

К расчету токов короткого замыкания трансформаторов

Зенова В.П., Лурье А.И., Славин Г.А., Шифрин Л.Н.

Обеспечение электродинамической стойкости при КЗ и других электродинамических воздействиях остается одной из самых острых проблем современного трансформаторостроения. Это относится прежде всего к мощным трансформаторам и трансформаторам предельной мощности в единице, в которых усилия, возникающие при КЗ, велики, а нагрузки на материалы приближаются к предельно допустимым значениям. Именно поэтому при проектировании трансформаторов одним из первых и важных этапов расчета их электродинамической стойкости является расчет тока в обмотках при КЗ (т.к.з.). Поскольку электродинамические усилия и механические напряжения пропорциональны квадрату тока (1% изменения тока приводит к изменению механических напряжений на 2%), очень важно для трансформаторов рассматриваемой мощности при расчете тока учесть как можно больше влияющих факторов.

В настоящее время общепризнана расчетная методика, по которой периодическая составляющая т.к.з. I_K рассчитывается по сопротивлениям КЗ трансформатора и сети

$$I_K = \frac{U}{\sqrt{3}(Z_T + Z_C)} = I_H \frac{1}{\frac{u_K}{100} + \frac{S_H}{S_C}}, \quad (1)$$

где U — номинальное линейное напряжение, кВ; Z_T — сопротивление КЗ трансформатора, Ом; $Z_C = \frac{U^2}{S_C}$ — сопротивление КЗ сети, Ом; u_K — напряжение КЗ трансформатора, %; I_H — номинальный ток обмотки, А; S_H — номинальная мощность трехфазного трансформатора или мощность трехфазной группы, МВ·А; S_C — мощность КЗ сети, МВ·А.

По рекомендации МЭК [1] требование учета ограниченной мощности КЗ сети не распространяется на трансформаторы мощностью до 3,15 МВ·А, если сопротивление сети не превышает 5% сопротивления КЗ трансформатора, по отечественному стандарту [2] мощность КЗ сети не учитывается для трансформаторов мощностью менее 1 МВ·А. В [2] мощность КЗ сети указана в зависимости от класса напряжения сети с учетом перспективы развития сети. В соответствии с [1] для определения т.к.з. потребитель в заказе может оговорить мощность КЗ сети в месте установки трансформатора, и только при отсутствии такого требования мощность КЗ сети также принимается в зависимости от класса напряжения сети. Фактическая мощность КЗ сети в месте установки трансформатора, как правило, меньше нормируемой, поэтому для мощных, а тем более сверхмощных уникальных трансформаторов определение расчетного т.к.з. по фактической мощности КЗ сети в месте их установки уже является одним из уточняющих факторов, но обычно потребитель этого не делает.

Другим важным уточняющим фактором является следующее. Указанная в [1, 2] мощность КЗ сети — это мощность КЗ на шинах сети, по которой выбирается выключатель. Эта мощность определяется суммой токов, притекающих к точке КЗ как непосредственно со стороны питающей сети, так и через рассматриваемый трансформатор от другой сети. Таким образом, мощность, по которой должен быть рассчитан т.к.з. трансформатора, принципиально меньше, чем указанная в [1, 2]. Количественно отличие мощности КЗ сетей, к которым присоединен транс-

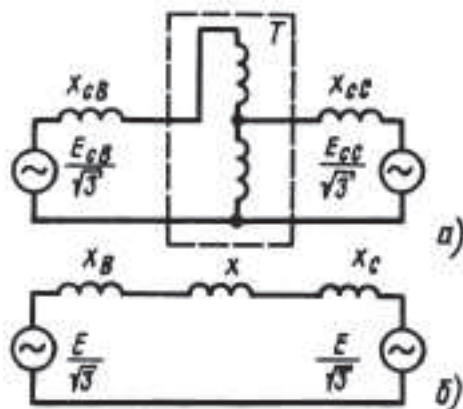


Рис. 1. Схема подключения трансформатора (автотрансформатора) T к двум сетям (а) и эквивалентная схема, приведенная к одному напряжению $E=U_n$ (б)

форматор, от нормируемых мощностей КЗ на шинах этих сетей (в сторону уменьшения) зависит от отношения мощности трансформатора к нормируемым мощностям КЗ на шинах сетей. В случае мощной подходящей сети и трансформатора небольшой мощности, соединенного с сетью другого напряжения, отличие незначительно и им можно пренебречь. Для мощных трансформаторов учет этого фактора может дать заметное снижение расчетного т.к.з.

Для примера рассмотрим двухмоточный трансформатор (автотранс-

форматор) T номинальной мощности S_n с напряжением КЗ u_k , подключенный к двум сетям B и C (высшего и среднего напряжений) с напряжениями и сопротивлениями E_{cB} , E_{cC} и x_{cB} , x_{cC} , соответственно (рис. 1,а). Использование индуктивного сопротивления сети или трансформатора z не приводит к сколько-нибудь заметным изменениям в т.к.з. В схеме замещения (рис. 1,б) этого трансформатора приведенные к одному номинальному напряжению $E=U_n$ параметры равны:

$$x_B = x_{cB} \left(\frac{E}{E_{cB}} \right)^2; \quad x_C = x_{cC} \left(\frac{E}{E_{cC}} \right)^2;$$

$$x = \frac{E^2}{S_n} \frac{u_k}{100}.$$

При этом мощности КЗ каждой из сетей, к которым присоединен трансформатор, и самого трансформатора (соответственно, S_B , S_C и S_T) определяются по формулам:

$$S_B = \frac{E^2}{x_B}; \quad S_C = \frac{E^2}{x_C}; \quad S_T = \frac{E^2}{x} = S_n \frac{100}{u_k},$$

а мощности КЗ на шинах первой и второй сетей, соответственно, равны:

$$S_{\text{выкл} B} = \frac{E^2}{x_{B\Sigma}} = S_{B\Sigma}; \quad S_{\text{выкл} C} = \frac{E^2}{x_{C\Sigma}} = S_{C\Sigma}.$$

Таблица 1

Параметр	Формула для расчета параметра при расчетной схеме	
	по рис. 2,а	по рис. 2,б
I_k	$\frac{E}{\sqrt{3}(x+x_c)} = \frac{S_T S_C}{E \sqrt{3}(S_T + S_C)}$	$\frac{E}{\sqrt{3}(x+x_B)} = \frac{S_T S_B}{\sqrt{3}(S_T + S_B)}$
I_B	$\frac{E}{\sqrt{3}x_B}$	—
I_C	—	$\frac{E}{\sqrt{3}x_C}$
$I_k + I_B = I_{\text{выкл} B} = \frac{E}{\sqrt{3}x_{B\Sigma}}$	$\frac{E}{\sqrt{3}} \left(\frac{1}{x_B} + \frac{1}{x+x_C} \right)$	—
$I_k + I_C = I_{\text{выкл} C} = \frac{E}{\sqrt{3}x_{C\Sigma}}$	—	$\frac{E}{\sqrt{3}} \left(\frac{1}{x_C} + \frac{1}{x+x_B} \right)$

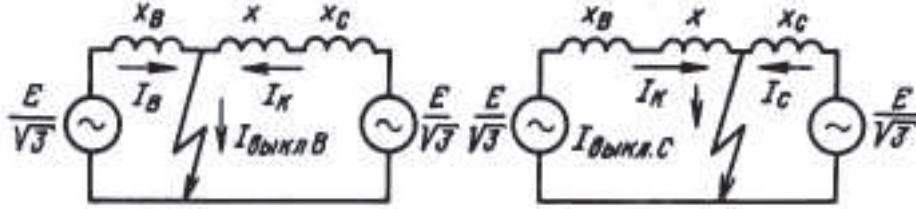


Рис. 2. Расчетные схемы для определения токов при к.з. на шинах первой (а) и второй (б) сети

На рис. 2 даны расчетные схемы, а в табл. 1 — формулы для определения токов при КЗ на шинах первой или второй сетей: тока КЗ трансформатора I_K , тока выключателя $I_{\text{выкл.В}}$ (или $I_{\text{выкл.С}}$), тока питающей сети I_B (или I_C).

Из табл. 1 следует:

$$\frac{1}{x_{B\Sigma}} = \frac{1}{x_B} + \frac{1}{x+x_C}, \quad \frac{1}{x_{C\Sigma}} = \frac{1}{x_C} + \frac{1}{x+x_B}.$$

В этих двух уравнениях заданы x , $x_{B\Sigma}$ и $x_{C\Sigma}$, неизвестны x_B и x_C . Если выразить индуктивные сопротивления через соответствующие им мощности КЗ, получим систему уравнений:

$$S_{B\Sigma} = S_B + \frac{S_T S_C}{S_T + S_C};$$

$$S_{C\Sigma} = S_C + \frac{S_T S_B}{S_T + S_B}.$$

Эта система уравнений приводит к одному квадратному уравнению относительно искомого S_B или S_C , в результате решений которого можно получить (отбросив одно нереальное решение):

$$\begin{aligned} \frac{S_B}{S_{B\Sigma}} &= \frac{1}{2} \left(1 + \sqrt{1 + 4 \frac{S_T}{S_{B\Sigma}} \frac{S_T}{S_{C\Sigma}}} \right) - \frac{S_T}{S_{B\Sigma}} \approx \\ &\approx 1 - \frac{S_T}{S_{B\Sigma}} \left(1 - \frac{S_T}{S_{C\Sigma}} \right); \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{S_C}{S_{C\Sigma}} &= \frac{1}{2} \left(1 + \sqrt{1 + 4 \frac{S_T}{S_{B\Sigma}} \frac{S_T}{S_{C\Sigma}}} \right) - \frac{S_T}{S_{C\Sigma}} \approx \\ &\approx 1 - \frac{S_T}{S_{C\Sigma}} \left(1 - \frac{S_T}{S_{B\Sigma}} \right). \end{aligned}$$

Отношение уточненного т.к.з. трансформатора к т.к.з., который получается при расчете с учетом мощности КЗ на шинах сети:

при КЗ на ВН

$$\begin{aligned} \frac{I_K}{I_{K\Sigma}} &= \frac{E}{\sqrt{3}(x+x_C)} \frac{\sqrt{3}(x+x_{C\Sigma})}{E} = \frac{1 + \frac{S_T}{S_{C\Sigma}}}{1 + \frac{S_T/S_C}{S_{C\Sigma}/S_C}} = \\ &= \frac{S_T + S_{C\Sigma}}{S_T + S_C} \frac{S_T}{S_{C\Sigma}}; \end{aligned}$$

при КЗ на СН

$$\begin{aligned} \frac{I_K}{I_{K\Sigma}} &= \frac{E \sqrt{3}(x+x_{B\Sigma})}{\sqrt{3}(x+x_B)E} = \frac{1 + \frac{S_T}{S_{B\Sigma}}}{1 + \frac{S_T/S_B}{S_{B\Sigma}/S_B}} = \\ &= \frac{S_T + S_{B\Sigma}}{S_T + S_B} \frac{S_B}{S_{B\Sigma}}. \end{aligned}$$

Рассмотрим пример расчета мощностей КЗ питающих сетей и т.к.з. для автотрансформатора 1150/500 кВ мощностью $S_H = 0,667 \cdot 3 = 2$ ГВ·А с напряжением КЗ $u_K = 0,125$ (12,5%) при мощностях КЗ на шинах $S_{B\Sigma} = 80$ ГВ·А, $S_{C\Sigma} = 50$ ГВ·А. Для этого автотрансформатора $S_T = \frac{S_H}{u_K} = 16$ ГВ·А;

$\frac{S_B}{S_{B\Sigma}} = 0,8604$; $\frac{S_C}{S_{C\Sigma}} = 0,7404$; $S_B = 68,8$ ГВ·А; $\frac{S_C}{S_{C\Sigma}} = A$; $S_C = 37$ ГВ·А; $\frac{S_C}{S_{C\Sigma}} = A$.

При КЗ на зажимах обмотки ВН $\frac{I_K}{I_{K\Sigma}} = 0,92$, что дает снижение электродинамических сил до $0,92^2 = 0,85$.

При КЗ на зажимах обмотки СН $\frac{I_K}{I_{K\Sigma}} = 0,974$, что дает снижение электродинамических сил до $0,974^2 = 0,948$.

Таблица 2

Тип трансформатора	Мощность трансформатора (трехфазная или трехфазной группы), МВ·А	$(I_k / I_{k\Sigma})^2$
ТДЦ-400000/110	400	0,96
ТНЦ-630000/220	630	0,965
ТНЦ-1000000/330	1000	0,97
ТНЦ-1250000/330	1250	0,96
ОРНЦ-533000/500	1600	0,95
АОДЦТН-267000/500/220	800	0,973
АОДЦТ-333000/750/330	1000	0,975
АОДЦТН-417000/750/500	1250	0,968
АОДЦТ-667000/1150/500	2000	0,955

Полученные формулы позволяют достаточно просто определять изменения т.к.з. и электродинамических усилий в трансформаторе при других исходных данных (u_k , $S_{B\Sigma}$, $S_{C\Sigma}$ и т.п.).

Были проделаны расчеты для трансформаторов общего назначения напряжением до 750 кВ включительно и трансформаторов 1150 кВ. Эти расчеты показали следующее:

для трансформаторов напряжением до 35 кВ включительно независимо от их мощности уточнение значения мощности КЗ сетей не приводит к заметному уменьшению т.к.з. трансформатора;

для трансформаторов класса напряжения 110–1150 кВ получается некоторое снижение расчетного т.к.з. и, соответственно, электродинамиче-

ских усилий по сравнению с практическим расчетом. Это снижение тем больше, чем выше мощность трансформатора (в пределах одного класса напряжения); уточнение т.к.з. в большей мере сказывается на автотрансформаторах связи двух сетей, чем на блочных трансформаторах (рис. 3). В табл. 2 указаны те блочные трансформаторы и автотрансформаторы, для которых получается заметное снижение расчетных сил КЗ (выше 1–5%), т.е. при их расчете в настоящее время следует проводить корректировку в соответствии с предлагаемой методикой, а в дальнейшем, после накопления опыта расчетов и дополнительных данных, внести соответствующее изменение в стандарты.

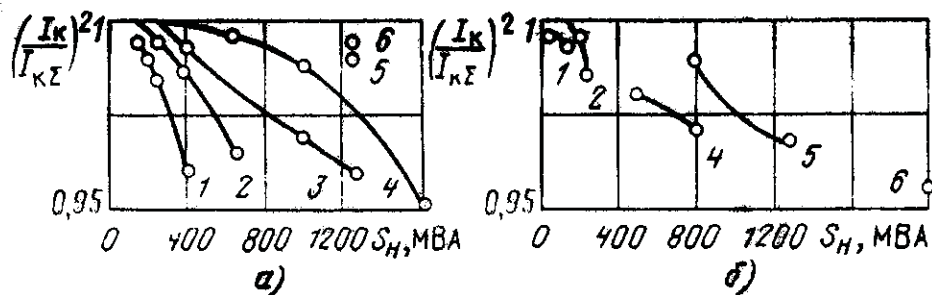


Рис. 3. Влияние учета мощности КЗ сети ВН на электродинамические силы в трансформаторе в зависимости от номинальной мощности трехфазного трансформатора S_H для разных классов напряжения ВН в режиме КЗ во второй сети для блочных трансформаторов (а) и автотрансформаторов связи двух сетей (б): 1 — 110 кВ; 2 — 220; 3 — 330; 4 — 500; 5 — 750; 6 — 1150

Отметим, что для генераторных (блочных) трансформаторов расчеты были проделаны в предположении, что мощность КЗ со стороны генератора определялась для трансформаторов напряжением до 220 кВ включительно из расчета сверхпереходного сопротивления генератора $x''=0,2$, т.е. как пятикратная мощность трансформатора, для трансформаторов напряжением 330–1150 кВ — по справочным значениям x'' соответствующих генераторов.

Целесообразно проанализировать уточнение значений т.к.з. трансформатора, например, в случае, когда для связи двух сетей применяется (или запланировано применять) не один, а два трансформатора, включенных параллельно. Для этого случая (эквивалентного удвоению мощности трансформатора) в нашем примере мощности КЗ сетей, к которым присоединен автотрансформатор, будут равны $S_B=64,9$ ГВ·А; $S_C=28,57$ ГВ·А. В режиме КЗ на стороне СН, который для рассматриваемого автотрансформатора является определяющим по электродинамической стойкости, т.к.з. каждого из двух параллельно включенных автотрансформаторов по сравнению с т.к.з. в схеме с одним АТ ($S_B=68,8$ ГВ·А)

$$I_{K(2)}/I_{K(1)}=0,825,$$

а по сравнению с т.к.з., рассчитанным по мощности КЗ на шинах $S_{B\Sigma}=80$ ГВ·А,

$$I_{K(2)}/I_{K\Sigma}=0,8035.$$

Если один из двух автотрансформаторов будет временно отключен, т.к.з. включенного автотрансформатора

$$I_{K(12)}/I_{K\Sigma}=0,9625.$$

Таким образом, расчеты показали необходимость коррекции т.к.з. в случае, когда предусмотрена работа на подстанции нескольких групп мощных трансформаторов.

В статье рассмотрены трехфазные КЗ, регламентируемые [2]. В эксплуатации возникают однофазные КЗ,

при которых токи в обмотках могут быть отличными от токов при трехфазных КЗ. Например, в автотрансформаторах с обмоткой НН, соединенной в треугольник, при определенных условиях при КЗ на стороне СН ток в общей обмотке может быть увеличен за счет «подпитки» от «здоровых» фаз. Вопросы расчета токов и электродинамической стойкости трансформаторов при этом требуют специального рассмотрения, выходящего за рамки настоящей статьи.

В заключение еще раз подчеркнем, что для мощных трансформаторов представляется целесообразным проводить уточненный расчет т.к.з. с учетом мощностей КЗ сетей, к которым присоединен трансформатор. Это позволяет уменьшить массу меди, а также облегчить получение требуемого тока при динамических испытаниях трансформатора.

Приложение. Зависимость изменения тока КЗ от изменения мощности КЗ сети.

$$I_K = \frac{I_H}{\frac{u_K}{100} + \frac{S_H}{S_C} \frac{u_K}{100}} = \frac{I_H}{1 + \alpha}, \quad (2)$$

где $\alpha = \frac{S_H 100}{u_K S_C} = \frac{S_T}{S_C}$ — отношение мощности КЗ трансформатора $S_T = \frac{S_H 100}{u_K}$ к мощности КЗ сети S_C .

На рис. 4 зависимость тока КЗ от мощности КЗ сети дана в относительных единицах (для различных параметров α_Σ):

$$\frac{I_K}{I_{K\Sigma}} = \frac{1 + \alpha_\Sigma}{1 + \alpha}, \quad (3)$$

где $\alpha_\Sigma = S_T / S_{C\Sigma}$.

Для мощных трансформаторов (например, $S_H=2$ ГВ·А, $u_K=12,5\%$, $S_{C\Sigma}=80$ ГВ·А, $\alpha_\Sigma=0,2$) видно заметное влияние на т.к.з. мощности КЗ сети: увеличение ее в 1,5 раза приводит к увеличению т.к.з. на 5,9%, а снижение мощности КЗ в 1,5 раза — к снижению т.к.з. на 7,7%. Для менее мощных трансформаторов ($\alpha_\Sigma=0,1$ и 0,05) влияние мощности КЗ сети существенно меньше.

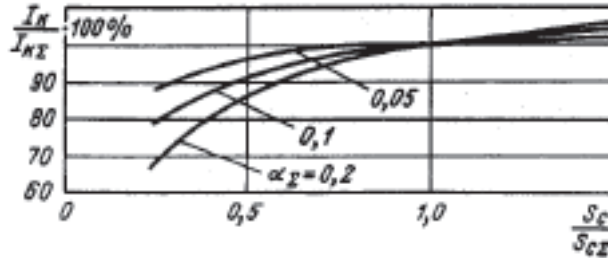


Рис. 4. Зависимость т.к.з. трансформатора от мощности КЗ сети (% от т.к.з. при $S_{c\Sigma} = 80 \text{ ГВ}\cdot\text{А}$)

По формуле (2) можно рассчитать абсолютное и относительное изменения т.к.з. ΔI_K и $\delta I_K = \Delta I_K / I_K$ при изменении мощности КЗ сети ΔS_c и $\delta S_c = \Delta S_c / S_c$, соответственно, а также их отношение:

$$K = \frac{\Delta I_K / I_K}{\Delta S_c / S_c} = \frac{\delta I_K}{\delta S_c} = \frac{S_T}{S_c} \frac{1}{1 + \frac{S_T}{S_c} + \frac{\Delta S_c}{S_c}} = \frac{\alpha}{1 + \alpha + \delta S_c} \quad (4)$$

Отношение (4) можно трактовать как коэффициент влияния изменения мощности КЗ сети на изменение т.к.з. трансформатора.

На рис. 5 показана зависимость этого коэффициента от изменения мощности КЗ сети δS_c для разных значений относительной мощности КЗ трансформатора α . Из рис. 5 видно, что для рассматриваемого примера $\alpha = 0,2$ при $\delta S_c = 0$ имеем $K = 0,167$. Это значит, что на каждый 1% изменения мощности КЗ сети получается всего 0,167% изменения т.к.з. Если изменение мощности КЗ

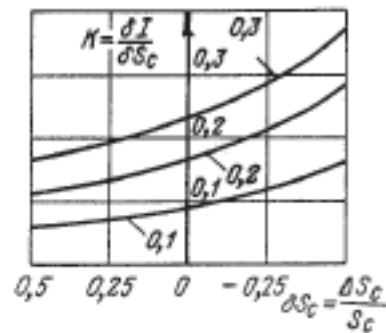


Рис. 5. Зависимость коэффициента влияния изменения мощности КЗ сети на изменение т.к.з. от изменения мощности КЗ сети

сети существенно (например, при $\alpha = 0,2 \delta S_c = -0,5 S_c$), то будет и большее изменение т.к.з. (0,285% на 1% изменения мощности КЗ сети).

Список литературы

1. Стандарт МЭК. Публ. 76-5. Силовые трансформаторы. Ч. 5. Стойкость при коротком замыкании. М.: Изд-во стандартов. 1980.
2. ГОСТ 11677-85 (СТ СЭВ 1102-78). Трансформаторы силовые. Общие технические условия.

Работа трехфазной группы трансформаторов с различными значениями напряжения КЗ

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

Поводом для данной работы послужила задача, возникшая при необходимости поэтапной (неодновременной) замены на Волжской ГЭС старых автотрансформаторов АОДЦТН-167000/500/220 производства ЗТЗ (разработка 1965 г.) новыми автотрансформаторами такого же типа производства холдинговой компании (ХК) «Электрозавод» (разработка 1996 г.) при работе их в трехфазной группе.

Автотрансформаторы старой и новой разработок имеют несколько различающиеся значения напряжений короткого замыкания u_k (различные сопротивления рассеяния), в частности, для сторон ВН–СН $u_k \approx 11\%$ для новых и $u_k \approx 9\%$ для старых автотрансформаторов. Первоначально были опасения, что при таком отличии значений u_k в случае использования в фазах автотрансформаторов старой и новой разработок может иметь место неравномерная по фазам нагрузка как основных обмоток ОО (общая обмотка) и ПО (последовательная обмотка), так и обмоток НН (низкого напряжения), КО (компенсационной обмотки) и РО (регулирующей обмотки), и может возникнуть несимметрия линейных напряжений в сетях ВН, СН и НН. Это может привести, в свою очередь, к необходимости ограничения мощности автотрансформаторов на время поэтапной замены. Таким образом, было опасение, что при замене по одному автотрансформатору в год в течение 2 лет необходимо будет ограничивать мощность трехфазной группы на Волжской ГЭС. Детальный анализ этого вопроса и подробные расчеты показали, что эти опасения для рассматриваемого случая оказались напрасными, и были даны рекомендации о том, что мощности трехфазной группы автотрансформаторов

АОДЦТН-167000/500/220 можно не ограничивать при поэтапной замене старых автотрансформаторов новыми, имеющими большие значения u_k . Основной, главной задачей расчета является определение отклонений значений токов (фазных и линейных) трехфазной группы автотрансформаторов с различными напряжениями КЗ от базового значения (когда во всех трех фазах автотрансформаторы одинаковые), а также определение отклонений значений токов фаз друг от друга. Отличия токов обмоток автотрансформаторов необходимы для оценки опасности перегрузки этих обмоток, а отличия токов линий необходимы для оценки несимметрии линейных напряжений. Дополнительными результатами расчета являются значения парных напряжений КЗ.

