построением. Вестник электротехники. 1932. № 11–12.
252. *Петров Г.Н.* Успехи мощного трансформаторостроения в СССР. Электричество. 1932. № 21.
253. *Петров Г.Н.* Электрические машины. Ч. I. 3-е изд. М.: Энергия. 1974.
254. *Петров Г.Н.* Электродинамические усилия в обмотках трансформаторов для ртутных выпрямителей. Бюллетень ВЭИ. 1935. № 5.
255. *Петров Г.Н., Наяшков И.С.* Электродинамические силы в трансформаторах. Электричество. 1955. № 8.
256. *Пирткль Е., Спаланцани Г.* Последние достижения в области исследования усилий, возникающих в катушках трансформатора при КЗ. Трансформаторы. Переводы докладов СИГРЭ. М.: Энергия. 1964.
257. *Пономарев К.К.* Расчет элементов конструкций с применением ЭВМ. М.: Машиностроение. 1972.
258. *Постников А.И.* О расчете электродинамических сил в обмотках трансформаторов. Электричество. 1957. № 8.
259. Прочность. Устойчивость. Колебания. Под ред. И.А. Биргера и Я.Г. Пановко. М.: Машиностроение. 1968.
260. *Пуйло Г.В., Савин Н.В.* Программа расчета на ЦВМ магнитных полей в трансформаторах методом интегральных уравнений. Техническая электродинамика. 1980. № 2.
261. *Пуйло Г.В., Суханов В.М., Голлобов В.В., Чайковский В.П.* Автоматизация проектирования силовых трансформаторов, ее возможности и проблемы. Электромашиностроение и электрооборудование. Республиканский межвуз. научно-технич. сборник. 1978. № 26.
262. *Пухов Г.Е. и др.* Электрическое моделирование задач строительной механики. Киев: Изд-во АН УССР. 1963.
263. *Пшеничный Г.И. и др.* Устройство для испытания прототипов обмоток трансформаторов на устойчивость. Электротехника. 1973. № 4.
264. Расчеты на прочность в машиностроении. Под ред. С.Д. Пономарева. Т. 3. Изд. 2-е. М.: Машгиз. 1959.
265. Руководящие технические материалы. Трансформаторы силовые масляные с системой охлаждения ДЦ и Ц. Тепловой расчет обмоток. РД 16.424-88. М.: Стандартэлектро. 1977.
266. Руководящие технические материалы. Трансформаторы силовые. Расчет магнитного поля. РТМ 16.800.493-77. М.: Стандартэлектро. 1977.
267. Руководящие технические материалы. Трансформаторы силовые. Расчет токов короткого замыкания. РТМ16 800.565-78. Мин-во электротехнич. пром-сти СССР. 1978.
268. Руководящие технические материалы. Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании. РТМ16.800.428-77, РД16.431-88. М.: Стандартэлектро. 1977.
269. *Савельев М.П.* Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1976.
270. *Савельев М.П., Булах К.А., Линова Л.С., Соколова Л.Н.* К расчету силы начальной прессовки обмоток трансформаторов. Электротехника. 1975. № 4.
271. *Савостьянов П.Р.* Анализ повреждаемости трансформаторов мощностью 16 и 25 МВ·А класса напряжения 110 кВ. Электро. 2004. № 5.
272. *Сапожников А.В.* Конструирование трансформаторов. М.: ГЭИ. 1959.
273. *Смайт В.* Электростатика и электродинамика. М.: ИЛ. 1954.
274. *Соколов В.В., Рыженко В.И.* Вопросы оценки и обеспечения надежности силовых трансформаторов. Изв. вузов. Энергетика и транспорт. 1980. № 1.