Методические вопросы расчета. Общеизвестно, что при параллельной работе двух (нескольких) трансформаторов (автотрансформаторов) их нагрузка (токи в обмотках) распределяется обратно пропорционально значениям напряжений короткого замыкания (сопротивлениям КЗ, а для мощных трансформаторов, для которых влияние активного сопротивления обмоток мало, — индуктивным сопротивлениям КЗ). Так, если два трансформатора с сопротивлениями КЗ z_1 и z_2 соединены параллельно, то падения напряжения на них равны, $I_1 z_1 = I_2 z_2$, отсюда и следует, что $\frac{I_1}{I_2} = \frac{z_2}{z_1}$. Например, если параллельно включены два автотрансформатора одинаковой мощности с индуктивными сопротивлениями 11 и 9%, то $\frac{I_2}{I_1} = \frac{11}{9} = 1,22$. Это значит, что, если второй автотрансформатор с $u_k = 9\%$ будет работать при 100% номинальной мощности, то мощность первого

составит только $1/1,22=0,818=81,8\%$, т.е. его нагрузка должна быть снижена почти на 20%, если же первый автотрансформатор нагрузить на 100%, то второй будет работать с перегрузкой 22,2%, что недопустимо. Суммарная мощность этих двух параллельно соединенных автотрансформаторов без их перегрузки может составить $(100+81,8)=181,8\%$, т.е. допустимая мощность двух рассматриваемых параллельно работающих трансформаторов будет составлять только $(100+81,8)/2=91\%$ их суммарной номинальной мощности.

Мнение об опасности эксплуатации автотрансформаторов с различными сопротивлениями рассеяния при их параллельном соединении, как правило, «автоматически» переносится на эксплуатацию таких автотрансформаторов в разных фазах одной трехфазной группы. Кроме того, может возникнуть опасение, что при несимметричной нагрузке фаз трехфазной группы в обмотках НН, соединенных в треугольник, может возникнуть дополнительный уравнивающий ток, из-за которого принципиально потребуется дополнительно ограничить мощность автотрансформатора. Это неприятно также из-за того, что мощность обмоток НН обычно значительно снижена по сравнению с мощностью основных обмоток ПО и ОО; в рассматриваемом исполнении автотрансформаторов для ВоГЭС мощность обмотки НН 50 МВ·А (при мощности основных обмоток 167 МВ·А).

Однако распределение нагрузки автотрансформаторов с различными значениями напряжений КЗ, работающих в трехфазной группе, принципиально отличается от распределения нагрузки таких автотрансформаторов при их параллельной работе. К сожалению, особенности работы таких автотрансформаторов в трехфазной группе не отражены в теоретической литературе, заводских технических инструкциях (ТИ) или нормативных материалах. Поэтому, прежде всего, сделаем анализ поставленных вопросов в общем виде.

Рассмотрим вначале группу из трех однофазных трехобмоточных трансформаторов, две обмотки которых соединены в две звезды с заземленными нейтральными, причем обмотки ВН подсоединены к трехфазной сети, обмотки СН — к сети с номинальной нагрузкой. Обмотки НН, соединенные в треугольник, пока рассматривать не будем. Сопротивления КЗ пар обмоток ВН—СН трансформаторов пусть будут различными. Ток соответствующей обмотки каждого из трансформаторов фаз I_A , I_B и I_C можно рассчитать независимо от токов соседних фаз

$$\begin{aligned} I_A &= U_c / (x + x_c + x_{кА}); \\ I_B &= U_c / (x + x_c + x_{кВ}); \\ I_C &= U_c / (x + x_c + x_{кС}), \end{aligned} \quad (1)$$

где U_c — фазное напряжение сети ВН при ХХ, одинаковое для всех трех фаз; x — номинальное сопротивление нагрузки $x = U_H^2 / S_H$; S_H — номинальная мощность; x_c — сопротивление КЗ сети; $x_c = U_H^2 / S_c$; U_H — номинальное напряжение сети; S_c — мощность КЗ сети; $x_{кА}$, $x_{кВ}$ и $x_{кС}$ — сопротивление КЗ трансформаторов (для парного режима КЗ ВН—СН).

Для упрощения расчета и его наглядности все сопротивления взяты чисто индуктивными, к тому же такое допущение дает расчет с запасом.

Для оценки неравномерности нагрузки трансформаторов рассмотрим отношение токов двух фаз.

$$\begin{aligned} \frac{I_B}{I_A} &= \frac{(x + x_c + x_{кА})}{(x + x_c + x_{кВ})} = \\ &= \frac{(x + x_c + x_{кА} + x_{кВ} - x_{кВ})}{(x + x_c + x_{кВ})} = \\ &= 1 + \frac{(x_{кА} - x_{кВ})}{(x + x_c + x_{кВ})} = \frac{1 + \Delta x_k}{(x + x_c + x_{кВ})} = 1 + \delta I. \end{aligned} \quad (2)$$

В этой формуле вместо абсолютных значений сопротивлений КЗ можно пользоваться их процентными значениями (напряжениями КЗ в процентах), если за 100% берется номинальная нагрузка $x = U_H^2 / S_H$. Отметим, что данные расчеты правомерны

как для трансформаторов, так и для автотрансформаторов.

Как видно, отношение токов близко к единице. Действительно, если, например, напряжения КЗ

$$u_{KB}=u_{KC}=9\%, \quad u_{KA}=11\%, \quad x_c=1,7\%,$$

то

$$\Delta u_K=2\%,$$

$$x+x_c+x_{KB}=100\%+1,7\%+9\%=110,7\%$$

и

$$I_B/I_A=1+2/110,7=1+0,018.$$

Таким образом, при существенном небалансе напряжений КЗ $u_{KA}/u_{KB}=11/9=1,22$, т.е. при различии индуктивных сопротивлений КЗ на 22% относительно различие токов будет всего $\delta I=1,8\%$. (Если бы трансформаторы были соединены параллельно, то небаланс токов был бы, естественно, $\delta I=22\%$.) Далее рассмотрим ту же группу трансформаторов (или подобную ей группу автотрансформаторов), но с учетом обмотки НН, расположенной на стержне первой и со-

единенной в треугольник. При несимметричной нагрузке из-за различия напряжений КЗ в обмотке НН должен появиться уравнивающий ток. Оценить этот ток можно с помощью теоремы Тевенена — метода эквивалентного генератора (рис. 1):

$$I_{НН}=U_{XX}/jx_{ЭКВ}. \quad (3)$$

Для применения метода эквивалентного генератора должно быть определено напряжение XX (напряжение U_{XX} в месте условного разрыва треугольника) и эквивалентное сопротивление на выводах этого разрыва $x_{ЭКВ}$ (при условно замкнутых ЭДС всех трех фаз сети), ведь этот метод иначе называется методом холостого хода и короткого замыкания.

Напряжение U_{XX} — это сумма трех напряжений на обмотках НН при подсоединении нагрузок к обмоткам СН, каждое из которых есть ЭДС фазы минус падение напряжения на сопротивлении КЗ обмоток ВН и НН (рис. 1). Но ведь сумма векторов ЭДС трех фаз равна нулю, а сумма векто-

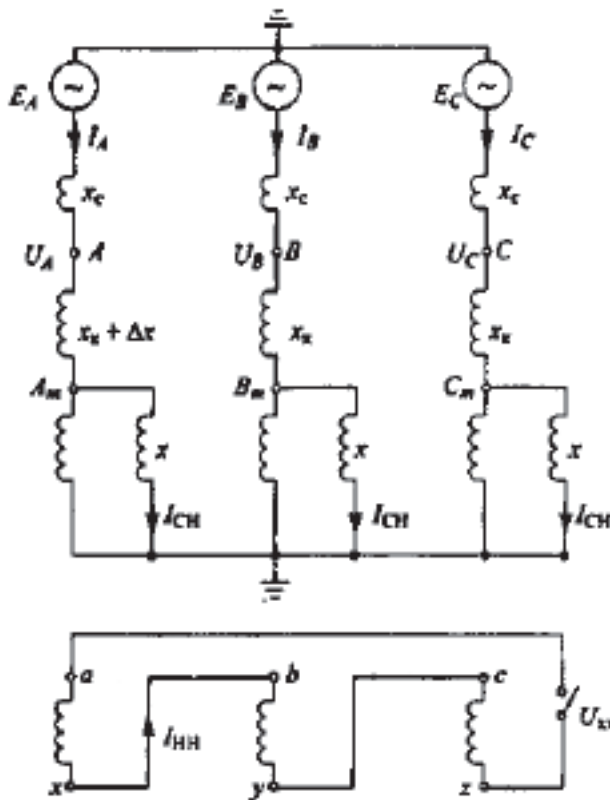


Рис. 1. Схема трехфазной группы автотрансформаторов с различающимися напряжениями КЗ (для расчета тока обмотки НН применен метод эквивалентного генератора)

ров трех падений напряжений — очень малая величина. Относительное значение этой суммы (по отношению к номинальному напряжению) оказывается равным определенному ранее относительному изменению тока δI , т.е. $U_{XX} = -U_H \delta I$ (подробный вывод здесь не приведен).

Эквивалентное сопротивление $x_{\text{ЭКВ}}$ — это сумма трех входных (со стороны обмотки НН) индуктивных сопротивлений, определенных в схеме с закороченными фазными ЭДС сети. Каждое из этих трех последовательно соединенных сопротивлений примерно равно сумме сопротивлений сети и сопротивления рассеяния трансформатора в режиме парного КЗ обмоток НН и ВН, которое обычно достаточно велико. Например, для рассматриваемых автотрансформаторов, когда обмотка НН — на стержне, а обмотка ВН (ПО) от нее существенно удалена [между ними расположена еще и обмотка СН (ОО)], напряжение КЗ $u_{\text{КНН-ВН}}$ составляет около 30%. Поэтому условие

$$x_{\text{ЭКВ}} \approx 3(x_c + x_{\text{КНН-ВН}}) \approx x = U_H / I_A$$

может использоваться только для выбранного примера расчета (характер-

ного для трехобмоточных автотрансформаторов), в котором парное индуктивное сопротивление ВН–НН близко к 30%.

В итоге получаем

$$I_{\text{НН}} = U_{XX} / jx_{\text{ЭКВ}} \approx -I_A \delta I. \quad (3,а)$$

Формула (3,а) отражает очевидный факт, что в замкнутом треугольнике при неравенстве токов в обмотках трех фаз (т.е. при несимметрии токов) возникает уравнительный ток того же порядка, что и разность токов основных обмоток фаз, т.е. очень небольшой ток.

Определив ток обмотки НН, можно рассчитать токи во всех обмотках. Такой расчет по схеме замещения (рис. 2) — не очень сложный, но громоздкий, так как необходимо вносить поправки на часть тока НН ко всем векторам тока всех обмоток всех фаз. Ясно, что при малости тока обмотки НН и поправки в токах будут невелики, причем эти поправки будут стремиться снизить несимметрию токов (неравенство действующих значений токов фаз), ведь в этом (выравнивании несимметрии токов по фазам) — одно из главных назначений третичной обмотки автотрансформаторов.

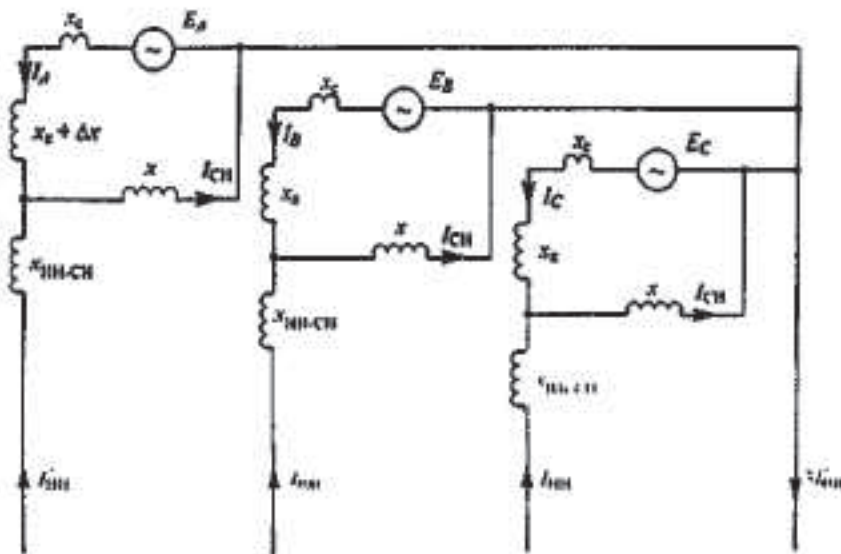


Рис. 2. Схема замещения для расчета тока в обмотках автотрансформаторов

В учебной и методической литературе подробно излагается теория работы трехфазных трансформаторов на несимметричную нагрузку [1 и др.]. Рассматриваемая в этой статье задача имеет много общего с этой теорией. Более того, при простом двухобмоточном трансформаторе различие напряжений КЗ трансформаторов можно свести к различию сопротивлений нагрузки, т.е. к известным в литературе задачам. Однако при наличии в трансформаторе третьей обмотки (со своей симметричной нагрузкой), что и есть в рассматриваемом примере, различие в сопротивлениях КЗ не эквивалентно различию сопротивлений нагрузки.

Излагаемый в учебной литературе метод симметричных составляющих может быть, естественно, успешно применен и для решения поставленной задачи. Однако именно для этой задачи метод симметричных составляющих более сложен и, главное, менее нагляден, чем примененный метод эквивалентного генератора. Полученные выводы также напрямую не следуют из известных работ по несимметричной нагрузке автотрансформаторов.

Анализ реальных автотрансформаторов с помощью изложенного «ручного» расчета выполнить достаточно сложно. Поэтому дальнейшая работа была проведена с применением современной вычислительной техники. Для расчета тока во всех обмотках автотрансформаторов (ОО, ПО, НН, КО, РО) и в нагрузке (в линиях ВН, СН, НН) применительно к Волжской ГЭС были использованы специальные программы расчета, прежде всего, программа РАСТОК [2].

Заметим, что все расчеты были проведены для схемы замещения, значения сопротивлений КЗ в которой приведены к числу витков обмотки ВН.

Допущения и условия при расчете, исходные данные. Принято, что для составления рекомендации о необходимости ограничения мощности автотрансформаторов, различающихся напряжением КЗ и работающих в

одной трехфазной группе, следует учитывать случаи, когда при расчетах получены токи в основных обмотках автотрансформаторов, превышающие номинальные более чем на 5%.

При расчетах рассматривались два основных варианта:

1) в одной фазе (*A*) установлен новый автотрансформатор (разработка ХК «Электрозавод», 1996 г.), а в двух других фазах (*B* и *C*) — старые автотрансформаторы (разработка ЗТЗ, 1965 г.);

2) в двух фазах (*A* и *B*) установлены новые автотрансформаторы, в третьей фазе (*C*) — старый автотрансформатор.

Кроме того, для контроля (для сравнения) рассчитаны варианты, когда во всех трех фазах установлены старые автотрансформаторы.

При расчетах токов в обмотках автотрансформатора необходимо рассмотреть все возможные режимы его работы. В общем случае все три обмотки НН, СН и ВН могут быть подключены к сетям, где есть и генерирующие мощности, и нагрузка, и взаимная индуктивность между параллельными цепями сети.

В качестве расчетного режима выбран режим нагрузки автотрансформаторов с передачей основной мощности из сети ВН в сеть СН при номинальной нагрузке на стороне СН и дополнительной нагрузке на стороне НН.

В этом режиме в соответствии с конкретными условиями работы автотрансформатора на подстанции при номинальном напряжении 11 кВ на стороне НН максимальный рабочий ток ее нагрузки составляет до 600 А, поэтому в расчете сопротивления нагрузки на стороне НН линейный ток принят равным 600 А. Характер нагрузки на стороне НН принят соответствующим коэффициенту мощности $\cos\varphi=0,8$. Для сравнения укажем, что номинальная мощность обмотки НН, соединенной в треугольник, составляет 50 МВ·А, номинальный фазный ток в обмотке 4545 А, номинальный линейный ток на стороне

НН 7873 А, т.е. расчетный ток 600 А существенно ниже.

Принято, что на стороне СН подключена нагрузка, которая при номинальном напряжении 230 кВ соответствует номинальному линейному току и $\cos\varphi=0,8$. Принято, что на стороне ВН подключена сеть 500 кВ, которая имеет индуктивное сопротивление, соответствующее значению мощности КЗ сети 10 ГВ·А. По ГОСТ 11677-85 значение мощности КЗ сети при расчете тока КЗ нормируется величиной 50 ГВ·А, однако эту предельную повышенную мощность использовать для расчета нагрузочных режимов ВоГЭС нецелесообразно, так как реально она существенно меньше.

В данном случае сниженное значение мощности КЗ сети взято для получения результатов расчета с запасом, так как влияние неравномерной нагрузки фаз из-за разных значений индуктивных сопротивлений проявляется сильнее при большем падении напряжения в сети.

Кроме описанного расчетного режима нагрузки можно было бы рассчитывать и другие режимы, например, с передачей мощности не от ВН к СН, а наоборот, от СН к ВН. Можно было бы рассчитывать двухобмоточные режимы ВН–СН, ВН–НН, СН–НН. Можно было бы рассчитывать и режимы с генерирующими сетями на всех сторонах автотрансформатора. Представляется, что выбранный трехобмоточный расчетный режим для автотрансформаторов по сравнению со всеми другими является самым напряженным и именно в этом режиме в наибольшей мере проявляется отличие токов в обмотках автотрансформатора, вызываемое различием между собой напряжений КЗ трех фаз. Кстати говоря, этот режим вызывает самые большие технические трудности при расчете.

Все расчеты были проведены для трех положений регулирования на стороне СН: минимальное, номинальное, максимальное. При всех расчетах использована программа РАСТОК [2], разработанная в ВИТ (Запорожье).

Следует сделать еще одно важное замечание. Данная работа проделана специалистами по трансформаторам и для разработчиков трансформаторов. Это значит, что основной целью было рассмотреть допустимость работы автотрансформаторов в непривычной и не описанной в литературе несимметричной схеме. Основной вопрос был связан с необходимостью разработки четкой рекомендации разработчику автотрансформаторов, допустима ли их работа в этой несимметричной схеме без ограничения предельной мощности трехфазной группы.

Для рассматриваемой несимметричной (по напряжениям КЗ автотрансформаторов) трехфазной группы может возникнуть и ряд других важных вопросов, касающихся специалистов по электрическим сетям, например, вопросы отладки релейной защиты, допустимости несимметрии напряжений фаз в сетях и т.д.

Представляется, что эти вопросы должны быть при необходимости поставлены и решены специалистами в этой области с другими допущениями, с другим, более детальным отображением в расчетной схеме особенностей примыкающих к автотрансформатору сетей, с привлечением других методов расчета.

Высказанные соображения возникли после полезных замечаний канд.техн. наук С.С. Ананянца, видного специалиста по расчетам сетей, которому авторы статьи выражают свою искреннюю благодарность.

Необходимо сказать несколько слов о конструкции автотрансформаторов.

Рассматриваемые автотрансформаторы разработки 1965 г., (старые) и 1996 г. (новые) имеют сходные конструкции. Магнитная система имеет главный стержень, боковой стержень и боковое ярмо. На главном стержне расположены обмотки НН, ОО и ПО, на боковом — КО и РО. В старых и новых автотрансформаторах обмотка РО выполнена в виде двухслойной многозаходной спирали. Однако схема соединения заходов дает одина-

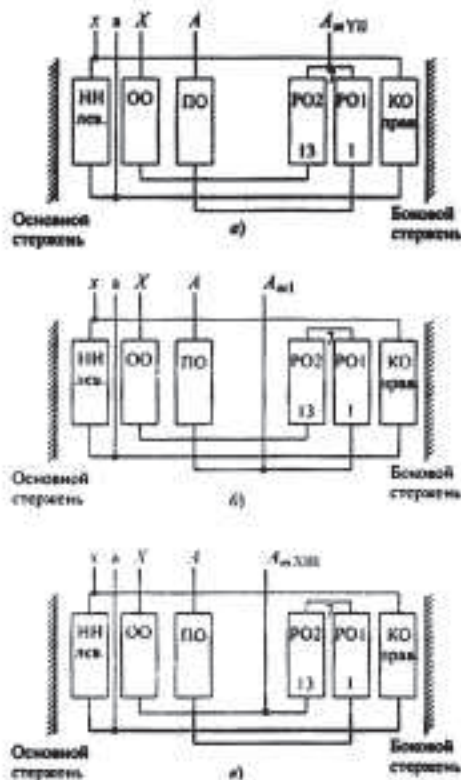


Рис. 3. Расположение обмоток на стержнях магнитной системы автотрансформатора и схема их соединения в режиме ВМ—СН для номинального (а), максимального (б) и минимального (в) положений РПН

ковую схему соединения обмоток только для максимального и минимального положений РПН (рис. 3). Для других положений РПН заходы регулировочной обмотки новой конструкции соединены таким образом, что обмотка РО представляет собой чередование (разное для разных положений РПН) большого числа рассеивающих групп обмоток по высоте. В старой конструкции такого чередования нет.

Точный расчет токов во всех обмотках таких сложных автотрансформаторов, какими являются автотрансформаторы АОЦТН-167000/500/220, даже с использованием имеющихся программ представляет существенные трудности. Для расчетов токов автотрансформатора новой конструкции в номинальном режиме были проведены дополнительные расчетные исследования (они здесь не приводятся), в результате которых при некоторых обоснованных допущениях оказалось возможным применить при сохранении необходимой

точности расчетов упрощенную схему соединения обмоток (рис. 3,а).

За исходные данные для расчетов приняты численные значения параметров рассматриваемых вариантов автотрансформатора по заводским расчетным запискам (геометрические размеры, числа витков обмоток и их активные сопротивления). Значение диаметра бокового стержня, имеющего овальное сечение, принято равным

$$D_{\text{бок.ст}} = \sqrt{4S_{\text{бок.ст}} / \pi k_{\text{зап}}},$$

где $S_{\text{бок.ст}}$ — площадь активного сечения, $k_{\text{зап}}$ — коэффициент заполнения.

Анализ результатов расчетов тока в выбранном режиме нагрузки. После проведения нескольких десятков наладочных расчетов (КЗ, ХХ, нагрузка, различные режимы и сочетания фаз, способы задания обмоток РО и т.д.) для окончательного анализа были рассчитаны 12 вариантов, включая контрольные, когда в трех фазах установлены автотрансформаторы одного производства.

Таблица 1

**Расчетные токи в обмотках и линейные токи автотрансформаторов
АОДЦТН-167000/500/220 производства ЗТЗ (1965 г.) и ХК «Электрозавод»
(МЭЗ, 1996 г.) для вариантов сочетания фаз
при поэтапной замене их на Волжской ГЭС**

Фаза	Этап замены	Ток обмоток и линий, А (%)					
		ПО, ВН РО1	ОО РО2	НН обмотка	КО	СН	НН линия
A, B, C	A, B, C — ЗТЗ	541,7	608,8	415,0	100,7	1150,5	544,3
A	A — МЭЗ; B, C — ЗТЗ	528,7 (97,6)	611,1 (100,4)	252,9 (60,9)	120,5 (119,7)	1139,8 (99,1)	540,6 (99,3)
	A, B — МЭЗ; C — ЗТЗ	531,7 (98,2)	606,0 (99,5)	371,5 (89,5)	110,2 (109,4)	1137,6 (98,9)	540,5 (99,3)
B	A — МЭЗ; B, C — ЗТЗ	545,2 (100,6)	606,0 (99,5)	507,5 (122,3)	93,2 (92,6)	1151,2 (100,1)	543,8 (99,9)
	A, B — МЭЗ; C — ЗТЗ	532,2 (98,3)	608,3 (99,9)	349,8 (84,3)	112,4 (111,6)	1140,5 (99,1)	539,9 (99,2)
C	A — МЭЗ; B, C — ЗТЗ	544,5 (100,5)	604,0 (99,2)	519,3 (125,2)	91,1 (90,5)	1148,5 (99,8)	544,3 (100,0)
	A, B — МЭЗ; C — ЗТЗ	547,7 (101,1)	601,5 (98,8)	568,3 (136,9)	80,8 (80,2)	1149,2 (99,9)	543,9 (99,9)

Примечания: 1. В скобках приведены значения токов в процентах от базового значения. За базовые приняты токи в симметричных режимах, когда во всех трех фазах включены автотрансформаторы производства ЗТЗ (1965 г.).