275. *Стенквист Е.* Проблемы короткого замыкания в мощных трансформаторах. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. (Переводы докладов СИГРЭ). Вып. 3. М.: ГЭИ. 1960.
276. *Тетельбаум И.М. и др.* Модели прямой аналогии. М.: Наука. 1979.
277. *Тихомиров П.М.* Расчет трансформаторов. М.: Энергия. 1968.
278. *Ткачев В.Я., Кантор В.В.* Система обмоток трансформаторов с автоматическим балансированием распределения ампер-витков по высоте обмоток. А.с. 452042 (СССР). Б.И. 1974. № 44.
279. *Тозони О.В.* Расчет электромагнитных полей на вычислительных машинах. Киев: Техника. 1967.
280. *Торсеке Л.* Проблемы коротких замыканий в мощных трансформаторах. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. (Переводы докладов СИГРЭ). М.: Энергия. 1964.
281. ГОСТ 11677-85. Трансформаторы силовые. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов. 1990.
282. ГОСТ 20243-74. Трансформаторы силовые. Методы испытаний на стойкость при коротком замыкании. М.: Изд-во стандартов. 1986.
283. Трансформаторы. Переводы докладов Международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЕ-68). Под ред. С.И. Рабиновича. М.: Энергия. 1970.
284. Трансформаторы: Переводы докладов Международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЕ-72). Под ред. С.И. Рабиновича. М.: Энергия. 1975.
285. Трансформаторы: Переводы докладов Международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЕ-80). Под ред. М.В. Погостина и С.И. Рабиновича. М.: Энергоиздат. 1982.
286. Трансформаторы: Переводы докладов Международной конференции по большим электрическим системам (СИГРЕ-82). Под ред. С.Д. Лизунова. Энергоатомиздат. 1985.
287. *Турние И., Рихард М., Синьеро А. и др.* Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. (Переводы докладов СИГРЭ). М.: Энергия. 1968.
288. *Турние И., Эберсол Г., Синьеро А. и др.* Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. (Переводы докладов СИГРЭ). М.: Энергия. 1964.
289. *Туровский Я.* Электромагнитные расчеты элементов электрических машин. М.: Энергоатомиздат. 1986.
290. Управляемые подмагничиванием электрические реакторы. Сборник статей под редакцией А.М. Брянцева. М.: Знак. 2004.
291. *Феодосьев В.И.* Десять лекций-бесед по сопромату. М.: Наука. 1969.
292. *Фишлер Я.Л., Урманов Р.Н.* Преобразовательные трансформаторы. М.: Энергия. 1974.
293. *Хренников А.Ю. и др.* О повреждении обмоток силовых трансформаторов и диагностике их геометрии методом низковольтных импульсов. Электро. 2004. № 5.
294. *Хубларов Н.Н.* Автоматическая детальная «раскладка» обмоток при промышленном расчете на ЭЦВМ мощных трансформаторов. Вопросы трансформаторостроения. М.: Энергия. 1969.
295. *Хубларов Н.Н.* Испытания силовых трансформаторов по ГОСТ 11677-75. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1976. Вып. 6(62).
296. *Хубларов Н.Н.* Исследование эксплуатационных токов КЗ силовых трансформаторов 110 кВ. Электротехника. 1977. № 4.
297. *Хубларов Н.Н.* Оптимизация мощных трансформаторов при промышленном проектировании. Вопросы применения вычислительной техники при проектировании электрических машин и трансформаторов. Сб. материалов к совещанию. М.: МАИ. 1971.
298. *Хубларов Н.Н.* Основные направления повышения технического уровня, экономичности и надежности при изготовлении и эксплуатации

- трансформаторов за рубежом. Обзорная информация. Сер. 3. Трансформаторы, комплектные подстанции, реакторы. М.: Информэлектро. 1983.
299. *Хубларов Н.Н.* Применение ЭЦВМ при проектировании и исследовании трансформаторов и реакторов. Тезисы докладов Юбилейной научно-технич. конф., посвященной 50-летию ВЭИ. М. 1972.
300. *Хубларов Н.Н.* Принципы детального расчета мощных трансформаторов на ЭЦВМ. Вопросы трансформаторостроения. М.: Энергия. 1969.
301. *Хубларов Н.Н.* Промышленный расчет мощных трансформаторов на ЭЦВМ с явной оптимизацией размеров проводов обмоток. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1968.
302. *Хубларов Н.Н.* Расчет двухмоточных масляных трансформаторов на цифровой вычислительной машине «Минск-22». М.: Информстандартэлектро. 1969.
303. *Хубларов Н.Н.* Расчет мощных трансформаторов на ЭЦВМ «Минск-22». Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1968. Вып. 2.
304. *Хубларов Н.Н., Цыбизов В.В.* Автоматическая разбивка обмоток на зоны для расчета поля рассеяния в ходе проектной оптимизации мощного трансформатора на ЭЦВМ. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1971. Вып. 6.
305. *Хэг Б.* Электромагнитные расчеты. М.: ОНТИ. 1934.
306. *Циер Г.И., Щербак Ю.С.* Автоматическая разбивка обмоток трансформаторов на зоны. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1973. Вып. 10–11.
307. *Циер Г.И., Щербак Ю.С.* Расчет поля рассеяния трансформаторов с применением малых ЭЦВМ. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1972. Вып. 10–11.
308. *Чернов В.И., Никитинев В.К.* Расчет прессующих колец силовых трансформаторов методом конечных элементов. Электротехнич. пром-сть. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. 1979. Вып. 6.
309. *Шафир Ю.Н.* Циркулирующие токи в обмотках трансформаторов при внезапном коротком замыкании. Электричество. 1974. № 3.
310. *Шафир Ю.Н.* Циркулирующие токи в многоходовой многорядной винтовой обмотке трансформатора. Электротехника. 1974. № 4.
311. *Шимони К.* Теоретическая электротехника. М.: Мир. 1964.
312. *Шилов Н.В. и др.* Зарубежные лаборатории больших мощностей. Ч. I. М.: Информэлектро. 1974.
313. *Шлегель О.А.* Испытания трансформаторов и реакторов на электродинамическую стойкость в условиях сетевого стенда. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1987.
314. Электрические измерения. Под ред. Фремке А.В. Л.: Энергия. 1980.
315. *Сергеенков Б.Н., Киселев В.М., Акимова Н.А.* Электрические машины. Трансформаторы. Уч. пособие для электромеханических спец. вузов. М.: Высшая школа. 1989.
316. *Aftalion R.* Investigations on the mechanical strength of the windings of large transformers subjected to repeated short-circuit. Rev. Gen. Electr. 1960. № 1 (V. 61).
317. Analiza i synteza pol elektromagnetycznych. Pod redakcia J. Turowskiego. Wydawnictwo Polskiej Akademii Nauk. Wroclaw. 1990.
318. ANSI C57.12.00-1980. Immersed distribution, power and regulating transformers.
319. ANSI C57.12.90-1980. Guide for short-circuit testing of distribution and power transformers.
320. *Aponte G., Cadavid H., Gonsales G., Rivas F.* Esfuerzos axiales bajo condiciones de falla en transformadores con devanados concentricos. Congreso Cent-roamericano IEEE. Salvador. 1994.