2. Данные приведены для номинального положения РПН, $I_{\text{по}} = I_{\text{вн}} = I_{\text{ро1}}$, $I_{\text{оо}} = I_{\text{ро2}}$.

3. Жирным шрифтом выделены наибольшие отклонения.

Для примера в табл. 1 для номинального положения РПН даны результаты компьютерных расчетов токов во всех обмотках автотрансформаторов и линейных токов ВН, СН и НН в каждой из трех фаз (A, B и C) для двух вариантов (первый вариант: в фазе A — новый автотрансформатор, в фазах B и C — старые; второй вариант: в фазах A и B — новые, в фазе C — старый) в сравнении с базовым вариантом, когда в фазах A, B и C — старые автотрансформаторы.

Анализ данных табл. 1 и результатов расчета для максимального и минимального положений РПН позволяет сделать ряд замечаний:

1. В вариантах, когда все автотрансформаторы одинаковы, — производства ЗТЗ, как следовало ожидать, получено полное соответствие значений токов по фазам; значения токов (в обмотках и линиях) этих ва-

риантов приняты за базу (100%) для дальнейшего сравнения с другими значениями токов на рассматриваемых этапах замены.

2. В вариантах, когда в трехфазной группе установлены автотрансформаторы с различающимися напряжениями КЗ, нагрузки фаз отличаются как по значениям токов в обмотках, так и по значениям токов в линиях. Отличия в токах обмоток автотрансформаторов необходимы для оценки опасности перегрузки этих обмоток, а отличия в токах линий необходимы для оценки несимметрии линейных напряжений.

3. В основных обмотках автотрансформаторов ПО и ОО, а также и в обмотках РО, во всех режимах отличия токов от базовых достаточно малы — не превышают 5% (как правило, они составляют $\pm 2\%$), т.е. несимметрия индуктивных сопротивлений КЗ незначительна, она не

должна сопровождаться требованием ограничения мощности трансформаторов.

4. Существенное отличие тока от базового 100%-ного значения получено в обмотке НН — до нескольких десятков процентов. Однако во всех режимах ток обмотки НН (при заданной ВоГЭС нагрузке) много ниже номинального тока 50 МВ·А/11 кВ=4545 А, на который рассчитана обмотка НН, т.е. полученные отличия токов в обмотке НН также не требуют ограничения мощности автотрансформаторов.

5. В обмотках КО отличия токов фаз в рассмотренных режимах достигают 20%, однако, несмотря на заметное различие токов в процентах, аб-

солютное их значение, как правило, ниже номинального тока.

Таким образом, для всех обмоток автотрансформаторов несимметрия индуктивных сопротивлений КЗ незначительна, она не должна сопровождаться требованием ограничения мощности трансформаторов. Расчеты показали, что различие в токах фаз трехфазной группы на порядок меньше, чем различие в индуктивных сопротивлениях КЗ фаз: при отличии расчетных сопротивлений на 15,2% различие в токах ОО и ПО составляет 1,5–3%.

Более важны для окончательных выводов данные табл. 2, в которой приведены максимальные отклонения тока в разных фазах и в линиях при поэтапной замене автотрансфор-

Таблица 2

Отличия значений токов линий и обмоток в фазах при поэтапной замене автотрансформаторов

Этап замены	Фаза	Ток обмоток и линий					
		ПО ВН	ОО, РО	НН, обмотка	КО	СН	НН, линия
Номинальное положение РПН							
А — МЭЗ; В, С — ЗТЗ	А	(528,7 А)	+1	(252,9 А)	+32,3	(1139,8 А)	(540,5 А)
	В	+3	+0,3	+100,7	+2,3	+1	+0,6
	С	+3	(604 А)	+105,3	(91,1 А)	+0,8	(540,5 А)
А, В — МЭЗ; С — ЗТЗ	А	(531,7 А)	+0,7	+6,2	+36,4	(1137,6 А)	+0,1
	В	+0,1	+1,1	(349,8 А)	+39,1	+0,3	(539,9 А)
	С	+3	(601,5 А)	+62,5	(80,8 А)	+1	+0,7
Максимальное положение РПН							
А — МЭЗ; В, С — ЗТЗ	А	(636,9 А)	+2	(1790,3 А)	(1741,5 А)	(1232,6 А)	(522,2 А)
	В	+4	+0,4	+22,5	+1	+1,3	+0,8
	С	+3,7	(584,2 А)	+22,8	+0,6	+1	+1
А, В — МЭЗ; С — ЗТЗ	А	(640,5 А)	+1,4	+0,9	(1720,8 А)	(1229,1 А)	+0,2
	В	+0,2	+2	(1904,2 А)	+0,5	+0,4	(521 А)
	С	+3,9	(580,4 А)	+20,3	+1,1	+1,4	+1,1
Минимальное положение РПН							
А — МЭЗ; В, С — ЗТЗ	А	(418,8 А)	+0,7	+13,4	(1224,2 А)	(1017,8 А)	(555,7 А)
	В	+1,9	+2,9	+2,2	+4,6	+0,6	+0,4
	С	+2	(594,9 А)	(896,2 А)	+4,6	+0,4	+0,4
А, В — МЭЗ; С — ЗТЗ	А	(421 А)	+0,4	+11,9	(1230,5 А)	(1016,6 А)	(555,6 А)
	В	(420,9 А)	+0,6	+13,9	(1230,3 А)	+0,2	(555,5 А)
	С	+1,8	(593,6 А)	(856,6 А)	+4,5	+0,6	+0,4

Примечания: 1. Приведены наименьшие значения тока в амперах (в скобках) и отклонения в процентах по отношению к наименьшему из соответствующих значений.

2. Жирным шрифтом выделены наибольшие отклонения.

маторов. Для каждого варианта и для каждого режима из трех токов фаз сравнивался максимальный ток с минимальным (минимальное значение тока дано в скобках), отличия значений токов линий и обмоток в фазах при поэтапной их замене даны в процентах к наименьшему значению для соответствующей обмотки (линии). Анализ данных табл. 2 показывает следующее:

в обмотках ПО и ОО максимальное отклонение тока в разных фазах не превышает 4,0% для обмоток ПО (максимальное положение РПН) и 2,9% для обмоток ОО (минимальное положение РПН). Эти отклонения не превышают 5%, выше которых было принято необходимым считаться с неравномерной нагрузкой автотрансформаторов;

в обмотке НН максимальное отклонение тока в разных фазах, получено равным 105,3% (т.е. увеличение тока более чем в 2 раза при номинальном положении РПН). Однако сам ток обмотки НН (при заданной нагрузке) составляет в самом худшем случае около 1900 А, что много ниже номинального тока $50 \text{ МВ} \cdot \text{А} / 11 \text{ кВ} = 4545 \text{ А}$, на который рассчитана обмотка НН, т.е. полученные отличия токов в обмотке НН не потребуют ограничения мощности автотрансформаторов;

в обмотке КО максимальное отклонение тока в разных фазах составляет 39,1% (номинальное положение РПН), однако сам ток обмотки КО практически не превышает номинального тока обмотки КО 1725 А, т.е. полученные отличия токов в обмотке КО также не потребуют ограничения мощности автотрансформаторов;

несущественны отличия линейных токов НН, СН и ВН в фазах (соответственно 1,1%, 1,4% и 4,0%) из-за использования автотрансформаторов с различными значениями напряжений КЗ, т.е. искажения линейных напряжений несущественны (и вообще искажение линейных напряжений важно для подстанции, а не для автотрансформаторов).

Таким образом, и по анализу отклонений токов в фазах несимметрия индуктивных сопротивлений КЗ рассматриваемых автотрансформаторов разных исполнений не должна сопровождаться требованием ограничения их мощности.

Отметим, что дополнительно были проведены расчеты парных индуктивных сопротивлений КЗ для всех двухобмоточных режимов. Значения парных сопротивлений по заводским расчетам, по измерениям на заводе, в эксплуатации и по расчетам ВЭИ (программа РАСТОК) даны в приложении (табл. 3 и 4).

Анализ показывает, что расчетные значения индуктивных сопротивлений по программе РАСТОК достаточно точно совпадают с результатами измерений (по средним значениям) — диапазон отклонений от минус 1% до плюс 1,9%, тогда как по заводским расчетам эти отклонения значительно больше: до 6,2% (ЗТЗ) и до 8% (ХК «Электрозавод»). На заводах часто пользуются упрощенными ручными расчетами с использованием коэффициента Роговского и сложных схем замещения. При этом зачастую к «машинным» расчетам высказывается некоторое недоверие. Поэтому проведенные сравнительные расчеты окажутся полезными заводским расчетчикам.

Анализ результатов расчетов парных индуктивных сопротивлений КЗ показывает достаточно высокую точность использованной методики с применением вычислительной техники, что дополнительно косвенно характеризует и достаточную точность расчетов токов обмоток в режимах нагрузки.

Выводы

1. Режим работы в трехфазной группе однофазных трансформаторов (автотрансформаторов) с различающимися сопротивлениями короткого замыкания u_k принципиально отличается от режима параллельной работы таких трансформаторов. При параллельной работе трансформаторов распределение нагрузки в них обратно

пропорционально сопротивлениям КЗ трансформаторов, т.е. их u_k . При работе в трехфазной группе ток нагрузки распределяется по фазам обратно пропорционально суммам трех сопротивлений: нагрузки, трансформатора (u_k) и сети, каждая сумма различается только одним слагаемым — сопротивлением КЗ трансформатора, т.е. перераспределение нагрузки по фазам существенно слабее зависит от различий в значениях u_k фаз. Наличие в трансформаторах трехфазной группы обмоток, соединенных в треугольник (НН), ведет к дополнительному выравниванию нагрузки. Даже при существенно различающихся сопротивлениях КЗ однофазных трансформаторов возможна их работа в трехфазной группе без существенной неравномерности загрузки обмоток всех фаз.

2. Даны схема и алгоритм расчета токов обмоток и линий для трехфазной группы однофазных автотрансформаторов с различными значениями u_k . В качестве расчетного условно выбран режим передачи мощности из сети ВН в сеть СН, при котором в наибольшей мере сказывается на распределении токовой нагрузки фаз неравенство напряжений КЗ различных фаз автотрансформаторов.

3. На примере работы трехфазной группы автотрансформаторов АОДЦТН-167000/500/220 на Волжской ГЭС с автотрансформаторами, различающимися по напряжениям КЗ (новые — разработки ХК «Электрозавод» — с повышенным значением u_k порядка 11% и старые — разработки ЗТЗ — порядка 9%), при заданной незначительной нагрузке на стороне НН показано, что отличия токов в основных обмотках и линейных токов несущественны (не превышают 4%), и вполне допустима поэтапная замена одних автотрансформаторов другими без ограничения мощности автотрансформаторов и трехфазной группы; при существенной нагрузке на стороне НН допустимость эксплуатации трехфазной группы без ограничения ее мощности будет определяться значениями токов в обмотках

НН и КО, поэтому будет необходима их расчетная проверка.

4. Методика компьютерного расчета напряжения КЗ многообмоточных трансформаторов со сложным соединением обмоток, в том числе расположенных на разных стержнях, дает более близкие к измеренным результаты, чем упрощенная методика расчета с использованием коэффициентов Роговского, применяемая на заводе.

Список литературы

1. Петров Г.Н. Электрические машины. М.-Л.: ГЭИ. 1956. Ч. 1.
2. Бунин А.Г., Канторович Л.Н., Виноградов М.Ю. Расчет распределения токов и напряжений в обмотках трансформаторов. — Электротехника. 1977. № 4.

Приложение. Сравнительный анализ расчетных и измеренных значений напряжения к.з.

Программа РАСТОК [2], использованная в данной работе, позволила провести достаточно точные расчеты токов и напряжений КЗ (табл. 3). Полученные расчетные значения напряжения КЗ ВН—СН автотрансформаторов 10,47% (новый) и 9,09% (старый) достаточно близки к средним измеренным значениям 10,37% и 9,23% (табл. 4) соответственно; диапазон отклонений от минус 1% до плюс 1,9%, тогда как по заводским расчетам эти отклонения значительно больше: до 6,2% (ЗТЗ) и до 8% (ХК «Электрозавод»).

Соотношение индуктивных сопротивлений, характеризующее основное различие новых и старых автотрансформаторов и полученное в расчете по [2], составляет $10,47/9,09 = 1,152$, т.е. несколько выше, чем $10,37/9,23 = 1,124$ по средним измеренным значениям. Это дает определенный запас в расчетах токов для большей части вновь изготовленных автотрансформаторов.

Для сведения далее приведены нормированные значения напряжений для автотрансформаторов мощностью 167 МВ·А напряжением 500/220 кВ.

	ТЗ ОАХ.100.357.7, 1964 г.	ГОСТ 17544–85
u_K в режимах КЗ, %:		
ВН–СН:		
номинальное положение РПН	10	11 ± 10% (9,9–12,1)
справочные данные для положения РПН:		
минимального	—	12
максимального	—	12
ВН–НН	31	35 ± 10% (31,5–38,5)
СН–НН:		
номинальное положение РПН	20	21 ± 10% (19,35–23,65)
справочные данные для положения РПН:		
минимального	—	25
максимального	—	20

Таблица 3

**Расчетные и средние измеренные значения напряжений КЗ автотрансформаторов
АОДЦТН-167000/500/220 в режимах КЗ ВН–СН и ВН–НН**

Вариант разработки	Кем и как определен параметр	u_K , %			
		ВН–СН при положении РПН			ВН–НН
		мин.	ном.	макс.	
ЗТЗ, 1965 г.	ВоГЭС (измерение)	—	9,23	—	29,25
	ЗТЗ (расчет)	11,1	9,8 (+6,2)	11,2	29,3 (+0,2)
	ВЭИ (расчет)	10,28	9,09 (–1,5)	10,56	28,79 (–1,6)
«Электрозавод», 1996 г.	«Электрозавод» (измерение)	11,78	10,37	11,93	33,68
	«Электрозавод» (расчет)	12,4 (+5,3)	11,2 (+8)	12,7 (+6,5)	35 (+3,9)
	ВЭИ (расчет)	11,6 (–1,5)	10,47 (+1)	12,16 (+1,9)	33,2 (–1)

Таблица 4

**Измеренные значения напряжений КЗ автотрансформаторов
АОДЦТН-167000/500/220 в парных режимах КЗ**

Вариант разработки	Кем определен параметр	u_K , %						
		ВН–СН при положении РПН			ВН–НН	СН–НН при положении РПН		
		мин.	ном.	макс.		мин.	ном.	макс.
ЗТЗ, 1965 г.	ВоГЭС		9,14–9,36 9,23*		29,1–29,4 29,25*		17,3–18 17,65*	
«Элект-розавод», 1996 г.	«Элект-розавод»	12,47	10,4	11,27	33,7	24,3	20,46	20,4
		11,8	10,5	12,0	34,1	23,9	20,3	20
		11,5	10,3	11,9	33,4	24,3	20,5	20,1
		11,6	10,3	11,9	33,9	24,6	20,8	20,5
		11,7	10,3	11,95	33,8	24,3	20,3	20,5
		11,6	10,4	11,9	33,2	24,1	20,4	20,1
		11,78*	10,37*	11,93*	33,68*	24,25*	20,46*	20,27*

* Средние значения.

Осевые усилия в обмотках трансформаторов

Лурье А.И.

Расчет осевых усилий при аварийных коротких замыканиях в трансформаторах является одной из важных задач проектирования и в то же время далеко еще нерешенной научно-технической проблемой. За рубежом этой проблемой в течение последних 40 лет занималось большое число исследователей (Бирманс, Уотерс [1] и др.). В СССР наиболее интересные работы по осевым усилиям были выполнены М.С. Либкиндом [2, 3], однако в силу ряда причин они остались без должного внимания. Между тем именно в этих работах впервые задача получила полное математическое описание, расчетное и экспериментальное развитие. Лишь в самые последние годы появилось большое число работ в области осевых усилий (в том числе много работ, повторяющих М.С. Либкинда), среди которых особое место занимают доклады СИГРЭ о совместных исследованиях во Франции, Великобритании и Италии [4, 5]. Все перечисленные работы посвящены глубоким исследованиям сложных динамических электромеханических процессов в обмотках. Однако они не могут быть

полностью применены при практическом проектировании трансформаторов, так как не доведены до стадии инженерных методик.

В ВЭИ им. В.И. Ленина, наряду с проведением фундаментальных исследований электродинамических усилий трансформаторов ([6–8] и др.), назад была разработана методика относительно простого статического расчета осевых усилий, которой и посвящена настоящая статья. Эта методика уже нашла широкое применение при проектировании, причем в самое последнее время для расчетов по этой методике стали применять ЭЦВМ Минск-22, Наири-2, Проминь-М. Поэтому в данной статье особое внимание уделено обсуждению допущений расчета, объяснению его физического смысла и конкретным примерам, что особо необходимо при составлении и отладке программ и при работе на ЭЦВМ.

Расчетная схема обмотки и основные допущения. На рис. 1 показана идеализированная обмотка трансформатора, запрессованная между двумя неподвижными опорами. Обмотка состоит из ряда катушек, чередую-

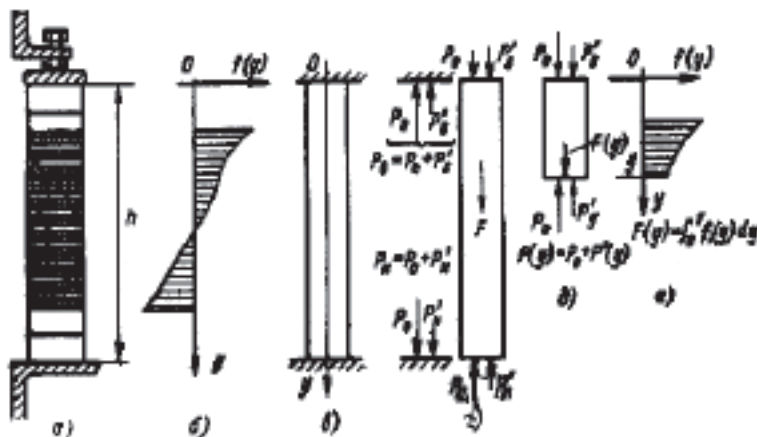


Рис. 1. Расчетная схема осевых усилий: *a* — условная обмотка; *b* — кривая электромагнитных сил $f(y)$; *c* — расчетный стержень; *d* — к уравнению равновесия обмотки; *e* — к уравнению равновесия участка обмотки; *e* — к определению интегральной силы участка обмотки

щихся со слоями изоляции (прокладки, витковая и дополнительная изоляция). Во время короткого замыкания в катушках возникают электромагнитные силы (на рисунке показаны стрелками), вызывающие осевые усилия в обмотке. Эти усилия действуют во всех сечениях обмотки и на опорах, вызывают соответствующие осевые перемещения катушек и деформации всех слоев изоляции.

Сформулируем основные допущения, сделанные при введении расчетной механической схемы обмотки:

1. электромагнитные усилия действуют статически (массы катушек и изоляции в расчете не учитываются);

2. обмотка является идеальным цилиндрическим телом. Не учитываются ее спиральность и различное строение изоляции в разных сечениях обмотки (т.е. на разных азимутах). Усилия, действующие на катушки, считаются одинаковыми во всех осевых сечениях (т.е. на всех азимутах);

3. электромагнитная сила $f(y)$, пропорциональная произведению радиальной составляющей магнитной индукции $B_x(y)$ и удельной по высоте н.с. обмотки, является распределенной величиной (рис. 1,б), так как обычно число катушек в обмотке достаточно велико;

4. собственный вес обмотки и изоляции много меньше электромагнитных усилий и усилия запрессовки;

5. обмотка находится в запрессованном состоянии. При действии электромагнитных усилий в обмотке возникают области с давлением, большим и меньшим давления запрессовки, но ни в одном из сечений давление не становится отрицательным;

6. для картона и других изоляционных материалов деформация пропорциональна механическому напряжению сжатия;

7. опоры обмотки приняты бесконечно жесткими;

8. модуль упругости меди или алюминия на несколько порядков выше модуля упругости изоляционных материалов, поэтому осевая де-

формация проводников не рассматривается.

Задачами расчета механической схемы обмотки являются:

1) определение сил на верхней P_B и нижней P_H опорах (т.е. определение сил, действующих на ярмовые балки и прессующие кольца);

2) определение давлений на прокладку $\sigma(y) = P(y)/S$ и максимального давления в прокладках $\sigma_{\max} = \frac{P_{\max}}{S}$,

где S — площадь опоры (прокладок) обмотки, $P(y)$ — усилие сжатия в произвольном сечении обмотки; сравнение максимального давления с допустимым;

3) выбор силы осевой запрессовки P_0 и давления σ_0 .

Исходными являются данные расчетной записки (н.с. обмотки, геометрические размеры обмотки, прокладок, опор), а также кривая $B_x(y)$.

Расчет сил, действующих на опорах и в обмотке. При действии электромагнитных сил опоры обмотки, запрессованной силой P_0 , остаются неподвижными, т.е. высота между опорами обмотки h (рис. 1,а) сохраняется такой же, как и до приложения сил $f(y)$.

Отбросим опоры, заменив их эквивалентными силами (реакциями) (рис. 1,з):

$$P_B = P'_B + P_0, \quad (1)$$

$$P_H = P'_H + P_0, \quad (2)$$

где P_0 — сила начальной запрессовки; P'_H и P'_B — силы в опорах, вызванные действием только внешней нагрузки $f(y)$, т.е. электромагнитными силами.

Силы считаем положительными, если они действуют вдоль положительного направления оси y ; направление оси y сверху вниз выбрано в соответствии с общепринятой нумерацией катушек сверху вниз.

Запишем уравнение равновесия обмотки:

$$P_B + P_0 - P'_H - P_0 + \int_0^h f(y) dy = 0$$

или

$$P'_B = P'_H + F_0 = 0, \quad (3)$$

где

$$F_0 = \int_0^h f(y) dy. \quad (4)$$

Величину «интегральной силы» обмотки F_0 можно рассчитать, так как известна кривая $f(y)$. Для определения двух величин P'_B и P'_H одного уравнения (3) оказывается недостаточно.

Рассмотрим далее уравнение равновесия для обмотки от верхней опоры O до текущей координаты y (рис. 1, *д* и *е*):

$$P'_B + P_0 = P'(y) - P_0 + \int_0^y f(y) dy = 0$$

или

$$P'(y) = P_B + F(y), \quad (5)$$

где

$$F(y) = \int_0^y f(y) dy \quad (6)$$

— так называемая интегральная электромагнитная сила участка (рис. 1, *е*) — также величина, поддающаяся расчету.

Сила в произвольном сечении y :

$$P(y) = P_0 + P'(y) = P_0 + P'_B + F(y). \quad (7)$$

Как видно, двух уравнений (3) и (7) также не достаточно, так как неизвестных три: P'_B , P'_H и $P(y)$. С точки зрения механических расчетов имеем статически неопределимую задачу, для решения которой необходимо дополнительное уравнение совместности деформаций.

Абсолютная деформация дифференциального элемента изоляции обмотки с толщиной $dy_{из}$ (рис. 2) после приложения электромагнитных сил равна:

$$\varepsilon(y) dy_{из} = \frac{\sigma(y)}{E(y)} dy_{из} = \frac{P'(y)}{E(y)S(y)} dy_{из}, \quad (8)$$

где $\varepsilon(y)$ — относительная деформация.