321. *Arturi C.M.* 3D FE Analysis of the Axial Forces on the Step-Up Transformer Winding With Helicoidal LV. IEEE Trans. on Magnetics. V. 31. № 3.
322. *Arturi C.M.* Force calculation in transformer windings under unbalanced MMFs by a non-linear finite element code. IEEE Trans. on Magnetics. 1992. V. 28. № 2.
323. *Ayers R.E., Usry G.C., Patel M.E., Stell R.B.* Dynamic measurements during short-circuit testing of transformers (Part II: Test results and analysis). IEEE Trans. on Power App. and Systems. 1975. V. 94. № 2.
324. *Beavers A.K., Adams C.* The calculation and measurements of axial electromagnetic forces on concentric coils in transformers. IEEE Trans. on Power App. and Systems. 1959. V. 56. № 8.
325. *Bertagnoli G.* Short-circuit duty of power transformers. ABB Transformatori. Legnano (Milano). 1998.
326. *Boersma R., Wildeboer J.* The short-circuit strength of the inner windings of transformer against radial forces. CIGRE. 1962. Pap. 147.
327. *Bose A.K.* Dynamic behaviour of transformer windings under axial short-circuit forces. Holecotechnic. 1973. № 2.
328. *Bose A.K.* Dynamic response of windings under short-circuit. CIGRE. 1972. Rep. 12-03.
329. *Bychkowska-Lipinska L.* Metoda Wyznaczenia wspolczynnika lumienia mechanicznego uzwojen transformatora. Archiwum Electrotechniki. 1974. V. XXIII.
330. *Christoffel M., Kuster A.* Methoden zur Berechnung von Kurzschlusskräften in Transformatorenwicklungen mit Hilfe von Digitalen Rechenmaschinen. BBC Mitteilungen. 1961. B. 11. № 1.
331. *Darley V.* The Practical Application of FEM Techniques in Transformer Design & Development. COMPEL. 1992. ISEF'91. V. 148. № 5/6.
332. *El-Missiry M.M.* Electromagnetic forces in transformer with folge windings. IEEE Proc. 1982. № 2.
333. *Fisher E.* Die Festigkeit der inneren Rohre von Transformatorenwicklungen. ETZ. 1952. № 5.
334. *Fyvie J.D., Christensen P.W.* Special report for group 12 (Transformers). 2000 session papers. Special Reports. Paris. 2000.
335. *Fyvie J., Panibratetz A.* The short-circuit performance of power transformers. ELECTRA. 2002. № 203.
336. *Fukuda T., Hoshi M.* New Technology for Large Power Transformers. Hitachi Review. 1984. V. 33. № 3.
337. *Gee F.W., Whitaker J.D.* Factors Affecting the choice of Prestress Applied to Transformer Windings. IEEE Trans. on Power App. and Syst. 1963. V. 82.
338. *Hiraishi K., Hori Y., Shida S.* Mechanical strength of transformer windings under short-circuit conditions. IEEE Transactions on Power App. and Systems. 1971. V. 90.
339. *Hiraishi K., Kusumoto S., Shida S., Hori Y.* Buckling strength of transformer windings under radial short-circuit forces. Hitachi Hyoron. 1968. № 2.
340. *Hori Y., Okuyama K.* Axial vibration analysis transformer windings under short-circuit conditions. IEEE Transactions on Power App. and Systems. 1980. V. 99. № 2.
341. International standard IEC 60076-5. Power transformers. Part 5: Ability to withstand short-circuit. Second edition. 2000-07.
342. *Kladas A.G., Tegopoulos J.A.* A new scalar potential formulation for 3D magnetostatic problems in electrical devices with applications to transformers and reactors. IEEE Trans. on Power App. and Systems. 1986. V. 1. № 3.
343. *Kulda J.* Stanoveni poctu podpernych klinu u vnitrina vinuti transformatoru. Electrotechnicki obzor. 1964. № 3.
344. *Kulda J., Dolezel A.* Field and axial forces calculation in transformer window. Int. Symp. Electrokin. Forces and Losses in Transformer. Lodz. 1979.
345. *Kurita K., Kuriyama T., Hiraishi K. and other.* Mechanical strength of transformer windings under short-circuit conditions. IEEE Trans. on Power App. and Systems. 1969. V. 88. № 3.
346. *Lech W., Tyminski L.* New method of fault indication in dynamic strength testing transformers. Electric-

- hestvo. 1966. № 1 / Electrical Rev. 1966. V. 179.
347. *Levickaja E.I., Lurie S.I., Mil'man L.I.* Die dynamische Festigkeit von Transformatoren bei Einwirkung von Kurzschlusskräften. *Elektrie (DDR)*. 1969. B. 23. № 12.
348. *Madin A.B., Whitaker J.D.* The dynamic behaviour of a transformer windings under axial short-circuit forces. *IEEE Proc. on Power App. and Systems*. 1963. V. 110. № 3.
349. *Man'kin E.A., Levickaja E.I., Lurie S.I., Mil'man L.I.* Short-circuit strength of transformers: test, methods, calculation of short-circuit strength. *CIGRE*. Paris. 1968.
350. *Martin G., Turnie I., Wendling G.* Transformer and autotransformer with concentric windings behaviour under short-circuit condition. *IEEE Transactions on Power App. and Systems*. 1980. № 6.
351. *McNutt W.J., Jonson W.M., Nelson R.A., Ajers R.E.* Power transformer short-circuit strength requirements, design and demonstration. *IEEE Transactions on Power App. and Systems*. 1975. V. 94. № 2.
352. *McNutt W.J., McMillen C.J., Nelson P.Q., Dind J.E.* Transformer short-circuit strength and standarts (A state of the art paper). *IEEE Transactions on Power App. and Systems*. 1975. V. 94. № 2.
353. *Mozer H.P.* Transformerboard. Special print of *Scienia Electrica*. 1979.
354. *Norris E.T.* Mechanical strength of power transformers in service. *Proc. IEE*. V. 104.
355. *Oisi T.* Three-dimentional calculation methods of electromagnetic force in transformer coils. *Denki Hyoron Elec. Rev.* 1974. VI. № 59.
356. *Patel M.R.* Dynamic response of power transformers under axial short-circuit forces. *IEEE Trans. on Power App. and Systems*. 1973. V. 92. № 5.
357. *Patel M.R.* Dynamic response of helical windings of power transformers under axial short-circuit forces. *IEEE Proc.* 1980. № 5.
358. *Petit P.* Transformer strength under short-circuit. *Rev. Gen. Electr.* 1965. № 9.
359. *Preininger G.* Transformer strength under short-circuit. *Electrotechn. und Maschinenbau*. 1985. B. 102. № 7–8.
360. *Radican I., Cfrstea D.* Determinarea fortelor electrodinamice la scurt-circuit brusk in transformatoare de putere utilizind calculatorul cifric. *Stud. cerc. energ. electrotecn.* 1973. № 3.
361. *Reed J.R.* Radial collapse — a rare form of transformer failure. *Electrical Rev.* 1963. August.
362. *Ren Z.* Comparison of Different Force Calculation Methods in 3D Finite Element Modelling. *IEEE Trans. on Magnetics*. 1994. V. 30. № 5.
363. *Roge G., Pirktil E.* Problems of short-circuit strength of large power transformers. *Broun Boveri Rev.* 1972. V. 59. № 12.
364. *Rogovski W.* Ueber das Streufeld und den Streuinduktionskoeffizienten eines Transformators mit Scheibentwicklung und geteilten Endspulen. *Mitteilungen ueber Forschungsarbeiten*. 1909. № 71.
365. *Roth E.* Etude analytique du champ propre d'une encoche. *Rev. gen. De l'E1.* 1927. B. 2.2.
366. *Roth E.* Introduction a l'etude analytique de l'echauffement des machines electriques. *Bull. Soc. Franc. Des Electriciens*. 1927. № 7.
367. *Stell R.B., Johnson W.M., Narbus S.J. and other.* Dynamic Measurements in Power Transformers under short-circuit conditions. *CIGRE*. 1972. Pap. 12-01.
368. *Takahashi N., Nakata T., Suhartono T., Morishige H.* Investigation of a Model to Verify Software for 3-D Static Force Calculation. *IEEE Trans. on Magnetics*. V. 30. № 5.
369. *Tang Yun-Wiu.* Short-circuit electromagnetic forces on transformer winding: calculation by finite-element method. *IEEE Trans. on Magnetics*. 1990. № 26.
370. *Tyminski L.* Short-circuit forces calculation in transformer winding. *ISEF-84*. Lodz. 1984.
371. *Vasiliev A.B., Lurie A.I., Panibratets A.N.* Calculation of the Transformer Magnetic Field in Meridian Plane Approximation. *International Symposium on Elektromagnetic Fields in Electrical Engineering*. Lodz. 1989.

372. *Vasiliev A.B., Zenova V.P., Lurie A.I. and other.* The Programme System for the Magnetic Field and the Transformer Short-Circuit Forces Withstand. International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering. Lodz. 1989.
373. *Ware L.E., Garg V.K., Girgis R.S.* EGRID: an automatic mesh generator for transformer designs. IEEE Trans. on Magnetics. 1985. V. 21. № 5.
374. *Waters M.* The measurement and calculation of axial electromagnetic forces in concentric transformer windings. IEEE Proc. Part III. 1954. Vol. 101.
375. *Waters M.* The short-circuit strength of power transformers. London.: Macdonald and Co. 1966.
376. *Waters M., Stalewski A., Farr J.C., Whitaker J.D.* Short-circuit testing of power transformers and the detection and location of damage. CIGRE. 1968. Pap. 12-05.
377. *Watts G.B.* A mathematical treatment of the dynamic behaviour of a power transformer winding under short-circuit forces. IEE Proc. 1963. V. 110. № 3.
378. *Weselucha Z.* Mechanical strength of transformer windings under radial short-circuit forces. ISEF-89. 1989. Lodz.
379. *Zakrzewski K.* Electrodynamic forces in transformers. Prz. elektrotechn. 1980. № 7.
380. *Zakrzewski K., Kukaniszyn M.* Three-dimensional model of one and three-phase transformer for leakage field calculation. IEEE Transactions on Magnetics. 1992. V. 28. № 2.
381. *Zenova V.P., Lurie A.I., Panibratetz A.N.* Tangent Forces in Transformer Windings at Short-Circuit. International Symposium on Electromagnetic Fields in Electrical Engineering. Southampton. 1991.
- Диссертации, защищенные по теме электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях*
1. *Либкинд М.С.* Механические силы в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ЭНИН АН СССР. 1944.
 2. *Наяшков И.С.* Вопросы расчета механических усилий в обмотках силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1953.
 3. *Манькин Э.А.* Электромагнитные расчеты трансформаторов, реакторов и ускорителей заряженных частиц. Доклад к защите на соиск. уч. степ. докт. техн. наук. М.: ВЭИ. 1965.
 4. *Лурье А.И.* Исследование и применение математического моделирования магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1965.
 5. *Мильман Л.И.* Исследование электродинамической прочности трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1967.
 6. *Амромин А.Л.* Исследование и разработка методов расчета индуктивных параметров рассеяния мощных преобразовательных трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М. 1974.
 7. *Савельев М.П.* Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1976.
 8. *Конов Ю.С.* Исследование электродинамической стойкости и разработка методов испытаний силовых трансформаторов при коротких замыканиях, сопровождающихся насыщением магнитопровода. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1979.
 9. *Игонин Г.В.* Физические модели для исследования электродинамической стойкости узлов трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1979.
 10. *Дробышевский А.А.* Теоретические и экспериментальные исследования поведения трансформаторов при коротком замыкании с целью снижения материалоемкости их конструкции. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1983.
 11. *Шлегель О.А.* Испытания трансформаторов и реакторов на электродинамическую стойкость в условиях сетевого стенда. Дисс. на

соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1987.

12. *Васильев А. Б.* Магнитное поле и электродинамическая стойкость осесимметричных обмоток реакторов и трансформаторов в режимах КЗ и ХХ. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1990.

13. *Кадавид Р.Э.* Магнитное поле и стойкость при коротком замыкании

распределительных трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1995.

14. *Панибратец А.Н.* Исследования и расчеты электродинамической стойкости при коротких замыканиях мощных силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1999.

Составитель А.Н. Панибратец

Содержание

Предисловие	3
<i>Лурье А.И.</i> Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротких замыканиях	8
<i>Лурье А.И.</i> Об определении максимального тока при включении цепи <i>RL</i> на переменное напряжение	49
<i>Лурье А.И.</i> Влияние добавочных потерь на ударный ток трансформаторов и реакторов при коротком замыкании	59
<i>Лурье А.И.</i> Токи переходного процесса короткого замыкания трехобмоточного трансформатора	73
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Славин Г.А., Шифрин Л.Н.</i> К расчету токов короткого замыкания трансформаторов	78
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Работа трехфазной группы трансформаторов с различными значениями напряжения КЗ	84
<i>Лурье А.И.</i> Осевые усилия в обмотках трансформаторов	96
<i>Лурье А.И., Савельев М.П.</i> Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов	111
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании	122
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.</i> Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании	133
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания	142
<i>Лурье А.И., Дробышевский А.А.</i> Расчет собственных частот колебаний обмоток трансформаторов	149
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.</i> Измерение податливости опорных конструкций обмоток трансформаторов	159
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Расчет осевых сил в обмотках трансформаторов при коротких замыканиях с учетом податливости опорных конструкций	164
<i>Лурье А.И.</i> Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом	171
<i>Лурье А.И., Левицкая Е.И.</i> Электродинамическая стойкость трансформаторов I–II габаритов со слоевыми цилиндрическими обмотками	177
<i>Кадавид Р.Э., Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Исследования стойкости при коротком замыкании распределительных трансформаторов с прямоугольными обмотками	186
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	202
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей	212
<i>Мильман Л.И.</i> Расчет механических напряжений растяжения в обмотках трансформаторов с подразделенными проводами	222
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	229
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек	241