Полная деформация всех элементов обмотки должна быть равна нулю из условия неизменности высоты обмотки h :

$$O = \int_0^h \varepsilon(y) dy_{из} = \int_0^h \frac{P'(y)}{E(y)S(y)} dy_{из}. \quad (9)$$

Интегрирование производится лишь для участков изоляции (медь не деформируется), поэтому вместо dy стоит величина $dy_{из}$. Выражение (9) и есть то недостающее уравнение, которое дает возможность определить опорную силу P'_B . Например, в частном случае при $S(y) = S = \text{const}$ и $E(y) = E = \text{const}$ имеем (с учетом (5), (6) и $h_{из} = \int_0^h dy_{из}$):

$$\frac{P'_B h}{ES} \int_0^h dy_{из} + \frac{1}{ES} \int_0^h F(y) dy_{из} = 0, \quad (10)$$

откуда

$$P'_B = -\frac{1}{h_{из}} \int_0^h F(y) dy_{из} = -\frac{1}{h_{из}} \int_0^h dy_{из} \int_0^y f(y) dy. \quad (11)$$

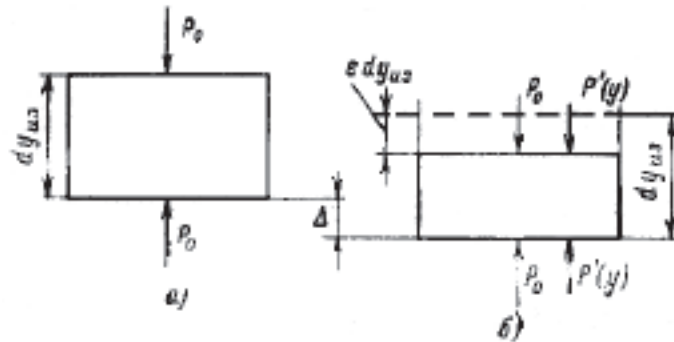


Рис. 2. Элемент изоляции обмотки до приложения сил (*а*) и после их приложения (*б*). Δ — смещение элемента от начального положения после приложения сил

Таким образом, для нахождения силы P'_B требуется двойное интегрирование кривой $f(y)$.

Уравнения (11), (5), (7), (1) и (2) дают в общем виде решение задачи о нахождении усилий в обмотке и опорных усилий.

Физический смысл решения и простейшие примеры. Записанное выше общее решение имеет довольно сложный вид. Рассмотрим несколько простейших примеров.

На рис. 3,а показана обмотка с одиночной сосредоточенной силой F . Кривая $F(y)$, необходимая для определения силы P_B по (11), имеет простой вид ступенчатой линии, где величина ступени равна $F = F_0$ (рис. 3,б и в).

В соответствии с расчетом по (11) получаем

$$P'_B = -F \frac{h-y_1}{h}$$

и для $0 < y < y_1$

$$P(y) = P_B = P_0 - F \frac{h-y_1}{h}; \quad (12)$$

для $y_1 < y < h$

$$P(y) = P_H = P_0 + F \frac{y_1}{h}. \quad (13)$$

Естественно, что сила F передается на нижнюю опору, дополнительно нагружая ее. Иногда ошибочно принимают, что сила F целиком передается на нижнюю опору, вне зависимости от точки ее приложения, а на верхнюю опору она не влияет. В действительности на нижнюю опору пе-

редается лишь часть силы F (рис. 3,г и д). Например, при $y_1 = 0,5h$ передается лишь $0,5F$, а при $y_1 \rightarrow 0$ нижняя опора силу F почти не воспринимает.

На верхней же опоре сила не увеличивается, а ослабевает ($P_0 + P'_B < P_0$). Величина $P'(y)$ отрицательна, т.е. верхняя часть обмотки «растягивается». Последний термин условен, так как величина давления в обмотке остается положительной ($P_0 + P'_B(y) > 0$) и происходит лишь уменьшение силы сжатия.

Заметим, что для кривой $P'(y)$ на рис. 3,а заштрихованные площади равны. Это соответствует равенству деформаций сжатия деформациям «растяжения» в обмотке.

Рассмотрим второй пример. На рис. 4,а показана обмотка с более сложным, чем в первом примере, прямолинейным графиком распределения электромагнитных сил $f(y)$. На этом же рисунке показан ход расчета кривой $P(y)$.

Как видно из графика $P(y)$ на рис. 4,д, в середине обмотки имеет место увеличение сжатия (силы направлены к середине обмотки). Максимальная сила сжатия не равна сумме $P_0 + F'_0$, как это иногда принимают [так как $F'_0 = 0$, введена F'_0 — интегральная сила одной из половин обмоток $F'_0 = \int_0^{0,5h} f(y) dy$], а меньше ее.

На опорах наблюдается уменьшение усилий по отношению к силе в

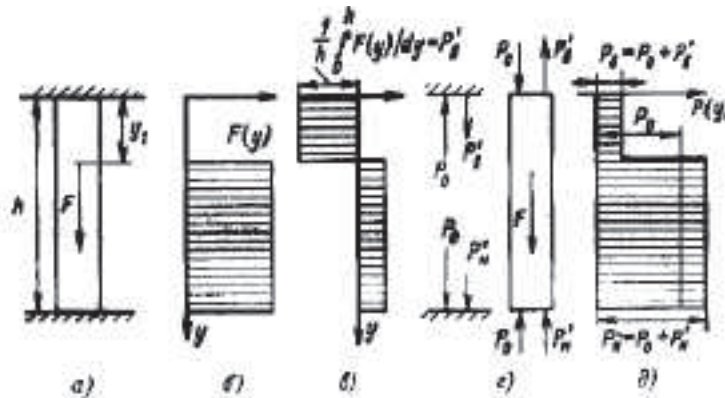


Рис. 3. К расчету осевых усилий в обмотке с одной сосредоточенной силой F : а — обмотка и действующая сила; б — кривая $F(y)$; в — вспомогательная кривая $F'(y)$; г — силы на опорах и торцах обмоток; д — результирующая кривая действующих в обмотке усилий

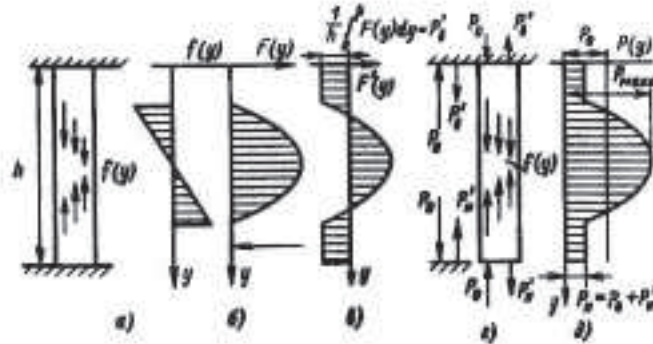


Рис. 4. К расчету осевых усилий в обмотке с распределенной электромагнитной силой: а — обмотка и распределенные электромагнитные силы; б–д — аналогично рис. 3

обмотке P_0 до начала действия электромагнитных сил $f(y)$.

Характерным для обоих примеров является то, что в соответствии с допущением 5 во всех сечениях обмотки принято $P(y) > 0$, т.е. $P_0 + P'(y) > 0$ и $P_0 > -P'(y)$. Это условие будет использовано в дальнейшем при обсуждении вопроса о выборе усилия прессовки обмоток.

Расчет конкретных трансформаторов. Этот расчет имеет ряд существенных сложностей и выполняется в виде расчетной табл. 1.

Каждую обмотку трансформатора («от меди до меди») разбивают на зоны h_k с одинаковой плотностью н.с. A_k . Общее число зон n может быть сохранено таким же, как при расчете поля рассеяния. Нумерация зон — сверху обмотки вниз (k — номер произвольной зоны: $k = 1, 2, \dots, n$).

Зоны обмотки, в свою очередь, разбивают на участки равной величины h_k^0 таким образом, чтобы в пределах каждого из них кривую $B_x(y)$ можно было заменить прямой линией (m_k — число участков в каждой зоне, i — номер точки на границе произвольного участка. Нумерация точек i сквозная по всем зонам). В пределах каждого участка максимальное отклонение кривой $B_x(y)$ от прямой линии, соединяющей граничные значения B_x , не должно быть более 20% максимальной величины B_x на участке. Общее число участков во всей обмотке не должно быть менее 10.

Величины h_k^0 для зон могут быть различными ($h_1^0, h_2^0, \dots, h_n^0$). В частном случае зона может иметь один участок, занимаемый одной катушкой; границы этого участка проходят между серединами соседних изоляционных каналов.

Необходимая для дальнейших расчетов функция $f(y)$ на каждом участке между точками i и $(i+1)$ в произвольной зоне k имеет вид:

$$f(y) = f(i, i+1) = \sqrt{2} K_d K_a^2 \left(\frac{100\%}{e_k\%} \right)^2 \times \\ \times \frac{I w_k}{h_k} L h_k^0 \frac{B_i + B_{i+1}}{2} = 0,5 A_k K h_k^0 (B_i + B_{i+1}) = \\ = K_k (B_i + B_{i+1}), \quad (14)$$

где

$$K = L \left(\frac{100\%}{e_k\%} \right)^2 \sqrt{2} K_d K_a^2; \quad A_k = \frac{I w_k}{h_k}; \quad (15)$$

$I w_k$ — н.с. зоны; h_k — высота зоны; $100\%/e_k\%$ — кратность тока КЗ; $e_k\%$ — напряжение КЗ трансформатора с учетом мощности КЗ сети; L — средняя длина витка обмотки, причем $L = \pi D_{cp}$; D_{cp} — средний диаметр обмотки в зоне (в данном расчете принимается одинаковым для всех зон); K_a^2 — ударный коэффициент (рис. 5); K_d — коэффициент динамичности ($K_d = 1,0$ для слоевых обмоток, $K_d = (0,5 \div 0,7)$ для катушечных обмоток).

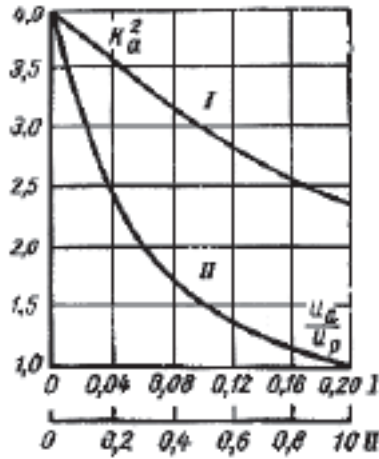


Рис. 5. Коэффициент увеличения максимальной силы из-за аperiodической составляющей в токе КЗ: u_a и u_p — активная и реактивная составляющие e_k , $K_a^2 = (1 + e^{-\pi u_a / u_p})^2$

Расчетные величины заносят в графу 4 табл. 1. В графе 6 записаны значения (максимальные величины при номинальном токе) для координат графы 5.

Знак индукции считается положительным, если осевая электромагнитная сила, вызываемая полем и током в первой верхней катушке, действует сверху вниз (сила сжимает обмотку). Во всех практических случаях кривая $B_x(y)$ на верхнем торце обмотки имеет характерный пик, обусловленный собственным полем обмотки. Это собственное поле сжимает обмотку, поэтому кривая $B_x(y)$ располагается так, чтобы пик на верхнем торце был положительным. В сомнительных случаях (встречаются редко) знаки кривой $B_x(y)$ должны быть установлены из физических соображений.

Как правило, достаточной для расчета (с ошибкой, идущей в запас прочности) является кривая $B_x(y)$, рассчитанная для середины сечения обмотки. Для более точных расчетов необходимо иметь усредненную по ширине сечения кривую $B_x(y)$. Например, если известны кривые $B_x(y)$ по трем образующим — внешней,

внутренней и средней, можно для каждого y найти $B_{cp} = (B_1 + 4B_2 + B_3) \times \frac{1}{6}$.

Функцию $F(y)$ в точках i рационально рассчитывать вначале приближенным интегрированием $f(y)$ методом трапеций в каждой зоне отдельно (так как K_k во всех зонах различны), а затем «сшивать» рассчитанные куски. При этом в начале каждой зоны $F(i)$ полагаем равной нулю, в конце первого участка $F(i+1) = f(i)$, далее $F(i+2) = f(i) + f(i+1)$ и т.д. Описанные расчеты выполняются в графах 7, 8, 9 и 10 таблицы. Следующие графы 11, 12 и 13 необходимы для расчета величины P'_B по (11):

$$P'_B = -\frac{1}{h_{из}} \int_0^h F(y) dy \approx \approx -\frac{1}{\Sigma l} \sum i_k F_{kcp}. \quad (16)$$

Как видно, интегрирование функции $F(y)$ сведено к нахождению ее среднего значения в каждой зоне:

$$F_{kcp} \approx \approx \frac{0,5F_{k1} + F_{k2} + \dots + F_{k(m-1)} + 0,5F_{km}}{m_k}. \quad (17)$$

Такой расчет справедлив при дополнительном допущении о том, что изоляция распределена равномерно в каждой зоне. Черта над величинами \bar{l}_k в (16) обозначает, что эти расчеты ведутся для изоляции, приведенной с точки зрения деформаций к электрокартону.

Для зон внутри обмотки расчет \bar{l}_k проводится в графе 12 табл. 1:

$$\bar{l}_k = l_{ЭК} \left(1 + \frac{l_{из}}{l_{ЭК}} \frac{E_{ЭК}}{E_6} \frac{S_{ЭК}}{S_6} \right) = = l_{ЭК} \left(1 + 4 \frac{l_6}{l_{ЭК}} \right), \quad (18)$$

где $l_{ЭК}$, $S_{ЭК}$ — общая высота и площадь опоры электрокартона в зоне; l_6 , S_6 — общая высота и площадь опоры бумажной изоляции в зоне (обычно $S_6 = S_{ЭК}$).

Расчет приведенной длины верхней и нижней изоляции (от «меди» обмотки до прессующего кольца, прессующей балки или ярма) проводится по вспомогательной табл. 2 (размеры для расчетов см. на рис. 6). Изоляционную конструкцию при этом разбивают на участки, характеризующиеся различными модулями упругости материала изоляции E и площадью опоры S .

Отношение модулей упругости изоляционного материала [9, 10]:

Электрокартон (прокладки, шайбы и т.д.)	1,0
Клееный электрокартон (прессованные кольца, прокладки и т.д.)	0,67
Кабельная бумага (витковая изоляция, дополнительная изоляция катушек, изоляция емкостных колец и т.д.)	4,0
Буковая древесина	0,33
Текстолит, гетинакс	0,067

Табл. 2 и рис. 6 даны для конкретного примера (см. Приложение), где для прокладок из электрокартона $S/S_{ЭК}=1$. Прессованное кольцо имеет радиальный размер такой же, как и прокладки, поэтому относительная площадь для ярмовой изоляции равна отношению ширины прессованной прокладки ярмовой изоляции к ширине картонной прокладки. Для среднего участка (прессованное кольцо) можно условно взять среднее

арифметическое из площадей прокладок и ярмовой изоляции.

В графе (14) по найденным значениям P'_B и $F(y)$ определяют $P'(y)$ по (5). В графе (15) определяют по (7) значения $P(y)$. Для этих расчетов необходимо назначить усилие осевой запрессовки обмотки P_0 .

Выбор усилий осевой запрессовки диктуется соблюдением допущения 5, которое можно трактовать так, что во всех сечениях обмотки суммарное усилие $P(y)$ должно оставаться положительным. Отсюда следует условие для минимального усилия и усилия запрессовки:

$$P_{\min}(y) = P_0 + P'_{\min}(y) \geq 0$$

или

$$P_0 \geq -P'_{\min}(y). \quad (19)$$

Минимальную величину $P'_{\min}(y)$ находят в графе 14 табл. 1 (максимальная отрицательная цифра). Величина $P_0 = -P'_{\min}(y)$ является минимально допустимой величиной запрессовки обмотки.

Невыполнение условия (19) приводит к тому, что обмотка отходит от опор или в ней образуются зазоры (это легко проследить на приведенных примерах). Эти зазоры образуются в момент КЗ, когда ток максимален, а в момент, когда ток равен нулю, обмотка «разжимается», что

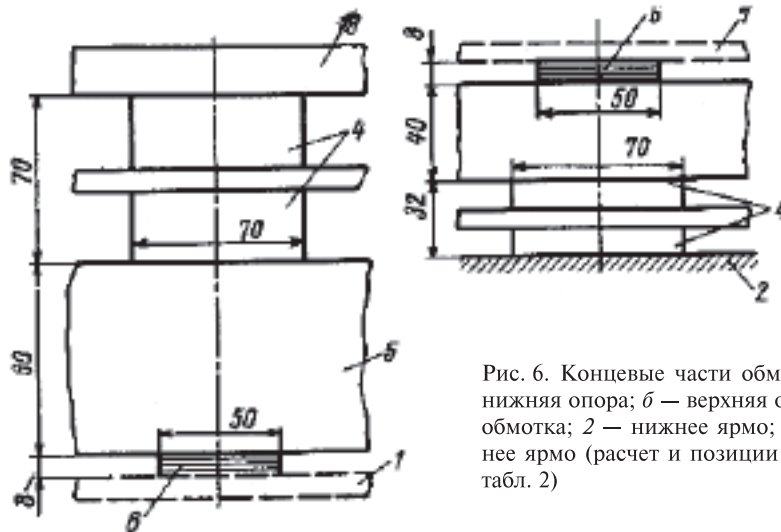


Рис. 6. Концевые части обмотки: a — нижняя опора; b — верхняя опора; 1 — обмотка; 2 — нижнее ярмо; 3 — верхнее ярмо (расчет и позиции 4–6 см. в табл. 2)

может привести к ударным явлениям. Такие явления в недостаточно запрессованных обмотках были неоднократно зафиксированы как при анализе аварий трансформаторов, так и осциллографированием осевых усилий на опорах тензометрической аппаратурой [11] при динамических испытаниях в ВЭИ.

Смысл условия (19), кроме того, заключается в том, что минимальное усилие запрессовки связано с расчетом осевых сил (чем выше усилия, тем больше получается по расчету P_0) и с конструкцией обмотки (при расчете P'_{\min} учтено строение изоляции обмотки). В существовавшей ранее практике проектирования это условие в известной мере учитывалось и считалось, например, что P_0 не должна быть менее интегральной силы F_0 , а в случае симметричной обмотки — не менее F'_0 .

Вторым условием выбора P_0 является ограничение давления осевой запрессовки σ_0 некоторой минимальной величиной, например $20 \cdot 10^{-5}$ Н/м². При таком давлении электрокартон имеет более или менее стабильные параметры. При меньшем давлении картон может давать большие усадки. Давление в картоне для трансформаторов, спроектированных в СССР и за рубежом, нередко равно $(35 \div 50)$ кг/см², а для трансформаторов весьма больших мощностей — порядка 100 кг/см². Для того чтобы картон имел стабильные свойства, целесообразна его «тренировка» — обжатие давлением $(50 \div 100)$ кг/см², а также применение специальной технологии сушки при постоянном давлении такого же порядка.

После задания величины P_0 и расчета $P(y)$ в последней графе 15 табл. 1 определяют максимальную силу P_{\max} [в графе 15 в соответствии с условием (19) все числа должны быть положительными и только в частном случае при $P_0 = -P'_{\min}$ для этой точки $P(y) = 0$].

Максимальное давление в обмотке $\sigma_{\max} = P_{\max} / S$ не должно превышать определенного значения (σ_{\max}),

опасного с точки зрения разрушения обмотки («полегание меди», т.е. потеря устойчивости отдельных проводников). На основании экспериментов Э.А. Манькина дана кривая на рис. 7, где σ_{\max} соответствует 0,75 разрушающей нагрузке.

Таким образом, в расчетной табл. 1 получены все необходимые данные и сделан расчет осевых усилий.

Во многих случаях обмотка и кривая $B_x(y)$ симметричны относительно середины высоты (имеют симметричные зоны н.с. и симметричные части кривых B_x). В этих случаях расчеты по табл. 1 упрощаются — их проводят только для верхней половины обмотки. Концевые части (опорная изоляция) могут быть и несимметричными, поэтому последняя строка таблицы сохраняется. При этом расчеты сумм в графах 12 и 13 следует изменить:

$$\sum_{l=2} \sum_{1/2\text{обм}} \bar{l} + \bar{l}_H + \bar{l}_B, \quad (20)$$

$$\sum F_{\text{ксп}} l = 2 \sum_{1/2\text{обм}} F_{\text{ксп}} l. \quad (21)$$

В остальном весь ход расчета симметричной обмотки сохраняется таким же.

В случае винтовой обмотки расчет должен быть проведен для осевого сечения обмотки в середине между заходами спирали (если заходы с одной стороны стержня, сечение должно быть на другой стороне; если заходы с двух сторон, то сечение — под ярмом). Для этого же сечения должна быть получена и кривая $B_x(y)$.

Расчет осевых усилий в форме табл. 1 и 2 должен быть проделан для каждой из обмоток трансформатора. По всем расчетам должны быть определены суммарные для всех обмоток величины P_0 , P_B , P_H . Расчеты осевых усилий должны быть проведены для всех аварийных режимов КЗ. В результате должны быть выбраны максимальные значения и получены суммарные силы P_0 , P_B и P_H на стержень, т.е. данные для расчета опорной конструкции: прессующих болтов, колец, балок.

Расчет осевых усилий

Параметры зон				Индукция		Рас	
						интегральной	
1	2	3	4	5	6	7	8
k — номер зоны	$A_k = \frac{Iw_k}{h}$	$h^0 = \frac{h_k}{m_k}$	K_k	Номер точки	$B_x(y)$	Σ_1	Σ_2
Верх	—	—	—	—	—	—	—
1	$A_1 = \frac{Iw_1}{h_1}$	$m_1 = 2$ $h_1^0 = \dots$	K_1	1	B_1	0	0
				2	B_2	$B_1 + B_2$	$(B_1 + B_2)$
				3	B_3	$B_2 + B_3$	$(B_1 + B_2) + (B_2 + B_3)$
2	$A_2 = \dots$	$m_2 = 4$ $h_2^0 = \frac{h_2}{4}$	K_2	3	B_3	0	0
				4	B_4	$B_3 + B_4$	$(B_3 + B_4)$
				5	B_5	$B_4 + B_5$	$(B_3 + B_4) + (B_4 + B_5)$
				6	B_6	$B_5 + B_6$	$\dots + (B_5 + B_6)$
				7	B_7	$B_6 + B_7$	$\dots + (B_6 + B_7)$
3	$A_3 = \dots$	$m_3 = 2$ h_3^0	K_3	7	B_7	0	0
				8	B_8	$B_7 + B_8$	$(B_7 + B_8)$
				9	B_9	$B_8 + B_9$	$(B_7 + B_8) + (B_8 + B_9)$
n	A_n	m_n h_n^0	K_n	
Низ	—	—	—	—	—	—	—

Обсуждение основных допущений.

Экспериментальные исследования для подтверждения изложенной методики были проведены в ВЭИ с помощью тензометрической аппаратуры [11] на нескольких трансформаторах. Так, исследования на трансформаторе мощностью 1800 кВА* дали хорошее качественное подтверждение статиче-

ского расчета, но величина усилий на опорах оказалась меньше расчетных. Это и дало основание впредь до уточнения ввести в расчет с некоторым запасом $K_d = 0,7$, а в некоторых случаях и $K_d = 0,5$. Для трансформаторов небольшой мощности со слоевыми обмотками величина $K_d = 1,0$ введена из-за того, что в этих обмотках часто-

* Исследования и расчеты проведены в 1964–1965 гг. совместно с Ю.А. Карповым при участии Ю.А. Цимберова.

Таблица 1

в обмотке трансформатора

чет					Результирующая кривая	
кривой		вспомогательной кривой				
9	10	11	12	13	14	15
$F'(y) = K_K \Sigma_2$	$F(y)$	F_{kcp}	\bar{l}	$F_{kcp} \bar{l}$	$P'(y) = F(y) + P'_B$	$P(y) = P'(y) + P_0$
—	$F_B = 0$	0	\bar{l}_B	0	P'_B	$P_B = P'_B + P_0$
0	0	$F_{1cp} = \frac{1}{2}(0 + F_2 + 0,5F_3)$	\bar{l}_1	$F_{1cp} \bar{l}_1$	$0 + P'_B$	$P_1 = P'_B + P_0$
F'_2	$F_2 = F'_2$				$F_2 + P'_B$	$P_2 = P'_2 + P_0$
F'_3	$F_3 = F'_3$ $0,5F_3$				$F_3 + P'_B$...
0	F_3 $0,5F_3$	$F_{2cp} = \frac{1}{m_2}(0,5F_3 + F_4 + \dots + 0,5F_7)$	\bar{l}_2	$F_{2cp} \bar{l}_2$	$F_3 + P'_B$...
F'_4	$F_4 = F'_4 + F_3$				$F_4 + P'_B$...
F'_5	$F_5 = F'_5 + F_3$			
F'_6	$F_6 + F_3$			
F'_7	$F_7 + F_3$ $0,5F_7$			
0	F_7 $0,5F_7$	$F_{3cp} = \frac{1}{m_2} \times (\dots + \dots +)$	\bar{l}_3	$F_{3cp} \bar{l}_3$
F'_8	$F_8 + F_7$			
F'_9	$F_9 + F_7$ $0,5F_9$			
...	F_n $0,5F_n$	F_{ncp}	\bar{l}_n	$F_{ncp} \bar{l}_n$...	P_n
—	F_n	F_n	\bar{l}_n	$F_n \bar{l}$	$P'_n = F_n + P'_B$	$P_n = P'_n + P_0$
			$\Sigma \bar{l}$	$\Sigma F_{kcp} \bar{l}$		

та свободных механических колебаний по экспериментальным и расчетным данным, как правило, более 100 Гц — частоты электромагнитной силы, следовательно, динамические эффекты можно не учитывать.

В результате дальнейших исследований, в том числе с применением расчетов динамических осевых усилий и анализа результатов испытаний моделей и трансформаторов, было решено в формулу (14) коэффициент динамичности K_d не вводить (т.е.

принимать $K_d = 1,0$), а при расчете минимально допустимой силы прессовки в формулу (19) вводить коэффициент прессовки $K_{пр}$. Этот коэффициент в зависимости от мощности трансформатора и области его применения лежит, как правило, в диапазоне от 0,4 до 1,0.

Некоторым увеличением расчетной работы можно учесть массу обмотки. Поправка на $P(y)$ в графе 15 табл. 1 должна линейно увеличиваться от нуля на верхней опоре до массы

Определение длины концевых участков обмотки СН трансформатора ТДТН-16000/110

Тип изоляции и позиция на рис. 6		l , мм	$\frac{E_{\text{ЭК}}}{E}$	$\frac{S_{\text{ЭК}}}{S}$	$l \frac{E_{\text{ЭК}}}{E} \frac{S_{\text{ЭК}}}{S}$, мм	\bar{l} , мм
Верхняя опора	Ярмовая изоляция, клееный электрокартон, позиция 4	70	0,67	$\frac{50}{70}=0,71$	$70 \cdot 0,67 \cdot 0,71=33,3$	33,3+44,5+8,0=85,8
	Кольца из клееного электрокартона, позиция 5	80	0,67	$\approx \frac{50}{0,5(50+70)}=0,83$	44,6	
	Прокладки, электрокартон, позиция 6	8	1,0	1,0	8,0	
Нижняя опора	Ярмовая изоляция, клееный электрокартон, позиция 4	32	0,67	$\frac{50}{70}=0,71$	15,2	15,2+22,2+8,0=45,4
	Кольца из клееного электрокартона, позиция 5	40	0,67	$\approx \frac{50}{0,5(50+70)}=0,83$	22,2	
	Прокладки, электрокартон, позиция 6	8	1,0	1,0	8,0	

обмотки на нижней. Соответствующим образом увеличивается величина P_{max} , остальные величины остаются без изменения. В расчете могут быть учтены податливости опор (введением фиктивных участков в табл. 2). Учет нелинейности характеристики картона не представляет принципиальных трудностей, но приводит к существенному усложнению расчетов.

В некоторых случаях может понадобиться кривая осевых перемещений $\Delta(y)$ в обмотке (относительно начального положения) после приложения осевых сил $f(y)$:

$$\Delta(y) = \int_0^y \varepsilon(y) dy_{\text{из}} = \int_0^y \frac{\sigma'(y)}{E} dy_{\text{из}} = \int_0^y \frac{P'(y)}{ES} dy_{\text{из}}. \quad (22)$$

Интегрирование ведется от верхней опоры до произвольной точки y .

Расчеты по (22) можно провести, дополнив табл. 1 графой для интегрирования $P'(y)$. Величину E следует брать в пределах $(10^8 \div 10^9)$ в соответствии с [1, 9, 10].

Кривые радиальной индукции $B_x(y)$ являются исходными для расчета. Они могут быть получены расче-

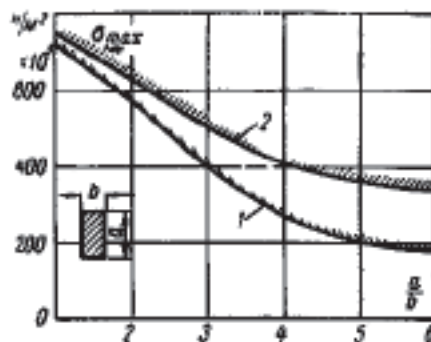


Рис. 7. Допустимые давления в изоляционных прокладках: a и b — размеры проводника в сечении; 1 — непрерывная и винтовая обмотки; 2 — дисковая обмотка

том вручную или на ЭЦВМ [12–14], определены экспериментально на образце трансформатора или физической модели [15], или получены математическим моделированием на электропроводящей бумаге [16, 17]. Расчет осевых усилий может быть несколько сокращен, если воспользоваться кривой радиального потока

$$\Phi_x(y) = \int_0^y B_x(y) dy,$$

которую можно получить на математической модели [16, 17] или экспериментально, применив специальную измерительную катушку [18].

Механические характеристики изоляционных материалов существенно влияют на точность расчетов осевых усилий, поэтому они требуют дальнейшего изучения. Одной из основных задач является определение разрушающих давлений в обмотках и установление оптимальных технологических процессов при изготовлении обмоток (термическая обработка, режим хранения и сушки, намотка с радиальной прессовкой и т.д.), способствующих увеличению электродинамической устойчивости.

Описанный расчет осевых усилий (пример расчета см. в Приложении) учитывает большое число факторов (распределение электромагнитных сил, электрокартонной и бумажной изоляции обмотки, концевой изоляции и т.д.), поэтому их изменение позволяет искать пути увеличения электродинамической устойчивости.

Материал данной статьи (вместе с примером расчета) рекомендуется для использования при составлении и отладке программ расчета на ЭЦВМ различного типа и при работе с этими программами [19].

Вместе с опубликованным ранее расчетом осевых усилий в трансформаторах I–III габаритов со словесными обмотками [20] настоящая работа, относящаяся в основном к трансформаторам больших мощностей, дает возможность расчета осевых усилий для всех основных случаев в практике проектирования трансформаторов.

Выводы. 1. Описанная методика позволяет получить распределение осевых усилий по высоте обмотки и все данные для расчета трансформатора, в том числе рекомендуемое усилие запрессовки.

2. Методика основана на расчете обмотки как статически неопределимой системы и учитывает ряд ранее не учтенных факторов (распределение электромагнитных сил, деформации электрокартонной и бумажной изоляции, концевой изоляции).

3. Вместе с опубликованным ранее расчетом осевых усилий в трансформаторах I–III габаритов со слоеными обмотками [20] настоящая методика, относящаяся в основном к трансформаторам больших мощностей (единицы мегавольт-ампер и более), дает возможность расчета осевых усилий практически для всех случаев в практике проектирования силовых трансформаторов.

4. Описанная методика (так же, как и методика [20]) в течение нескольких лет широко применяется при практическом проектировании во всех основных проектирующих организациях трансформаторостроения и на большинстве трансформаторных заводов страны (ручной расчет и расчет на ЭЦВМ).

Эта методика может быть рекомендована взамен ранее применявшихся методов расчета, опубликованных во всех руководствах по проектированию.

Приложение. Расчет осевых усилий в трансформаторе типа ТДТН-16000/110-38,5-6,6. Трансформатор имеет на каждом из трех стержней обмотки НН, СН, ВН, РО грубой и РО плавной регулировки для РПН со стороны 110 кВ. Кроме того, имеются ответвления в обмотке СН для ПБВ. Для всех обмоток этого трансформатора в ряде режимов КЗ были рассчитаны осевые силы. Ниже приводится расчет усилий в обмотке СН для режима КЗ СН-НН при положении переключателя обмотки СН на минимуме напряжения. Обмотка СН — непрерывная, симметрична относительно

Таблица 3

Пример расчета осевых усилий в обмотке СН трансформатора ТДТН-16000/110 в режиме НН—СН

1	Параметры зон			Индукция		интегральной кривой							Расчет				15
	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14				
Номер зоны	$A_k = \frac{I_w k}{h}$, А/М	$h_0 = \frac{m_k}{h_k}$	K_k	Номер точки	$B_x(y)$, 10^{-4} Тл	$\Sigma_1, 10^{-4}$ Тл	$\Sigma_2, 10^{-4}$ Тл	$F'(y) = K_k \Sigma_2$, 10^4 Н	$F(y)$, 10^4 Н	$F_{ксп}$, 10^4 Н	l , 10^{-3} м	$F_{ксп} l$, Н·м	$P'(y) = F(y) + P_B$, 10^4 Н	$P(y) = P'(y) + P_0$, 10^4 Н			
Верх	—	—	—	1	—	—	—	—	—	0	86	0	7,3	38,5			
1	$7,11 \times 10^4$	$\frac{l_1}{m_1} = \frac{508}{9} = 56,5$ $m_1 = 9$	226×10^4	2	408	0	0	0	0	0	0	0	7,3	38,5			
				3	54	462	462	10,4	10,4	10,4	10,4	10,4	10,4	17,7	48,9		
				4	-20	34	496	11,2	11,2	11,2	11,2	11,2	11,2	18,5	49,7		
				5	-46	-66	430	9,7	9,7	9,7	9,7	9,7	9,7	17	48,2		
				6	-62	-108	322	7,3	7,3	7,3	7,3	7,3	7,3	14,6	45,8		
				7	-77	-139	183	4,1	4,1	4,1	4,1	4,1	4,1	11,4	42,6		
				8	-94	-171	12	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	7,6	38,8		
				9	-115	-209	-197	-4,5	-4,5	-4,5	-4,5	-4,5	-4,5	2,8	33,0		
				10	-149	-264	-461	-10,4	-10,4	-10,4	-10,4	-10,4	-10,4	-3,1	28,1		
				11	-229	-378	-839	-19,0	-19,0	-19,0	-19,0	-19,0	-19,0	-11,7	19,5		
2	$5,79 \times 10^4$	$\frac{31,3}{m_2} = 4$ $m_2 = 4$	$101,5 \times 10^4$	10	-229	0	0	0	-19,0	-9,5	-111,5	—	—	-11,7	19,5		
				11	-197	-426	-426	-4,3	-4,3	-4,3	-23,3	-23,3	-16	15,2			
				12	-203	-400	-826	-8,4	-8,4	-8,4	-27,4	-27,4	-20,1	11,1			
				13	-260	-463	-1289	-13,1	-13,1	-13,1	-32,1	-32,1	-24,8	6,4			
3	0	$\frac{37,4}{m_3} = 2$ $m_3 = 2$	0	14	-370	-630	-1919	-19,5	-38,5	-19,2	—	—	-31,2	0			
				15	-160	-530	-530	0	0	0	-38,5	-19,2	—	—	0		
				16	0	-160	-690	0	0	0	-38,5	-19,2	—	—	0		
Низ	—	—	—	—	—	—	—	$F_B = 0$	0	45 677	0	7,3	38,5				

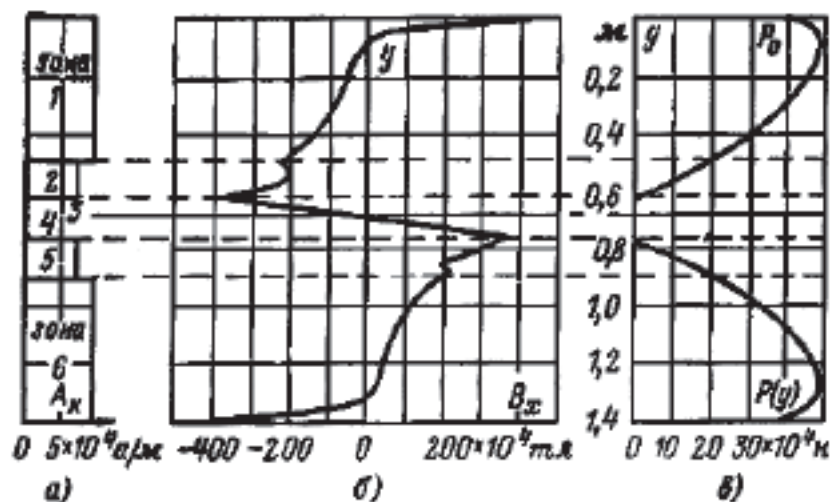


Рис. 8. К примеру расчета осевых усилий в обмотке СН трансформатора ТДТН-16000/110. Распределение по высоте обмотки: а — н.с.; б — индукции радиального поля рассеяния; в — осевых усилий

но середины высоты, где расположены отключенные катушки.

Исходные данные для расчета: $e_k = 5,88\%$ или с учетом мощности КЗ сети $5 \text{ ГВ} \cdot \text{А}$ $e_k\% = 6,95\%$; $\frac{u_a}{u_p} = 0,079$ ($K_a^2 = 3,18$); $K_d = 0,5$; $L = \pi D_{cp} = \pi \times 0,763 = 2,4 \text{ м}$, $I = 253 \text{ А}$, $w = 343$ (в зонах 1 и 5 $w = 142,83$, в зонах 2 и 6 $w = 28,67$, в зонах 3 и 4 ток отсутствует, дробное число витков условно соответствует сечению проводников в каждой зоне); радиальный размер обмотки $0,0475 \text{ м}$, ширина электрокартонных прокладок $0,05 \text{ м}$, число столбов прокладок — 18 ($S_{ЭК} = 0,0475 \times 0,05 \times 18 = 0,0472 \text{ м}^2$).

Расчет концевых участков изоляции (рис. 6) приведен в табл. 2. В качестве примера приводим расчет l_1 и \bar{l}_1 для зоны 1, состоящей из 30 катушек, намотанных из провода $2,44 \times 12,5 \text{ мм}$ с изоляцией $0,55 \text{ мм}$:
медь с изоляцией $13,05 \times 30 = 391,5 \text{ мм}$,
каналы, электрокартон: $8 \times 2 + 6 + 4 \times 26 + 3 = 129 \text{ мм}$, с учетом прессовки 10% $l_{ЭК} = 116 \text{ мм}$;
бумажная изоляция $l_{из} = 0,55 \times 30 = 16,5 \text{ мм}$;

$$\bar{l}_1 = 116 + 4 \times 16,5 = 182 \text{ мм}; l_1 = 391,5 + 116 \approx 508 \text{ мм}.$$

Все расчеты осевых усилий приведены в табл. 3. В этой таблице значения $B_x(y)$ получены в результате расчета поля рассеяния на ЭЦВМ Минск-22.

Дополнительные расчетные величины:

$$K = \sqrt{2} L \left(\frac{100}{e_k\%} \right)^2 K_d K_a^2 = \\ = \sqrt{2} \cdot 2,4 \left(\frac{100}{6,95} \right)^2 \cdot 0,5 \cdot 3,18 = 1120;$$

$$K_k = 0,5 K A_k h_k^0;$$

$$\Sigma \bar{l} = 86 + 45 + 2(182 + 60 + 31) = 677 \cdot 10^{-3} \text{ м};$$

$$\Sigma F_{kcp} \bar{l} = 2(0,38 - 1,67 - 1,19) \cdot 10^4 = \\ = 4,96 \cdot 10^4 \text{ Н} \cdot \text{м};$$

$$P_B = \frac{4,96 \cdot 10^4}{0,68} = 7,3 \cdot 10^4 \text{ Н};$$

$$P'_{\min} = -31,2 \cdot 10^4 \text{ Н};$$

$$P_0 \geq 31,2 \cdot 10^4 \text{ Н} = 32 \text{ т};$$

$$P_{\max} = 49,7 \cdot 10^4 \text{ Н}.$$

Итоговые кривые усилий показаны на рис. 8. Необходимое усилие запрес-

совки равно 32 т (давление $\sigma_0 = 74$ кг/см², $\sigma_{\max} = 118$ кг/см² < $[\sigma_{\max}] = 190$ кг/см²), усилия на верхнюю и нижнюю опоры равны $38,5 \cdot 10^4$ Н (39,4 т).

Список литературы

1. *Waters M.* The Short-circuit Strength of Power Transformers. London. MacDonald. 1966.
 2. *Либкид М.С.* Механические силы в обмотках трансформаторов. — Электричество. 1945, № 9.
 3. *Либкид М.С.* Механические силы в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. ЭНИН АН СССР, 1944.
 4. *Турние И., Эберсол Г., Синьере А.* и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замы-
- кании. Трансформаторы. СИГРЭ. 1962. М.: Энергия. 1964.
5. Трансформаторы. СИГРЭ. 1964, 1966. М.: Энергия. 1968.
 6. *Манькин Э.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Мильман Л.И.* Итоги исследования электродинамической прочности трансформаторов и дальнейшие исследовательские работы. ВНИИЭМ. М., 1966.
 7. *Mankin E.A., Levitskaja E.I., Lurie S.I., Milman L.I.* Short-circuit strength of transformers: test methods; calculation of short-circuit strength. CIGRE. 1968. Rep. 12—11.
 8. *Лурье А., Левицкая Е., Мильман Л.* Проблема динамической прочности трансформаторов при действии усилий короткого замыкания. Проблемы в области трансформаторостроения. Сб. материалов симпозиума. Берлин. ИПХ. 1969.
 9. *Лурье А.И., Мильман Л.И.* Механические свойства электрокартона. Вестник электропромышленности. 1963. № 1.

Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов

Лурье А.И., Савельев М.П.

В связи с непрерывным ростом мощности энергосистем обеспечение динамической устойчивости трансформаторов при коротких замыканиях становится одной из наиболее сложных проблем трансформаторостроения. Возможности испытательных стендов позволяют оценить динамическую устойчивость трансформаторов с трехфазной мощностью до 60–100 МВ·А, тогда как предельные мощности построенных единиц уже достигают 1000 МВ·А. Единственным способом оценки динамической устойчивости крупных трансформаторов остается инженерный расчет, поэтому к достоверности и точности применяемых расчетных методов предъявляются высокие требования.

Задаче расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов посвящено много работ, однако большинство авторов ограничивается решением электромагнитных вопросов, представляя обмотку в механическом отношении как неподвижную (статическую) конструкцию. Исследования происходящих в обмотке механических процессов были начаты в СССР еще в сороковых годах [1] и за последние годы получили большое развитие за рубежом [3–5].

Изучение проблемы показало необходимость рассматривать обмотку трансформатора как упругую колебательную систему, динамическое поведение которой может существенно отличаться от статического. Однако предложенные в настоящее время методы анализа динамических процессов в обмотке используют большое число допущений [1–5]. Наиболее существенным из них является предположение о применимости в задаче закона Гука при некотором постоянном значении статического

(или динамического) модуля упругости изоляции.

В условиях нелинейности, когда динамический модуль упругости трансформаторного электрокартона изменяется в широких пределах от 1000 до 20000 кгс/см² [3, 7], выбор некоторого среднего модуля представляет большие затруднения и может привести к значительным погрешностям. Такая неопределенность основного параметра явилась главным препятствием на пути внедрения этих методов в практику инженерных расчетов. Существенно усложняет решение задачи отсутствие в обмотке трансформатора упругих связей на растяжение и возможность разрывов обмотки в процессе колебаний на несколько несвязанных частей. Возникает необходимость расчета появляющихся при этом ударных воздействий, реальную опасность которых показали эксперименты [1, 6].

Целью настоящей работы являлась разработка методики расчета на ЦВМ динамических осевых усилий в обмотках трансформатора с учетом нелинейности механических характеристик изоляции. В статье приводятся вывод основных уравнений, описание программы для ЦВМ «Минск-22» и некоторые результаты расчетных исследований, выполненных по этой программе.

Механическая схема обмотки трансформатора. Расчетная схема (рис. 1) представляется в виде системы из N элементов массой m , разделенных по высоте упругими столбами изоляции. На схеме условно показаны элементы трения и принята при расчете нумерация элементов и столбов изоляции. На каждый элемент обмотки действует изменяющаяся по времени электромагнитная сила F_n ,

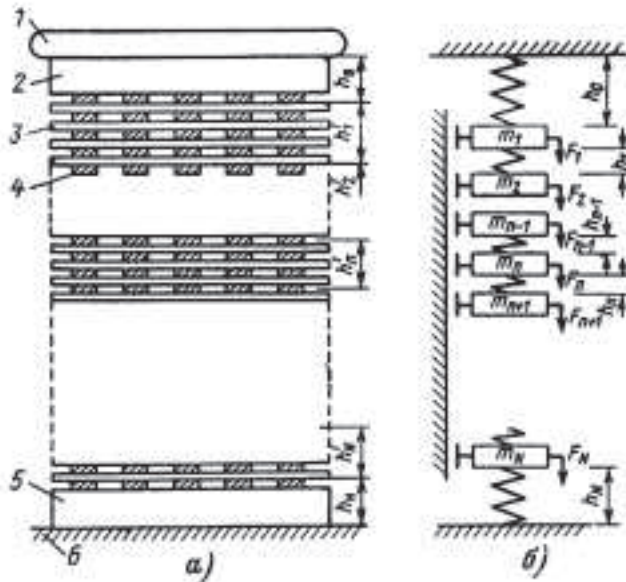


Рис. 1. Обмотка трансформатора (а) и ее расчетная механическая схема (б): 1 — прессующее кольцо; 2 — верхняя концевая изоляция; 3 — секции обмоток; 4 — прокладки; 5 — нижняя концевая изоляция; б — опорная конструкция

под действием которой элементы приходят в движение.

Число элементов в расчетной схеме может быть равно реальному числу катушек обмотки или уменьшено в несколько раз путем объединения группы катушек в одну массу. При этом более мелкие упругие элементы заменяются крупными с эквивалентной жесткостью.

В исходных данных к расчету на ЦВМ задаются геометрические размеры обмотки, параметры элементов, кривая распределения радиальной составляющей индукции по высоте обмотки, кривая сжатия электрокартона и т.д.

В результате расчетов должны быть получены кривые зависимости от времени динамических усилий во всех упругих столбах изоляции, в том числе силы, действующие на опорные конструкции обмотки.

Механическая характеристика изоляции. Она принимается в виде нелинейной однозначной функции $\epsilon(\sigma)$ (рис. 2, кривая 1), являющейся средней линией реальной характеристики сжатия электрокартона. При всех значениях деформаций растяжения ($\epsilon < 0$) принято $\sigma = 0$, что соответствует разрывам в изоляции обмотки. Кривые 2 и 3 на рис. 2 могут быть получены экспериментально путем статического

или динамического нагружения электрокартона, прошедшего соответствующую технологию сушки, многократной прессовки и пропитки электроизоляционным нефтяным маслом.

Поскольку в обмотке трансформатора, кроме электрокартона, имеются и другие электроизоляционные материалы (кабельная бумага, пресованный картон и т.д.), зависимость $\epsilon(\sigma)$ для этих материалов принимается аналогичной рис. 2 с введением соответствующих коэффициентов. Эти коэффициенты, называемые в

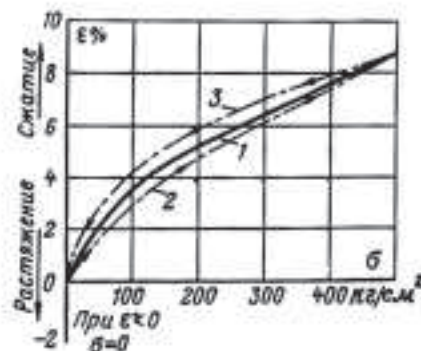


Рис. 2. Механическая характеристика $\epsilon(\sigma)$ электрокартона марки Б после технологической стабилизации: 1 — кривая, используемая при расчете; 2 — нагрузка при статическом сжатии; 3 — разгрузка

дальнейшем коэффициентами приведения к электрокартону, получены на основе экспериментальных данных [3, 4, 7] и вводятся путем замены реальных геометрических размеров бумажной и других видов изоляции размерами эквивалентного по жесткости столба электрокартона.