<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	251
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Исследование устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода	259
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Методика расчета тангенциальных сил и деформаций обмоток и их частей	265
<i>Лурье А.И.</i> Намагничивающий ток (ток включения) трансформаторов, стойкость при токах включения	290
<i>Елагин В.Н., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Броски тока включения трансформаторов	310
<i>Кузьменко В.А., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Чуприков В.С.</i> Снижение тока включения трансформаторов	315
<i>Елагин В.Н., Лурье А.И.</i> Об одном «трансформаторном» парадоксе (Может ли ток короткого замыкания трансформатора быть меньше тока холостого хода?)	323
<i>Васильев А.Б., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости трансформаторов при бросках тока включения.	329
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Проводниковые материалы при динамическом изгибе	339
<i>Савельев М.П., Булах К.А., Линова Л.С., Соколова Л.И.</i> К расчету силы начальной прессовки обмоток трансформаторов	343
<i>Зенова В.П., Лурье А.И.</i> Об электродинамической стойкости трансформаторов с алюминиевыми обмотками при коротких замыканиях	348
<i>Зенова В.П., Мильман Л.И.</i> Использование моделей для оценки радиальной устойчивости сжимаемых обмоток трансформаторов	356
<i>Дробышевский А.А., Игонин Г.В., Лурье А.И.</i> Исследование электродинамической стойкости элементов конструкции трансформаторов при помощи моделирования в устройстве РОСТ-М	364
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.</i> Физическое моделирование и ЭВМ в проблеме электродинамической стойкости трансформаторов	372
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Игонин Г.В.</i> Устройство для исследования элементов конструкции мощных трансформаторов при действии осевых динамических сил	374
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н., Червяков В.А., Шлегель О.А.</i> Результаты испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 на стойкость при коротком замыкании	382
<i>Лурье А.И., Левицкая Е.И.</i> Индикация повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую стойкость	392
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Диагностика обмоток силовых трансформаторов методом низковольтных импульсов	397
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Анализ механического состояния обмоток силовых трансформаторов по результатам диагностики	405
<i>Лурье А.И., Шлегель О.А.</i> Измерение отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов	413
<i>Панибратец А.Н., Лурье А.И., Зенова В.П., Левицкая Е.И.</i> Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов	419
<i>Панибратец А.Н., Савельев М.П.</i> Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32»	429

<i>Панибратец А.Н.</i> Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ	434
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П., Левицкая Е.И.</i> Рекомендации по конструктивному и технологическому обеспечению стойкости трансформаторного оборудования при коротких замыканиях	452
<i>Панибратец А.Н.</i> Методика расчетной оценки стойкости при КЗ мощных трансформаторов в эксплуатации	463
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Электродинамическая стойкость при КЗ управляемых подмагничиванием дугогасящих реакторов типа РУОМ	467
<i>Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях	477
Библиография	490

Авторы

Лурье Александр Иосифович

Ведущий научный сотрудник ВЭИ, кандидат технических наук, доктор электротехники и чл.-корр. АЭН РФ. Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1958 г. Защитил диссертацию по теме «Исследование и применение математического моделирования магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге» в 1965 г.



Зенова Валентина Петровна

Старший научный сотрудник ВЭИ. Окончила электромеханический факультет МЭИ в 1960 г.

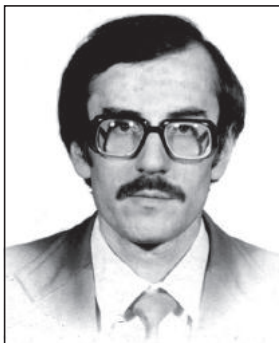
Панибратец Анатолий Николаевич

Первый заместитель генерального директора ВЭИ по научной работе, кандидат технических наук. Окончил электромеханический факультет Одесского политехнического института в 1972 г. Защитил диссертацию по теме «Исследования и расчеты электродинамической стойкости при коротких замыканиях мощных силовых трансформаторов» в 1999 г.



Левицкая Евгения Игоревна

Зав. сектором ВЭИ. Окончила электромеханический факультет МЭИ в 1957 г.



Дробышевский Александр Александрович

Ведущий научный сотрудник ВЭИ, кандидат технических наук. Окончил электромеханический факультет Одесского политехнического института в 1972 г. Защитил диссертацию по теме «Совершенствование методов расчета электродинамической стойкости трансформаторов массовых серий с целью снижения их металлоемкости» в 1983 г.



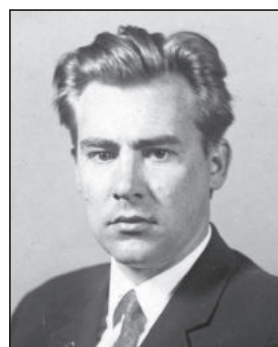
Елагин Владимир Николаевич

Ведущий инженер ВЭИ. Окончил электромеханический факультет Одесского политехнического института в 1969 г.