В простейшем случае формула приведения имеет вид:

$$\bar{h} = h_{\text{ЭК}} + 4h_{\text{Б}} + 0,4h_{\text{ПК}},$$

где \bar{h} — приведенная к электрокартону высота столба изоляции, состоящего из трех материалов; $h_{\text{ЭК}}$, $h_{\text{Б}}$, $h_{\text{ПК}}$ — реальные высоты электрокартона, бумаги и прессованного картона.

Основные допущения. При анализе динамических процессов в расчетной схеме на рис. 1,б приняты следующие основные допущения:

1. система совершает только продольные колебания;
2. деформации сжатия проводников обмоток (меди или алюминия) не учитываются;
3. опоры обмотки неподвижны;
4. силы трения пропорциональны скорости движения элементов;
5. распределение электромагнитных сил и механических параметров обмотки считается равномерным по окружности;
6. не учитываются изменения поля рассеяния трансформатора, возникающие в результате динамических смещений обмоток.

Погрешность, вносимая за счет допущений 1–4 и 6, судя по данным экспериментальных исследований [1–4], невелика и не выходит за пределы 20%. Погрешность, вносимая допущением 5, в значительной мере может быть снижена выполнением более подробных предварительных расчетов радиального поля рассеяния трансформатора. При этом кривая распределения радиальной индукции, входящая в комплекс исходных данных настоящего расчета, представляется усредненной для нескольких образующих по толщине и окружности обмотки.

Уравнение движения элемента. Для расчетной схемы обмотки на рис. 1,б это уравнение имеет вид:

$$m_n \ddot{y}_n = P_{n-1} - P_n + F_n - cm_n \dot{y}_n + m_n g, \quad (1)$$

где y_n — перемещения элемента относительно начального положения; $m_n \ddot{y}_n$ — сила инерции; $P_{n-1} = \sigma_{n-1} S$ — сила, действующая на элемент со стороны верхнего столба изоляции; $P_n = \sigma_n S$ — сила, действующая снизу; F_n — электромагнитная сила; $cm_n \dot{y}_n$ — сила трения; $m_n g$ — сила веса; S — суммарная площадь прокладок обмотки; σ_{n-1} , σ_n — напряжения в столбах изоляции.

В начальном состоянии, когда отсутствуют электромагнитные силы, обмотка неподвижна и находится под действием двух статических сил — прессовки и веса. Усилие, действующее при этом на столб изоляции сверху элемента, будет равно:

$$R_{0(n-1)} = R_{00} + \sum_{i=1}^{i=n-1} m_i g, \quad (2)$$

где R_{00} — сила, создаваемая в обмотке прессующим устройством; $\sum_{i=1}^{i=n-1} m_i g$ — суммарный вес всех элементов, находящихся выше элемента n .

Аналогично

$$R_{0(n)} = R_{00} + \sum_{i=1}^{i=n} m_i g. \quad (3)$$

Напряжения начального сжатия изоляции будут равны:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0(n-1)} &= \frac{R_{0(n-1)}}{S}; \\ \sigma_{0n} &= \frac{R_{0n}}{S}. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Соответствующие этим напряжениям начальные деформации изоляции ($\varepsilon_{0(n-1)}$ и ε_{0n}) определяются по кривой $\varepsilon(\sigma)$ на рис. 2.

Рассмотренное состояние является исходным для расчета динамических процессов. Смещения и скорости движения элементов в этом состоянии принимаются равными нулю.

Деформации изоляции в процессе колебаний. Перемещения элементов относительно начального положения приводят к осевым деформациям изоляции. В любой момент времени полные деформации будут суммой начальных и динамических деформаций

$$\begin{aligned} \varepsilon_{n-1} &= \varepsilon_{0(n-1)} + \delta_{n-1} = \\ &= \varepsilon_{0(n-1)} + \frac{y_{n-1} - y_n}{h_{n-1}}; \end{aligned} \quad (5)$$

$$\varepsilon_n = \varepsilon_{0n} + \delta_n = \varepsilon_{0n} + \frac{y_n - y_{n+1}}{h_n}, \quad (6)$$

где y_{n-1} , y_n , y_{n+1} — перемещения элементов; h_{n-1} и h_n — высоты столбов изоляции с учетом начальной усадки.

Уравнения показывают, что при известных перемещениях элементов становятся известными и полные деформации изоляции. Далее по кривой $\varepsilon(\sigma)$ можно определить соответствующие напряжения (σ_{n-1} и σ_n) и по формулам, аналогичным (4), — результирующие динамические силы, действующие на прокладки и провода обмотки (P_{n-1} и P_n).

Таким образом, задача расчета динамических усилий сводится к решению дифференциальных уравнений движения элементов обмотки.

Отметим также некоторые физические явления, описанные уравнениями (5) и (6). Если начальные деформации сжатия $\varepsilon_{0(n-1)}$ и ε_{0n} считать всегда положительными, то динамические деформации δ_{n-1} и δ_n могут быть как положительными (дополнительное сжатие), так и отрицательными (разгрузка). Если

$$\delta_{n-1} < 0 \text{ и } |\delta_{n-1}| > \varepsilon_{0(n-1)}, \quad (7)$$

суммарная деформация становится отрицательной. Это соответствует полной разгрузке столба изоляции и образованию зазора между элементами. Как показано на рис. 2, при $\varepsilon < 0$ принимается $\sigma = 0$, т.е. движение элементов в последующие моменты вре-

мени определяется с учетом разрыва, при $P_{n-1} = 0$. При изменении направлений движения элементов в месте образования зазора может произойти резкое возрастание усилий, имеющее характер удара.

Таким образом, приведенные соотношения учитывают возможность образования зазоров в столбах изоляции и дают возможность анализа возникающих при этом ударных явлений.

Силы трения. Возникающие в процессе колебаний силы трения можно разделить на две группы:

1. трение прокладок и витков о рейки и цилиндры, гидродинамическое сопротивление масла и другие внешние сопротивления;

2. внутреннее трение в материалах обмотки.

Коэффициент трения c вводится в уравнение (1) на основе экспериментальных данных. Для колебаний обмоток в воздухе получены значения $c = (40 \div 150) 1/\text{сек}$ [1], $(50 \div 98)$ [6], $(62 \div 75)$ [2] в широком диапазоне давлений прессовки и частот собственных колебаний. Для колебаний обмоток в масле* получено $c = (120 \div 160) 1/\text{сек}$.

На первых стадиях исследований был принят средний коэффициент трения, равный 100 1/сек, однако программа для ЦВМ позволяет изменять этот параметр в широких пределах.

Электромагнитная сила. Сила F_n , действующая на каждый элемент обмотки, может быть представлена в виде:

$$F_n(t) = F_{mn} T(t), \quad (8)$$

где

$$T(t) = [\sin(\omega t + \psi_j) - \sin \psi_j e^{-\frac{u_a \omega t}{u_p}}]^2; \quad (9)$$

ω — частота сети; ψ_j — начальная фаза тока короткого замыкания; u_a , u_p — активная и реактивная составляющие напряжения короткого замыка-

* Осциллограммы были сняты при испытаниях на динамическую устойчивость мощных преобразовательных трансформаторов Ю.А. Клепаловым.

ния трансформатора; F_{mn} — амплитуда электромагнитной силы, действующей на элемент в установившемся режиме.

При подготовке исходных данных к расчету обмотка разбивается на ряд зон (рис. 3,а), соответствующих элементам в расчетной схеме (рис. 1,б). Величина F_{mn} определяется для каждой зоны по формуле:

$$F_{mn} = \gamma I w_n B_{cpn}, \quad (10)$$

где $\gamma = k_{T2} \sqrt{2\pi} D_{cp}$; k_T — кратность тока короткого замыкания; D_{cp} — средний диаметр обмотки; $I w_n$ — ампер-витки зоны в номинальном режиме; B_{cpn} — среднее по высоте зоны значение радиальной составляющей индукции.

Кривая $B_x(y)$ (рис. 3,б) задается в виде таблицы с постоянным шагом по высоте.

Для расчета на ЦВМ средних значений индукции в зоне используется соотношение:

$$B_{cpn} = \frac{1}{h'_n} \int_{y_{n-1}}^{y_n} B_x(y) dy = \frac{1}{h'_n} [\Phi(y_n) - \Phi(y_{n-1})], \quad (11)$$

где

$$\Phi(y) = \int_0^y B_x(y) dy; \quad (12)$$

h'_n — высота зоны; y_{n-1} — координата верха зоны; y_n — координата низа (см. рис. 3,в).

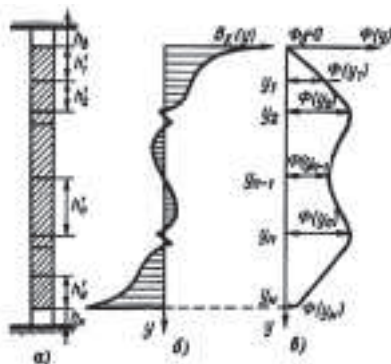


Рис. 3. Разделение обмотки на зоны (а) и кривые распределения радиальной индукции (б) и интегральной функции (в)

Интегральная функция $\Phi(y)$ (рис. 3,в) вычисляется по формуле (12) и сохраняется в памяти машины в виде таблицы с постоянным шагом по высоте. Значения $\Phi(y_n)$ и $\Phi(y_{n-1})$ на границах каждой зоны определяются численным интерполированием.

Приведенные соотношения (11) и (12) позволяют достаточно точно учесть любое распределение радиальной составляющей индукции по высоте обмотки без привлечения приближенных аналитических выражений. Точность этих вычислений определяется, главным образом, числом точек исходной кривой $B_x(y)$.

Система уравнений движения обмотки. Для обмотки, состоящей из N элементов с учетом принятой на рис. 1,б нумерации, система имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \ddot{y}_1 &= \frac{(\sigma_0 - \sigma_1) S + F_1}{m_1} - c\dot{y}_1 + g, \\ \ddot{y}_2 &= \frac{(\sigma_1 - \sigma_2) S + F_2}{m_2} - c\dot{y}_2 + g, \\ &\dots\dots\dots \\ \ddot{y}_n &= \frac{(\sigma_{n-1} - \sigma_n) S + F_n}{m_n} - c\dot{y}_n + g, \\ &\dots\dots\dots \\ \ddot{y}_N &= \frac{(\sigma_{N-1} - \sigma_N) S + F_N}{m_N} - c\dot{y}_N + g. \end{aligned} \right\} (13)$$

Неизвестными параметрами являются перемещения элементов y_1, y_2, \dots, y_N и напряжения в столбах изоляции $\sigma_0, \sigma_1, \dots, \sigma_N$. Полное число неизвестных равно $2N + 1$, поэтому вводится дополнительная система нелинейных уравнений, связывающих между собой напряжения и перемещения:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 &= \sigma(\epsilon_0), \text{ где } \epsilon_0 = \epsilon_{00} + \frac{0 - y_1}{h_0}, \\ \sigma_1 &= \sigma(\epsilon_1), \text{ где } \epsilon_1 = \epsilon_{01} + \frac{y_1 - y_2}{h_1}, \\ &\dots\dots\dots \\ \sigma_n &= \sigma(\epsilon_n), \text{ где } \epsilon_n = \epsilon_{0n} + \frac{y_n - y_{n+1}}{h_n}, \\ &\dots\dots\dots \\ \sigma_N &= \sigma(\epsilon_N), \\ \text{где } \epsilon_N &= \epsilon_{0N} + \frac{y_N - 0}{h_N}. \end{aligned} \right\} (14)$$

Системы (13) и (14) дают полное описание задачи.

Начальными условиями для решения являются:

$$\begin{aligned} y_1 = 0, \quad y_2 = 0, \quad \dots, \quad y_N = 0; \\ \dot{y}_1 = 0, \quad \dot{y}_2 = 0, \quad \dots, \quad \dot{y}_N = 0. \end{aligned}$$

Для определения начальных деформаций ($\varepsilon_{00}, \varepsilon_{01}, \dots, \varepsilon_{0N}$) решается ряд из $N+1$ уравнений типа (3) и (4). В результате решения систем уравнений (13) и (14) определяется закон движения каждого элемента $y_n(t)$, динамические усилия $\sigma_n(t)$ и деформации $\varepsilon_n(t)$ в каждом столбе изоляции. По напряжениям в крайних столбах σ_0 и σ_N определяются силы, действующие на опорные конструкции обмотки.

Следует отметить, что система уравнений движения (13) отличается от аналогичных систем, предложенных в [2], более сложным выражением сил упругости изоляции. Определение этих сил непосредственно по кривой $\varepsilon(\sigma)$ при решении дополнительной системы (14) даст возможность учесть реальные нелинейные характеристики изоляции и отсутствие в обмотке упругих связей на растяжение. В отличие от решений, предложенных в [2], общая система уравнений движения (13) остается одинаковой при наличии разрывов в обмотке и без них.

Учет нелинейности изоляции и необходимость расчета ударных явлений предъявляют особые требования к методам решения приведенных дифференциальных уравнений на ЦВМ. Применение метода конечных разностей [2] с постоянным шагом расчета по времени становится здесь невозможным.

Программа интегрирования должна обеспечить автоматический выбор шага с постоянным контролем устойчивости полученного решения.

Программа для ЦВМ «Минск-22».

Составленная программа предусматривает не только решение основных систем уравнений, но и автоматизацию большей части подготовительных расчетов при переходе от реальной конструкции обмотки трансфор-

матора к ее расчетной механической схеме. Большое внимание при разработке программы было уделено также вопросам обработки результатов полученного решения: построению машиной необходимых графиков и таблиц, выбору максимумов, масштабов построения графиков и т.д.

При подготовке исходных данных к расчету на ЦВМ обмотка трансформатора разделяется на зоны (так же, как и при расчетах полей рассеяния) в соответствии с выбранным числом элементов.

Комплекс исходных данных вводится в ЦВМ в виде четырех групп чисел:

1. общие данные обмотки: D_{cp} , S , S_B (площадь поперечного сечения витка), I (номинальный ток), \bar{h}_B и \bar{h}_H (приведенные высоты концевой изоляции), P_{00} (сила начальной прессы);
2. характеристики режима короткого замыкания:

$$u_a, \quad u_p, \quad k_T, \quad \psi_i;$$

3. число элементов N и параметры соответствующих им зон обмотки: w_1, w_2, \dots, w_N (витки); h'_1, h'_2, \dots, h'_N (высоты); $\bar{h}_1, \bar{h}_2, \dots, \bar{h}_N$ (приведенные высоты изоляции);

4. кривые $B_x(y)$ и $\varepsilon(\sigma)$ в виде таблиц с постоянным шагом. Число точек в таблице $B_x(y)$ от 10 до 125, в таблице $\varepsilon(\sigma)$ от 20 до 30.

Блок-схема программы показана на рис. 4. На первом этапе расчета на ЦВМ производится автоматическое вычисление параметров расчетной схемы — масс элементов, ампер-витков зон, амплитуд электромагнитных сил и т.д. Приведенные высоты столбов изоляции между элементами (рис. 1, б) вычисляются по формулам:

$$h_0 = \bar{h}_B + \frac{\bar{h}_1}{2}; \quad h_1 = \frac{\bar{h}_1 + \bar{h}_2}{2}; \quad \dots;$$

$$h_n = \frac{h_n + \bar{h}_{n+1}}{2}, \quad \dots, \quad h_N = \frac{\bar{h}_N}{2} + \bar{h}_H.$$

Интегрирование основной системы дифференциальных уравнений (13) выполняется методом Рунге—

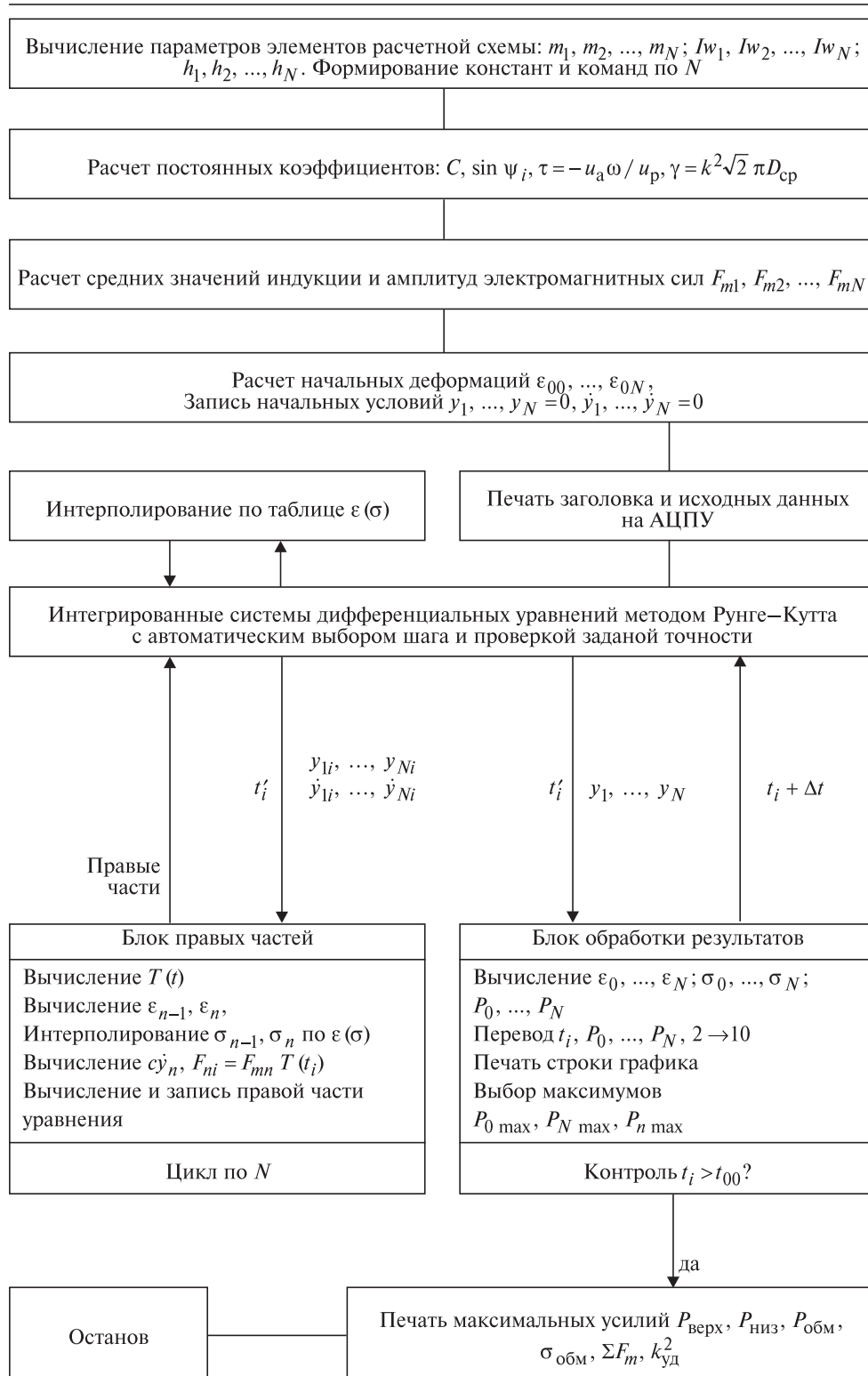


Рис. 4. Блок-схема программы расчета на ЦВМ

Кутта с автоматическим выбором шага решения и проверкой заданной точности. При этом используется соответствующая стандартная программа для ЦВМ «Минск-22» [8], а порядок производной в системе (13) понижается путем введения N дополнительных уравнений вида:

$$\ddot{y}_n = \frac{d\dot{y}_n}{dt}.$$

Устойчивое решение обеспечивается заданием точности интегрирования системы порядка 0,5–1%. При вычислениях по таблице кривой $\varepsilon(\sigma)$ используются подпрограммы линейного интерполирования [8]. Печать результатов осуществляется в виде графиков зависимости усилий от времени (рис. 5). В процессе счета производится выбор максимальных значений усилий в обмотке и на ее опорах, которые печатаются под графиком в конце расчета. Для удобства анализа на графиках рис. 5 печатается также кривая изменения во времени суммы электромагнитных сил на половине высоты обмотки $F(t)$, пропорциональная квадрату тока короткого замыкания.

В дальнейшем изложении в качестве примера приводятся расчеты осевых усилий в трансформаторе типа ТДТН-40000/110 для двухобмоточного режима СН_{min}–НН. Диаметр стержня трансформатора — 670 мм, диаметры обмоток НН — 774,5 мм, СН — 971,5 мм, радиальные размеры

соответственно — 59,5 и 56,5 мм, высоты — 1474 и 1500 мм. Регулировочные витки (ПВВ ±2×2,5%) расположены в обмотке СН на четвертях высоты симметрично сверху и снизу. Кривая распределения индукции по высоте обмотки НН показана на рис. 3,б.

Отметим некоторые физические явления, соответствующие кривым на рис. 5:

1. усилия в обмотке и на опорах при коротком замыкании начинают изменяться от уровня начальной прессовки; разность сил на верхней и нижней опоре в первый момент времени (рис. 5,а) равна собственному весу обмотки;

2. в первый период короткого замыкания обмотка сжимается, усилия в ней ($P_{обм}$) растут, а на опорах (P_H) уменьшаются. В течение некоторого времени силы на опорах могут оставаться равными нулю (1,5 мсек на рис. 5,а и 7 мсек на рис. 5,б);

3. длительность отрыва от опор ($P_H=0$) соответствует величине возникающего при этом зазора. При больших зазорах (рис. 5,б) ударные воздействия могут быть значительными;

4. при отсутствии разрывов силы в обмотке и на ее опорах изменяются в соответствии с изменением электромагнитной силы $F(t)$ (рис. 5,а), однако при малой прессовке обмотки эта закономерность нарушается (рис. 5,б).

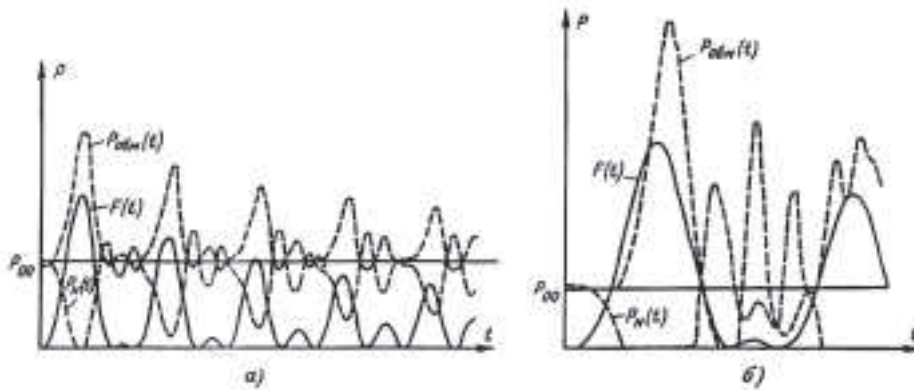


Рис. 5. Примеры расчетов, выполненных на ЦВМ. Обмотка НН трансформатора типа ТДТН-40000/110: а — при начальной прессовке 60 т (зазоры не возникают); б — при уменьшении силы прессовки до 30 т (возникают удары в середине обмотки и на ее опорах)

Расчетные исследования динамических процессов в обмотках. Программа для ЦВМ позволяет выполнять широкий комплекс расчетных исследований динамических процессов в обмотках трансформаторов. Некоторые результаты таких исследований, выполненных на примере двух обмоток (НН и СН) трансформатора типа ТДТН-40000/110, приводятся ниже.

Влияние нелинейности и жесткости изоляции исследовалось на примере обмотки НН. В программе расчета при этом использовались как нелинейные зависимости $\epsilon(\sigma)$ по рис. 2, так и линейные соотношения $\sigma = E\epsilon$ при различных значениях постоянно-го модуля упругости. При всех деформациях растяжения ($\epsilon < 0$) сохранялось условие $\sigma = 0$.

Апериодическая составляющая тока короткого замыкания принималась максимальной ($\psi_i = 90^\circ$), а кривая распределения радиальной составляющей индукции поля рассеяния по высоте обмотки принималась по рис. 3,б. Сила начальной прессовки обмотки во всех случаях была равна 80 т.

Результаты выполненных расчетов приведены в табл. 1. Анализ этой таблицы показывает существенную зависимость динамических усилий от значения принятого в расчете модуля упругости изоляции. Подобрать некоторое постоянное значение модуля упругости, эквивалентного по результатам нелинейной кривой, не удается даже при известных результатах. Использование среднего значения статического модуля упругости электрокартона, равного 5000 кг/см^2 [1, 2], дает

погрешность в определении усилий на опорах обмотки, достигающую 40%.

Как видно из табл. 1, повышение жесткости изоляции может привести как к увеличению осевых усилий (при E от 1000 до 3000 кг/см^2), так и к их уменьшению. При $E = 3000 \text{ кг/см}^2$ вторая собственная частота обмотки становится близкой к 100 Гц, и резкое возрастание усилий объясняется резонансными явлениями.

Оптимальная сила начальной прессовки обмоток трансформатора во многих случаях является главной величиной, интересующей конструктора при расчете осевых усилий.

Возможность определения такой силы иллюстрирует рис. 6. Анализ результатов расчетов показывает, что при всех значениях прессовки ниже оптимальной в обмотках возникают зазоры и опасные ударные воздействия, резко возрастающие с уменьшением силы прессовки. При прессовках выше оптимальной возрастание усилий в обмотке и на ее опорах происходит уже за счет самой силы прессовки.

Кривые, аналогичные показанным на рис. 6, были получены для более десяти обмоток трансформаторов разных мощностей и конструкций. Во всех случаях оптимальная сила прессовки была довольно большой (от 30 до 150 т). Результаты этого исследования ставят под сомнение утверждение авторов [2, 3] о том, что оптимальная сила прессовки во всех случаях остается близкой к нулю. Отметим также, что оптимальная сила прессовки в случае несимметричного распределения н.с. по высоте обмоток становится сложным понятием, по-

Таблица 1

Зависимость максимальных усилий от модуля упругости изоляции

Усилие	Расчет по кривой $\epsilon(\sigma)$	Расчет при постоянном модуле упругости E , кг/см^2								
		1000	2000	3000	4000	5000	8000	10000	20000	30000
$P_{\text{обм}}, \text{ т}$	150	174	185	226	144	140	136	135	137	137
$\sigma_{\text{обм}}, \text{ кг/см}^2$	316	366	390	475	302	295	285	284	288	288
$P_{\text{верх}}, \text{ т}$	81	142	144	161	122	112	92	92	87	78
$P_{\text{низ}}, \text{ т}$	82	143	147	164	126	114	92	89	84	82

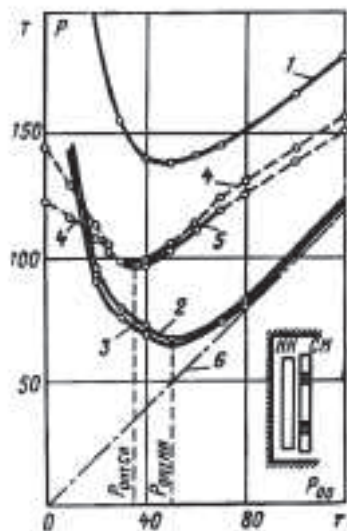


Рис. 6. Зависимость максимальной силы в обмотках ($P_{обм}$) и на их опорах ($P_в$ и $P_н$) от силы начальной прессовки (P_{00}). Трансформатор типа ТДТН-40000/110, обмотки НН и СН в двухобмоточном режиме НН—СН_{min}: 1 — $P_{обмНН}$; 2 — $P_{нНН}$; 3 — $P_{вНН}$; 4 — $P_{обмСН}$; 5 — $P_{вСН} \approx P_{нСН}$; 6 — P_{00} . При $P_{00} = 10$ т будет $P_{обмНН} = 282$ т

скольку минимальное значение усилий внутри обмотки может не соответствовать прессовке, оптимальной по усилиям на опорах. В случае симметричных обмоток, как показано на рис. 6, оптимальная сила прессовки имеет достаточно однозначное значение для каждой обмотки.

Рациональный выбор числа элементов N позволяет резко снизить трудоемкость расчетов. Поэтому этот вопрос был специально исследован при расчете нескольких обмоток трансформаторов мощностью от 16 до 400 МВ·А при разных формах кривых $B_x(y)$.

Сравнение результатов расчетов для обмотки НН рассмотренного ранее трансформатора мощностью 40 МВ·А при разном числе N показано в табл. 2. Как видно, расчетные значения максимальных усилий в обмотке $P_{обм}$ при большом числе элементов ($N = 36$) и в простейшем случае ($N = 2$) отличаются всего на 24%. Погрешность вычисления сил на опорах при этом не превышает 5%.

Таблица 2

Сравнение результатов расчетов при различном числе элементов N в механической схеме обмотки

Усилие	При числе элементов N				
	2	6	10	20	36
$P_{обм}$, т	170,2	153,2	144,0	140,6	139,2
$\sigma_{обм}$, кг/см ²	357,7	321,9	302,5	295,5	292,4
$P_{верх}$, т	79,9	81,8	76,8	77,5	77,9
$P_{низ}$, т	81,6	82,9	77,0	76,9	77,2
Время расчета, мин	2	6,5	14	48	69

Таким образом, максимальные динамические усилия с достаточной точностью могут быть определены при рассмотрении обмотки в виде системы небольшого числа элементов (порядка 6–10), а в некоторых случаях является достаточным расчет схемы, состоящей только из двух элементов. Погрешность, вносимая таким укрупнением, аналогична пренебрежению высшими частотами и формами колебаний обмотки и зависит, главным образом, от сложности исходной кривой $B_x(y)$.

Для определения N может быть предложено следующее простое правило: если кривая $B_x(y)$ имеет на высоте обмотки k переходов через нуль, минимальным числом N_{min} можно считать $k+1$. Поскольку во всех случаях $k \geq 1$, то $N_{min} = 2$.

Целесообразность укрупнения элементов расчетной схемы иллюстрируют затраты машинного времени на расчет одного варианта, указанные в последней строке табл. 2.

Влияние сил трения на величину динамических усилий показано на рис. 7. Расчеты были выполнены при двух значениях силы начальной прессовки, соответствующих процессам, показанным на рис. 5, а, б. В обоих случаях силы трения существенно сказываются на величине максимальных усилий.

В диапазоне наиболее вероятных значений коэффициента трения [$c = (30 \div 150) 1/сек$] получено снижение сил на 30%, причем влияние

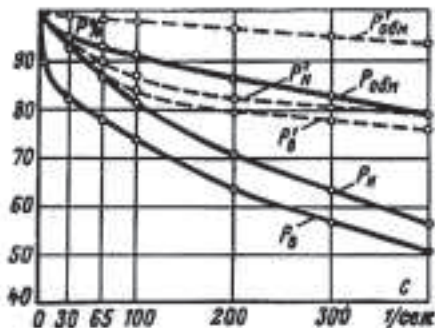


Рис. 7. Зависимость максимальных усилий в обмотке ($P_{обм}$) и на ее опорах (P_B и P_N) от коэффициента трения c . Обмотка НН трансформатора типа ТДТН-40000/110: — — — при начальной прессовке 30 т и наличии разрывов и ударов; - - - - - при прессовке 60 т. За 100% приняты силы при $c = 0$

трения в слабо запрессованной обмотке (при наличии разрывов и ударов) оказалось существенно больше. Это объясняется тем, что при ударных воздействиях возрастают скорости движения элементов и, соответственно, увеличиваются силы трения.

При больших значениях коэффициента $c > 300$ получено резкое снижение усилий (до двухкратного) в слабо запрессованной обмотке. В данном случае влияние трения на величину усилий внутри обмотки оказалось много меньше, чем на величину усилий на опорах.

Таким образом, силы трения играют важную роль и их увеличение за счет технологических или конструктивных мер может оказать заметное положительное влияние на развитие динамических процессов в обмотке при коротком замыкании.

Пренебрежение этими силами, часто принимаемое при качественных исследованиях [2, 5], при расчетах реальных трансформаторов может дать большие погрешности.

Выводы. 1. Разработанная методика позволяет производить анализ динамических процессов в обмотке при действии электромагнитных сил короткого замыкания, сил инерции, веса и трения с учетом нелинейности

механических свойств изоляции. Предусмотрена возможность расчета динамических усилий при наличии ударных явлений в условиях образования зазоров и отрывов обмотки от опор (при недостаточной силе начальной прессовки).

2. Нелинейность механических свойств изоляционных материалов обмотки оказывает значительное влияние на величину динамических осевых усилий. Упрощенное решение линейной задачи с постоянным значением модуля упругости изоляции может дать большие погрешности.

3. Для каждой обмотки трансформатора при заданных токах короткого замыкания и картине распределения поля рассеяния может быть определена оптимальная сила начальной прессовки, при которой динамические осевые усилия будут минимальными.

4. При рассмотрении обмотки трансформатора в виде механической системы сосредоточенных масс во многих случаях достаточен анализ системы с небольшим числом элементов.

Литература

1. Либкинд М.С. Механические силы в обмотках трансформаторов. Электричество. 1945. № 9 и 12.
2. Турние И. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Трансформаторы. СIGRE. 1962. М.: Энергия. 1964.
3. Турние И. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Трансформаторы. СIGRE. 1964. М.: Энергия. 1968.
4. Пирктль Е., Спаланцани Г. Последние достижения в области исследования усилий, возникающих в катушках трансформатора при коротких замыканиях. Трансформаторы. СIGRE. 1962. М.: Энергия. 1964.
5. Хори Я., Хираиси К. Анализ осевой вибрации обмоток трансформатора. Хитати херон. 1968. Т. 50. № 2.
6. Няшков И.С., Лурье А.И. Экспериментальное исследование механической прочности трансформаторов при коротком замыкании. Вестник электропромышленности. 1962. № 2.
7. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические характеристики изоляционных материалов обмоток трансформаторов. Электротехника. 1964. № 4.
8. Стандартные программы для ЭЦВМ «Минск-2». Наука и техника. 1967. Вып. 1.

Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании

Лурье А.И., Мильман Л.И.

Обеспечение электродинамической стойкости обмоток при коротких замыканиях продолжает оставаться одной из наиболее острых проблем современного трансформаторостроения, о чем свидетельствуют случаи повреждения трансформаторов в эксплуатации и при испытаниях. Эта проблема может быть решена только при комплексном теоретическом и экспериментальном изучении электромеханических процессов в трансформаторе при КЗ.

Наиболее надежный способ убедиться в стойкости изготовленного трансформатора — провести его прямые испытания, при которых воспроизводятся самые тяжелые условия эксплуатации. Однако такие испытания не всегда возможны и доступны ввиду их сложности, высокой стоимости, большой мощности источника питания и отсутствия необходимого количества специализированных стендов. В этих случаях приходится ограничиваться одним из косвенных методов — физическим моделированием, когда в разного рода электромагнитных устройствах испытываются модели обмоток или их частей, других элементов конструкции, максимально приближенные к оригиналу — трансформатору. Модели также целесообразно использовать в тех случаях, когда те или иные вопросы не экономично изучать на трансформаторе (характеристики материалов, влияние повторных КЗ и термического старения, разработка, подтверждение или коррекция расчетных методов и т.д.).

Для исследования прочности и осевой устойчивости обмоток в ВЭИ имени В.И. Ленина применяется устройство РОСТ (разрушающие осевые силы трансформатора) [1]. Экспериментальные исследования с по-

мощью устройства РОСТ позволяют решать следующие основные задачи: непосредственная оценка прочности и устойчивости отдельных элементов или узлов конструкции на стадии проектирования с определением допустимых нагрузок, особенно в случаях применения новых материалов, конструктивных и технологических решений; оптимизации конструкций с целью снижения материалоемкости трансформаторов по результатам сравнительных испытаний; изучение влияния отдельных факторов; получение необходимых экспериментальных данных для разработки расчетных методик.

Применительно к обмоткам объектами испытаний осевыми силами в устройстве РОСТ могут быть и модели, представляющие собой целую обмотку реального трансформатора или какую-то ее часть по высоте, и специальные модели с определенным сочетанием параметров, не имеющие непосредственного отношения к оборудованию.

Исходным материалом для проектирования и изготовления моделей является, как правило, расчетная записка трансформатора, содержащая схему расположения и основные параметры обмоток и ярмовой изоляции, а также результаты расчета обмоток на электродинамическую стойкость при действии осевых сил по существующим методикам. По результатам расчета на электродинамическую стойкость для каждой из обмоток трансформатора могут быть определены катушки, на которые действуют наибольшие осевые силы. К их числу, как правило, относятся катушки в середине высоты и на торцах обмоток. Именно для таких катушек в

первую очередь необходимо изготавливать и испытывать модели.

Обычно модель состоит из нескольких катушек реальной обмотки трансформатора. Однако иногда при изготовлении модели приходится изменять ее размеры. Например, если максимально достижимая в устройстве РОСТ осевая сила оказывается меньше ожидаемой критической силы, или диаметр обмотки превышает диаметр рабочей зоны РОСТ, то приходится соответственно уменьшать радиальный размер модели или ее диаметр. В этих случаях для оценки осевой устойчивости обмоток трансформатора следует провести корректировку опытных данных (критическая сила пропорциональна радиальному размеру и уменьшается с ростом диаметра, о чем подробнее сказано ниже).

Модели должны изготавливаться по той же технологии, что и обмотки трансформаторов (то же натяжение провода, плотность намотки витков, выполнение переходов, отводов и т.д.). Модели непрерывных обмоток следует наматывать тем же числом параллельных проводов, что и обмотку-оригинал. Модели многозаходных обмоток можно выполнять одноходовыми. Межкатушечные каналы в модели не должны отличаться от каналов в той части высоты обмотки, для которой выполняется модель.

Принципиальная электрическая схема при испытаниях моделей в устройстве РОСТ, методика испытаний и измерений описаны в [1]. Там же приведены типичные осциллограммы сил и токов. Источником питания служит ударный генератор ТИ-12. Модели с внешним диаметром до 1400 мм испытывались от внутренних силосоздающих обмоток РОСТ, остальные — от наружных.

Испытания проводятся в такой последовательности: с целью стабилизации механических параметров модель предварительно три-четыре раза прессуется в устройстве РОСТ силой, равной силе прессовки во время опытов; затем проводится наладочный опыт при малом токе для проверки работы коммутационной и измерительной аппаратуры; далее вы-

полняется запрессовка модели в устройстве РОСТ; потом проводится опыт при токе, исключающем возможность повреждения модели; последующие опыты делаются при увеличении тока ступенями по 10%, а при подходе к значениям силы, равным расчетному рабочему, расчетному критическому или разрушающему — ступенями не более 5% (минимально возможная ступень при испытаниях на стенде); после каждого опыта проводятся осмотр модели и расшифровка осциллограмм.

Как показывает опыт исследований, испытания следующей аналогичной модели в тех же условиях можно начинать с осевой нагрузки на 20–30% ниже той, которая вызвала разрушение первой модели (ток на 10–15% меньше критического). Если при этом испытания проводятся без больших перерывов и разборки схемы, то наладочный опыт не обязателен.

Целью экспериментальных исследований, рассмотренных в статье, является уточнение некоторых методических вопросов, связанных с испытаниями в устройстве РОСТ, и выявление основных факторов, влияющих на критическую силу потери осевой устойчивости проводов обмоток трансформаторов.

Программа исследований и конструкция изделий разработаны в ВЭИ имени В.И. Ленина, рабочие чертежи и модели изготовлены во Всесоюзном институте трансформаторостроения (ВИТ). В табл. 1 указаны основные параметры испытанных моделей, которые отличаются друг от друга типом обмотки (непрерывная, винтовая) и провода (обычный, подразделенный, транспонированный), средним диаметром (0,87–2,9 м), количеством прокладок, размерами элементарного провода и каналов между секциями. Число комплектов различных моделей — 11 (I–XI); в каждый комплект, в основном, входило 3–5 одинаковых моделей.

Результаты испытаний представлены в табл. 2 и 3, там же приведены результаты статических испытаний дополнительно изготовленных моде-

Таблица 1

Параметры испытанных моделей

Комплект	Тип обмотки	Провод	Средний диаметр, м	Радиальный размер, мм	Число катушек (секций)	Число параллельных проводов	Число проводов в радиальном направлении	Общее число витков	Число прокладок	Площадь прокладок, м ²	Пролет между прокладками, мм	Канал между катушками (секция-ми), мм	Полная высота, м
I		$\text{ПБ} \frac{2,5 \times 8,5}{0,55}$	0,87	50	8	1	16	128	20	0,04	0,137	15	0,28
II		$\text{ПБПУ} \frac{2,5 \times 14}{2} \times 3$	1,26	65	6	2	18	18	32	0,0832	0,124	6	0,168
III	1,26		65	11	2	18	32	0,0832	0,124	6	0,278		
IV	1,81		65	6	2	18	18	0,1248	0,118	6	0,168		
V	2,015		65	6	2	18	18	0,1664	0,099	6	0,168		
VI		2,906	65	6	2	18	18	0,1664	0,143	6	0,168		
VII		$\text{ПБПУ} \frac{3,35 \times 10}{2} \times 2$	1,26	57	6	2	12	17	24	0,0547	0,165	6	0,144
VIII		$\text{ПБПУ} \frac{2,5 \times 7,5}{3,6} \times 2$	2,024	56	6	2	24	36	48	1,075	0,132	10	0,2
IX		$\text{ПТБ} \frac{2,24 \times 7,5}{0,96} \times 31$	1,77	40	7	31	16	72	48	0,0768	0,116	6,4	0,23
X	1,77		40	7	31	16	72	0,0768	0,116	12,8	0,28		
XI	1,26		40	7	31	16	72	0,0768	0,082	6,4	0,23		

* Ширина прокладок 40 мм.

Таблица 2

Критические силы $P_{кр.д}$ при динамическом нагружении

Комплект	Номер модели	Число прокладок при испытаниях	Число датчиков	Число колец под датчиками силы ²	Сила прессовки, кН	$P_{кр.д}^*$, кН
I	1	20	4	1	243	723**
	2	20	4	1	134	1374–1554
	3	20	4	1	304	1376–1669
	4	20	4	1	353	1392
II	1	32	4	1	490	2274
	2	32	4	1	372	2097
	3	32	4	2	429	2352–2479
	4	32	4	2 (1)	450	2920–3293****
	5	32	4	2	421	2626–2773
III	1	32	4	2 (1)	470	2695
	2	32	4	2 (1)	421	2646
IV	1	48	4	3	973	2724
	2	48	4	3	973	2548
	3	24	4	3	929	1891
V	1	64	4	2	1000	2479–2793
	2	64	—	1 (1)	1000	2764
VII	1	24	4	2 (1)	439	3655
	2	24	4	2 (1)	439	3783–3891
	3	24	4	2 (1)	441	3577–3940
VIII	1	48	4	2	206–248	1294***
	2	48	4	1	248	1045
	3	48	—	1	248	1061–1169
	4	48	6	1	245	1084–1287
IX	1	48	4	1	617	1221
	2	48	6	1	598	1620
	3	48	6	1	343	1411–1656
	4	48	—	1	343	1372–1666
X	1	48	4	1	627	1294
	2	48	4	1	353	1377
	3	48	4	1	348	1123–1181
XI	1	48	4	1	340	1499
	2	48	4	1	334	1327–1510
	3	48	4	1	356	1630

¹ Модели комплекта VI испытывались только при статическом нагружении.

² В скобках указано число колец в опыте разрушения при отсутствии датчиков силы.

* Первая из цифр, разделенных чертой, соответствует начальным признакам полегания, вторая — явно выраженному полеганию.

** Образец разрушился при меньшей силе вследствие перекоса столбов прокладок до испытаний.

*** Указанное значение силы соответствует сильному полеганию проводов, началу потери устойчивости соответствует меньшее значение силы.

**** Результат испытаний следует считать случайным и вызванным, по-видимому, нечеткой фиксацией момента начала повреждения.

Сравнение результатов испытаний

Комплект	Эксперимент			
	Динамика		Статика [2]	
	Модели	$P_{кр.д}$, кН	Модели	$P_{кр.с}$, кН
I	2–4	1374–1554; 1376–1669; 1392	—	—
II	1–4	2274; 2097; 2352–2479; 2920–3293	1–3	2500
III	1–2	2695; 2646	1–3	2500
IV	1–2	2724; 2548	1–2	2970
	3	1891	3	2150
V	1–2	2479–2793 2764	1–2	3000
	—	—	3	2250
VI	—	—	1–3	2200
VII	1–3	3655; 3783–3891; 2477–3940	—	—
	—	—	1–2	2400 2100
	—	—	3	Более 3000
VIII	1–4	1294; 1045; 1061–1169; 1084–1287	—	—
IX	1–4	1221; 1620; 1411–1656; 1372–1666	—	—
X	1–3	1294; 1377; 1123–1181	—	—
XI	1–3	1499; 1630; 1327–1510	—	—

* См. примечания к табл. 2.

лей комплектов II–V и VII. Эти испытания выполнены в ВИТ [2] на гидравлическом прессе.

Для выявления причин повреждения трансформаторов в эксплуатации и при испытаниях на стойкость при КЗ, а также для разработки математической модели потери осевой устойчивости важно знать основные качественные особенности явлений, сопутствующих разрушению моделей

обмоток при динамических испытаниях.

Как показали испытания, повреждение проводов обычно начинается в нескольких зонах по окружности, каждая из которых охватывает ряд катушек и соседних пролетов между столбами прокладок. При дальнейшем повышении внешней силы деформация распространяется и на остальные пролеты, а в местах перво-

начального появления она возрастает. Сплошные деформации по всему периметру катушек появляются при увеличении силы, соответствующей возникновению начальных признаков полегания, примерно на 10–20%. При дальнейшем возрастании внешней нагрузки деформация проводов увеличивается незначительно.

Две расположенные одна над другой катушки из обычного или подразделенного провода при потере осевой устойчивости наклоняются в противоположные стороны. Крайние (внутренний и наружный) провода одной катушки всегда наклоняются в одну сторону. При этом разрывы бумажной изоляции элементарных проводников и общей изоляции подразделенного провода не наблюдается.

Особенность потери осевой устойчивости моделей обмоток из транспонированного провода — появление разрывов общей бумажной изоляции по наружному диаметру модели в местах перехода элементарных проводников из одного слоя транспонированного провода в другой. Перед разрывом общей бумажной изоляции происходит ее «натяжение» в местах переходов из слоя в слой, хорошо видимое в опытах, предшествующих разрушению. Как правило, эти разрывы сразу же распространяются на всю толщину изоляции.

Появление разрывов бумажной изоляции транспонированного провода недопустимо, особенно в высоковольтных трансформаторах, так как они снижают электрическую прочность главной изоляции. Оба элементарных проводника, переходящие из слоя в слой, при потере осевой устойчивости наклоняются в противоположные стороны («елочка») аналогично тому, как в обычном и подразделенном проводах в противоположные стороны наклоняются соседние по высоте катушки.

Общими для всех типов проводов признаками полегания (потери осевой устойчивости) являются волнообразная деформация реек по высоте, их расслаивание и последующее раскалывание, а также значительное снижение силы начальной прессовки, что

легко регистрируется по осциллограмме и индикатору тензоусилителя.