Мильман Лев Иосифович

Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1960 г., кандидат технических наук. Защитил диссертацию по теме «Исследование электродинамической прочности трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания» в 1967 г.



Савельев Михаил Павлович

Администратор локальных вычислительных сетей Люблинского телефонного узла Московской городской телефонной сети, кандидат технических наук. Окончил факультет электрификации железных дорог Уральского института инженеров транспорта в 1961 г. Защитил диссертацию по теме «Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов» в 1976 г.

Игонин Георгий Витальевич

Кандидат технических наук, окончил Запорожский машиностроительный институт им. В.Я. Чубаря в 1972 г. Защитил диссертацию по теме «Физические модели для исследования электродинамической стойкости узлов трансформаторов» в 1978 г.



Васильев Анатолий Борисович

Начальник отдела Департамента топливно-энергетического хозяйства Правительства Москвы, кандидат технических наук. Окончил электроэнергетический факультет МЭИ в 1980 г. Защитил диссертацию по теме «Магнитное поле и электродинамическая стойкость осесимметричных обмоток трансформаторов в режимах короткого замыкания и холостого хода» в 1991 г.

Шлегель Олег Александрович

Окончил Тольяттинский индустриальный институт в 1982 г. Защитил диссертацию по теме «Испытания трансформаторов и реакторов а электродинамическую стойкость в условиях сетевого стенда» в 1987 г.



Червяков Валериан Александрович

Директор отделения ВЭИ в г. Тольятти, окончил Куйбышевский индустриальный институт в 1961 г.

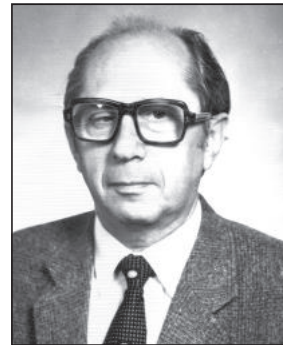


Славин Георгий Александрович

Главный специалист ОАО «Институт «Энергосеть-проект», кандидат технических наук. Окончил электроэнергетический факультет МЭИ в 1950 г. Защитил диссертацию по теме « Исследование напряжений, восстанавливающихся на контактах выключателей при выключении коротких замыканий в мощных узлах высоковольтных сетей» в 1969 г.

Шифрин Лазарь Наумович

Главный конструктор по силовым трансформаторам ОАО «Электрозавод», кандидат технических наук. Окончил Ленинградский политехнический институт в 1953 г. Защитил диссертацию по теме «Исследование электрической прочности и координации изоляции силовых трансформаторов сверхвысокого напряжения» в 1979 г.



Чуприков Виктор Сергеевич

Заместитель генерального директора АО «Ансальдо-ВЭИ», кандидат технических наук. Окончил факультет АВТФ МЭИ в 1973 г. Защитил диссертацию по теме «Разработка и исследование преобразователей аналог — частота с образцовым ферромагнитным элементом» в 1980 г.



Кузьменко Виктор Агавиевич

Ведущий инженер «Ансальдо-ВЭИ», кандидат технических наук. Окончил электроэнергетический факультет МЭИ в 1965 г. Защитил диссертацию по теме «Особенности управления преобразователями электропередач постоянного тока в специальных режимах» в 1978 г.



Кадавид Рамирес Эктор

Декан и заведующий кафедрой Университета г. Кали (Колумбия), кандидат технических наук. Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1991 г. Защитил диссертацию по теме «Магнитное поле и стойкость при коротком замыкании распределительных трансформаторов» в 1995 г.



**Электродинамическая стойкость
трансформаторов и реакторов
при коротких замыканиях
Сборник статей**

Под редакцией *А.И. Лурье*

Редактор *Л.С. Слуцкий*
Компьютерная верстка *И.И. Шильштейна*

Подписано в печать 00.00.2005.
Усл.-печ. л. 42. Формат 70 × 100/8. Тираж 300 экз.

Издательство «Знак», 101000 Москва, а/я 648
Тел./факс 361-9377; E-mail: firma-znack@mtu-net.ru
Отпечатано в ООО «ГЕО-ТЭК»
г. Красноармейск, Московская обл.
Тел.: 584-1623