В реальных условиях бумажная изоляция пропитана трансформаторным маслом, в то время как в устройстве РОСТ для упрощения испытаний изоляция моделей находится в сухом состоянии. Поэтому оказалось целесообразным изучить механические характеристики сухой бумаги, а также пропитанной маслом. Для этого были измерены разрушающие силы и удлинения в машинном (вдоль длины ленты) направлении для двух групп образцов бумаги: первая группа — образцы, вырезанные из нового рулона, вторая — образцы, изготовленные из изоляции провода одной из испытанных моделей. Каждая группа состояла из 30 образцов, 15 из которых пропитывалось трансформаторным маслом в течение 115 ч. Рабочая длина каждого образца 180 мм, ширина — 15 мм. Результаты испытаний показали (табл. 4), что в пределах группы нет существенного различия в механических характеристиках пропитанной и непропитанной бумажной изоляции. Это свидетельствует о допустимости использования результатов испытаний «сухих» моделей. Однако из-за некоторого различия в удлинениях пропитанной и сухой бумаги намечено провести дополнительные сравнительные испытания моделей.

В качестве критической для модели принимается осевая сила, при которой появляются самые начальные признаки полегания — видимый слабый наклон проводов, еще не представляющий опасности для конструкции обмотки и не приводящий к разрыву общей бумажной изоляции транспонированного провода. Если при каком-либо опыте модель сразу получала сильные повреждения, критическая сила принималась по предыдущему опыту.

Как показывают данные табл. 2 и 3, при испытаниях нескольких одинаковых моделей в одинаковых условиях имеет место разброс в значениях критической силы. Например, при испытаниях трех моделей комплекта VII критические силы были равны

Таблица 4

Механические характеристики электроизоляционной трансформаторной бумаги

Номер образца	Новая бумага				Бумага с модели			
	Сухая		Пропитанная		Сухая		Пропитанная	
	Разрушающая сила, Н	Удлинение, %	Разрушающая сила, Н	Удлинение, %	Разрушающая сила, Н	Удлинение, %	Разрушающая сила, Н	Удлинение, %
1	117,6	2,25	109,8	2,1	118,6	2,6	169,5	2,1
2	118,6	2,5	110,7	2	147	4,7	121,5	2
3	117,6	2,5	123,5	2,2	147	4,5	139,2	2,5
4	129,4	2,5	124,5	2,5	178,4	3,5	155,8	2,4
5	118,6	2,2	129,4	2,4	142,1	3,2	137,2	3
6	123,5	2,4	111,7	2,1	176,4	3,2	146	2,2
7	117,6	2,3	132,3	2,2	141,1	3,3	162,7	2,8
8	136,2	2,7	115,6	1,8	137,2	3	140,1	2,5
9	115,6	2,1	121,5	2	149	3,1	129,4	2,5
10	127,4	2,3	117,6	2	149	3,5	130,3	2,5
11	129,4	2,5	112,7	2	153,9	2,6	155,8	2,7
12	137,2	2,3	130,3	2,1	157,8	3,3	139,2	2,2
13	115,6	2,1	111,7	1,8	150,9	3,2	151,9	2,2
14	129,4	2,7	123,5	2	146	2,7	161,7	2
15	125,4	2,1	124,5	2,1	176,4	3,3	142,1	2,8
Среднее значение	124	2,4	120	2,09	151	3,31	145,5	2,43

3655, 3783 и 3577 кН, т.е. максимальный разброс составил 6% (лучший случай), а при испытаниях трех моделей комплекта X этот разброс был равен 23% (худший случай). Причинами разброса, кроме естественного различия в параметрах моделей, являются конечные величина ступеней увеличения тока (5% по току, что составляет 10% по силе) и точность измерения сил (около $\pm 5\%$). В итоге погрешность определения критической силы составляет $\pm 10\%$. Поскольку еще не накоплены достаточный опыт испытаний и необходимый объем экспериментальных данных, позволяющие провести строгий статистический анализ, нами принята методика испытаний трех (иногда двух) одинаковых моделей в одних и тех же условиях, при этом в качестве критической обычно принимается наименьшая из сил, полученных в эксперименте.

При прочих равных условиях значение критической силы зависит от закона распределения осевых сил по периметру. Наиболее неравномерное распределение осевых сил имеет мес-

то в верхних торцевых катушках обмоток, находящихся непосредственно под прессующим кольцом, которое опирается на 4–8 (в зависимости от мощности трансформатора) прессующих винтов или домкратов. Наибольшие осевые силы действуют в столбах прокладок, расположенных около винтов и домкратов, наименьшие — в столбах прокладок вблизи середины пролетов между соседними винтами (домкратами). Катушки в средней по высоте части обмотки находятся с рассматриваемой точки зрения в более благоприятных условиях, так как по мере удаления от верхнего торца происходит выравнивание осевых сил в столбах прокладок.

Условия работы верхних торцевых катушек обмоток трансформаторов воспроизводятся при испытаниях в устройстве РОСТ за счет того, что на модели находится прессующее кольцо, а роль винтов или домкратов выполняют 4–6 датчиков для измерения силы, равномерно расположенных по окружности.

Для воспроизведения условий, в которых находятся средние по высоте обмотки катушек, в ряде случаев проводились испытания моделей без датчиков, с одним прессующим кольцом, что обеспечивало наиболее равномерное распределение осевых сил по столбам прокладок модели, близкое к таковому в средней части обмотки трансформатора.

В отсутствие датчиков действующая на модель сила определялась по предварительно снятой при испытаниях аналогичных моделей с датчиками зависимости «ток силосоздающей обмотки — сила».

Еще один способ влиять на характер распределения осевых сил по периметру модели — изменять жесткость (количество) прессующих колец при испытаниях. Чем она больше, тем равномернее будет распределение и больше критическая сила (табл. 2). Из сопоставления результатов испытаний моделей комплекта II видно, что критическая сила при одном кольце (2274 и 2097 кН, модели 1 и 2) меньше, чем при двух кольцах (2352 и 2626 кН, модели 3 и 5). Влияние характера распределения внешней нагрузки по периметру на критическую силу изучалось также на моделях комплектов V и VIII. При двух прессующих кольцах и четырех датчиках (модель 1 комплекта V) критическая сила уменьшилась примерно на 10% по сравнению со случаем отсутствия датчиков (модель 2 комплекта V). Подобная картина характерна и для моделей комплекта VIII, причем здесь зависимость критической силы от числа колец и датчиков слабее, чем в других комплектах из подразделенного провода (табл. 2). Это может быть связано, в частности, с различием в размерах моделей, приводящим к более равномерному распределению сил по столбам прокладок.

Аналогичные исследования были проведены и на моделях из транспонированного провода (комплект IX), для которого в зависимости от жесткости прессующих колец и числа датчиков критическая сила изменяется примерно на 20%.

Таким образом, экспериментально показано, что неравномерное распределение осевых сил по периметру обмотки изменяет критическую силу в относительно небольших пределах (15–20%). Поэтому в качестве критической для всей обмотки трансформатора целесообразно, по крайней мере на данном этапе, принять ту осевую силу, которая получена при испытаниях моделей с датчиками. В этом случае осевая устойчивость наиболее нагруженных катушек, если они находятся не на верхнем торце обмотки, будет оцениваться с запасом.

Одним из ключевых является вопрос о различии критических сил потери осевой устойчивости при статическом и динамическом действии внешней нагрузки. Ответ на него важен и для разработки методики (динамический расчет, как правило, существенно сложнее статического), и для проведения экспериментальных исследований (динамические испытания в устройстве РОСТ сложнее статических испытаний на гидравлическом прессе). Приведенные в табл. 3 экспериментальные данные показывают, что динамические и статические критические силы близки друг к другу, а их различие лежит в пределах точности экспериментов и влияния неравномерности распределения осевых сил по периметру модели. Полученный результат подтверждает теоретические оценки, сделанные в [3], где показано, что частота собственных колебаний проводников около положения равновесия существенно выше 100 Гц — частоты, характерной для осевых сил в обмотках трансформаторов при КЗ. Это обстоятельство дает основание, по крайней мере для моделей с параметрами, близкими к указанным в табл. 1, рассматривать результаты статических и динамических испытаний совместно и заменить более трудоемкие испытания в устройстве РОСТ испытаниями на гидравлическом прессе. Для распространения данного заключения на обмотки всех видов и любых размеров необходимо провести дополнительные исследования.

Приведенные в статье экспериментальные данные позволяют проанализировать влияние ряда конструктивных факторов на критическую силу. Испытания моделей комплектов II и III показали (табл. 2), что изменение числа катушек с 6 до 11 не влияет на значение критической силы. Это позволит изготавливать модели с числом катушек, равным шести. Возможность снижения числа катушек до четырех требует дополнительного изучения, так как трение на торцах низкой модели, препятствующее радиальному смещению прокладок при потере осевой устойчивости (деформация в виде «елочки»), может привести к увеличению критической силы по сравнению с обмоткой трансформатора.

Модели комплектов IX и X изготовлены из одинакового транспонированного провода и отличаются друг от друга только высотой канала между витками (табл. 1): в комплекте IX она равна 6,4 мм, в комплекте X — 12,8 мм. Испытания показали (табл. 2), что увеличение вдвое высоты канала (набора прокладок) между витками (секциями) винтовой обмотки критическую силу почти не изменяет, т.е. в пределах размеров каналов, практически применяемых в обмотках трансформаторов, высота канала (набора прокладок) на критическую силу не влияет.

Сравнение результатов динамических испытаний моделей комплекта IV (табл. 2) показывает, что при прочих равных условиях удвоение числа столбов прокладок приводит к росту критической силы в 1,39 раза. По данным [4] для моделей обмоток диаметром 510 мм из провода ПБ $\frac{2,44 \times 10}{3,4 \times 10,96}$ при увеличении числа стол-

бов прокладок в 1,33 и 1,67 раза критическая сила возрастает соответственно в 1,07 и 1,24 раза. Аналогичная зависимость критической силы от числа столбов прокладок зафиксирована и при статических испытаниях ([2] и табл. 3): для моделей комплектов IV и V при увеличении количества столбов прокладок вдвое критическая сила возрастает соответственно в 1,38

и 1,33 раза. Анализ этих данных показывает, что в первом приближении зависимость относительной критической силы $P_{кр*}$ от относительного числа прокладок $C_{п*}$ для обмоток из обычного и подразделенного проводов при среднем диаметре 500–2000 мм и длине пролета между прокладками до 240 мм близка к линейной (рис. 1). Это позволяет легко определять критическую силу при изменении числа прокладок. В качестве примера рассмотрим порядок пересчета экспериментального значения критической силы (2150 кН) для модели 3 комплекта IV ([2] и табл. 3) с числом столбов прокладок $C_{п} = 24$. Если у этой модели число столбов прокладок $C_{п} = 48$, то критическая сила равна 2150; $P_{кр*} = 2150 \cdot 1,37 = 2946$ кН. При $C_{п} = 64$ критическая сила возрастет до 2946; $P_{кр*} = 2946 \cdot 1,12 = 3300$ кН. Необходимо отметить, что полученные экспериментальные данные не совпадают с известными рекомендациями. Так, по [3] критическая сила не зависит от количества столбов прокладок, а по [5] при удвоении количества столбов прокладок критическая сила также возрастет в два раза (рис. 1).

Сравнение результатов испытания комплектов V и VI показывает, что при прочих равных условиях критическая сила убывает с увеличением диаметра

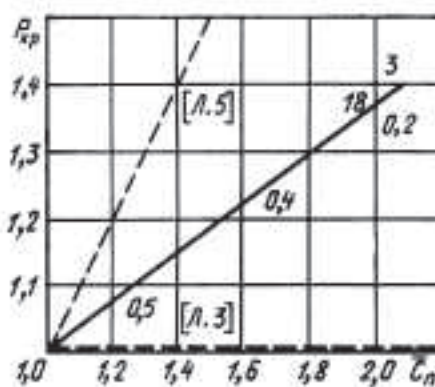


Рис. 1. Зависимость относительного значения критической силы от относительного числа столбов прокладок: 1 — комплект IV, статические испытания; 2 — комплект V, статические испытания; 3 — комплект IV, динамические испытания; 4, 5 — модели [4], динамические испытания

модели. Для уточнения характера этой зависимости в более широком диапазоне диаметров воспользуемся результатами испытаний моделей комплектов II–VI, которые отличаются друг от друга только средним диаметром и количеством столбов прокладок. Воспользовавшись зависимостью критической силы от числа столбов прокладок (рис. 1), можно пересчитать экспериментальные значения критических сил всех моделей указанных комплектов к 64 столбам прокладок. Результаты такого пересчета представлены на рис. 2. Полученные данные показывают, что в диапазоне диаметров 1250–3000 мм для данных размеров и типа провода при прочих равных условиях зависимость критической силы от диаметра близка к линейной. Похожие результаты получены и при испытаниях моделей из транспонированного провода. При возрастании среднего диаметра в $1770 : 1260 = 1,4$ раза осевая критическая сила уменьшилась примерно в 1,1 раза, что почти совпадает с результатами для моделей из подразделенного провода (рис. 2). Это дает основание предполагать, что в относительных единицах зависимость критической силы от диаметра будет почти одинаковой для всех типов проводов.

Характер изменения критической силы в зависимости от диаметра, установленный в рамках данной работы, не совпадает ни с данными [3], где критическая сила обратно пропорциональна квадрату диаметра, ни с данными [5], где она вообще от него

не зависит. Поэтому при практических расчетах следует ориентироваться, по крайней мере в настоящее время, на экспериментальные данные.

Критическая сила в значительной мере определяется размерами провода. В [5] параметр h/b (h — высота, b — толщина провода) взят в качестве основного параметра, определяющего критическую силу. Испытания показали, что среднее значение критической силы для комплектов II–III ($h = 14, b = 2,5$) по результатам статических (все модели) и динамических (модели 3 и 5 комплекта II, все модели комплекта III) испытаний составляет 2532 кН. Среднее значение критической силы для комплекта VII ($h = 10, b = 3,5$) по результатам динамических испытаний равно 3672 кН. Так как кроме размеров элементарных проводов, комплекты II, III и VII отличаются числом столбов прокладок и радиальным размером катушек, приведем значение критической силы для комплекта VII к 32 столбам прокладок и радиальному размеру 65 мм. Отношение средних значений критической силы для комплектов VII (пересчитанное значение) и II, III будет характеризовать влияние соотношения размеров элементарного провода на критическую силу:

$$\frac{3672 \cdot 1,12 \cdot 65}{2532 \cdot 57} = 1,85.$$

По [5] изменение соотношения сторон сечения элементарного провода с 5,6 (комплекты II–III) до 3,0

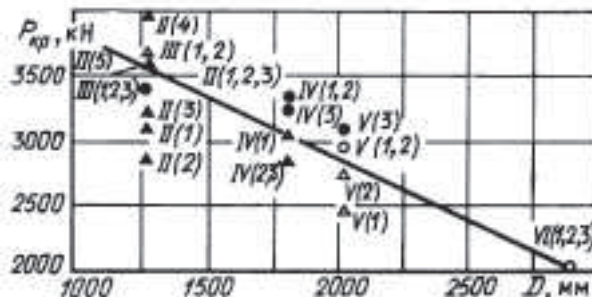


Рис. 2. Зависимость критической силы $P_{кр}$ от среднего диаметра при 64 столбах прокладок и радиальном размере катушки 65 мм для провода ПБПУ $\frac{2,5 \times 14}{2} \times 3$; Δ , \circ — экспериментальные

точки соответственно при динамическом и статическом нагружении; \blacktriangle , \bullet — точки, полученные в результате пересчета экспериментальных значений соответственно для динамического и статического нагружения (римские и арабские цифры означают номера комплекта и модели)

(комплект *VIII*) приводит к росту критической силы в 2,44 раза против 1,85 в настоящей работе. Таким образом, в данном случае эксперимент качественно подтверждает зависимость критической силы от соотношения размеров провода [5]; количественные различия могут быть связаны с неодинаковой для разных диаметров зависимостью критической силы от соотношения размеров провода, и влиянием абсолютных размеров провода (следует пояснить, что зависимость критической силы от отношения осевого и радиального размеров элементарного провода в [5] была получена экспериментально при статических испытаниях обмоток относительно небольшого диаметра). Выяснение этого обстоятельства должно быть предметом дальнейших исследований.

Анализ экспериментальных данных показал, что для испытанных моделей критическая сила практически не зависит от силы прессовки, т.е. при прочих равных условиях разрушение моделей происходит при одинаковых значениях суммарной (прессовка плюс динамическая составляющая) осевой силы (комплекты *I*, *IX*, *X*). Например (табл. 2), для моделей 2–4 комплекта *I* при изменении прессовки от 134 до 353 кН критическая сила практически не изменяется (1370–1390 кН). Эти результаты соответствуют ранее сделанному выводу о том, что критические силы при статическом и динамическом нагружении одинаковы.

Проведенную работу следует рассматривать как необходимый начальный этап экспериментальных исследований для разработки надежной инженерной методики расчета обмоток трансформаторов на осевую устойчивость. Дальнейшие исследования должны быть направлены на

уточнение роли выявленных факторов для разных видов обмоток во всем диапазоне размеров. С другой стороны, необходимо определить, как зависит критическая сила и от других факторов: механических свойств электрокартонных прокладок и материала провода, количества элементарных проводников в подразделенном и транспонированном проводах, пропитки электрокартона маслом, толщины бумажной изоляции и т.д.

В связи с тем, что существующие методы расчета не учитывают всего многообразия влияющих факторов и в ряде случаев обнаружено существенное расхождение расчетных и экспериментальных значений критической силы, необходимо в первую очередь наладить на трансформаторных заводах систематические статические испытания моделей обмоток мощных трансформаторов на имеющемся прессовом оборудовании.

Литература

1. Устройство для исследования элементов конструкции мощных трансформаторов при действии осевых динамических сил. А.И. Лурье, Л.И. Мильман, М.А. Афанасьев, Г.В. Игонин. Электротехника. 1984. № 6.
2. Лазарев В.И., Сорока М.В., Болотова Л.М. Экспериментальные исследования осевой устойчивости дисковых катушечных обмоток трансформаторов. Электротехника. 1984. № 10.
3. Patel M.R. Dynamic stability of helical and farrel coils in transformers against axial shortcircuit forces. IEE Proc. 1980. vol. 127, № 5.
4. Игонин Г.В. Физические модели для исследования электродинамической устойчивости узлов трансформаторов. Автореф. дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: МЭИ. 1979.
5. Лурье А.И. Осевые силы в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.

Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.

В настоящее время в практику испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость при КЗ широко внедрено осциллографирование осевых усилий с использованием тензометрической аппаратуры и датчиков силы [1]. Непосредственная цель измерения сил — дефектографирование повреждений при испытаниях, однако эти экспериментальные данные полезны также для уточнения методов расчета осевых сил при проектировании трансформаторов. Естественно, что при испытаниях возникает необходимость сравнить измеренные силы с рассчитанными по существующим методам.

Однако при типовых испытаниях трансформаторов испытатели располагают обычно лишь результатами проектных расчетов трансформатора. Эти расчеты не содержат данных о характере изменения сил во времени при конкретных, соответствующих данному опыту КЗ, токе, силе прессовки и ряде других факторов, так как в проектных расчетах приводится ограниченное число параметров для нормированных амплитуд тока, коэффициента прессовки и др.

Известно, что электромагнитные силы, возникающие при КЗ в витках и катушках обмотки, пропорциональны квадрату тока, но это положение нельзя полностью переносить на силы, действующие, например, со стороны обмоток на верхние опоры. Поэтому для сравнения данных экспериментов с поверочным расчетом, проведенным при проектировании трансформатора, оказалось необходимым разработать изложенную ниже методику. Материалы работы основаны на многолетних исследованиях и испытаниях десятков трансформаторов, выполненных в ВЭИ им. В.И. Ленина.

При проектировании трансформатора применяется статический расчет осевых усилий в каждой обмотке [2, 3], основное допущение которого справедливо лишь в случаях, когда частоты собственных колебаний обмоток значительно отличаются от частот возбуждающих сил (50 и 100 Гц). В расчете каждая обмотка (концентр) условно представляется упругим составным (из катушек и прокладок или витков) стержнем, работающим только на сжатие. При «растяжении» обмотки осевыми силами, т.е. при исчезновении давления в каком-либо ее сечении, в обмотке возникает зазор между катушкой и прокладкой или между витками (расслоение). Суммарная осевая сила, действующая на общую опору нескольких обмоток, принимается равной алгебраической сумме сил, действующих на опоры со стороны этих обмоток.

Такие допущения существенно упрощают расчет, позволяют выявить физический смысл многих явлений и в то же время в большом числе случаев получить приемлемый по точности результат.

При расчете осевых сил для каждого расчетного режима КЗ и каждой обмотки (концентра) определяются [3]: \tilde{I} — расчетный (нормируемый) ударный ток в обмотке; \tilde{P}_0 — сила прессовки обмотки, при которой в ней отсутствуют зазоры при токе, меньшем \tilde{I} (эту силу удобно при анализе принимать в качестве базовой силы); \tilde{P}_y — сила в произвольном сечении обмотки при токе \tilde{I} и запрессовке силой \tilde{P}_0 ; $\tilde{P}_в$, $\tilde{P}_н$ и \tilde{P}_{max} — силы в обмотке на верхней и нижней опорах и максимальная среди всех сечений

обмотки при токе \tilde{I} и запрессовке силой \tilde{P}_0 .

Расчетом нормируется также сила прессовки обмотки

$$P_0 = K_{\text{пр}} \tilde{P}_0, \quad (1)$$

где $K_{\text{пр}}$ — коэффициент прессовки (обычно $K_{\text{пр}} < 1$).

При проектировании трансформаторов в расчетах обычно используются нормированные значения коэффициентов прессовки. Однако на практике усилия прессовки обмоток часто отличаются от нормированных: при испытаниях трансформаторов иногда возникает необходимость в искусственном изменении силы (и, соответственно, коэффициента) прессовки обмоток в широких пределах. Кроме того, в процессе КЗ сила прессовки может снижаться из-за релаксации изоляции.

При испытаниях трансформаторов необходимо определить силы на верхней опоре не только при нормированном токе КЗ, а во всем диапазоне изменений этого тока; не при нормированной силе прессовки, а при той силе, которая была в опыте КЗ (часто при испытаниях сила прессовки изменяется в широком диапазоне). Для расчета всего процесса изменения осевых сил в опыте КЗ принципиально возможно многократное применение изложенного метода расчета при различных токах КЗ и силах прессовки. Однако это нерационально из-за большого объема расчетов, необходимости корректировки сил в каждом расчете для конкретного, а не нормированного коэффициента прессовки. Кроме того, такие расчеты не дают наглядного физического представления о характере изменения сил в процессе КЗ.

Осевая сила в любом сечении обмотки, например, сила на верхней опоре, при произвольном токе I

$$P_{\text{в}} = P_0 + (\tilde{P}_{\text{в}} - \tilde{P}_0)(I / \tilde{I})^2 \quad (2)$$

при $I \leq I_3$ и

$$P_{\text{в}} = \tilde{P}_{\text{в}}(I / \tilde{I})^2 \quad (3)$$

при $I \geq I_3$, где I_3 — ток, при котором в обмотке возникает зазор; $(I / \tilde{I})^2$ — величина, пропорциональная электромагнитной силе.

Ток

$$I_3 = \sqrt{P_0 / \tilde{P}_0} = \sqrt{K_{\text{пр}}}. \quad (4)$$

(Здесь и далее I и I_3 приведены в относительных единицах, за единицу принят расчетный ток \tilde{I}).

Прежде всего видно, что до возникновения зазора сила $P_{\text{в}}$ линейно изменяется с изменением электромагнитной силы от значения, равного приложенной силе прессовки P_0 (при токе, равном нулю) до $P_{\text{в}} = \tilde{P}_{\text{в}} K_{\text{пр}}$ при токе, равном $I = I_3$.

Когда в обмотке возникает зазор, осевая сила, как часть интегральной электромагнитной силы (суммы сил от точки возникновения зазора до точки наблюдения — верхней опоры) изменяется также пропорционально квадрату тока от $P_{\text{в}} = \tilde{P}_{\text{в}} K_{\text{пр}}$ до $\tilde{P}_{\text{в}}$.

Если приложенная сила P_0 прессовки равна расчетной \tilde{P}_0 , обеспечивающей отсутствие зазоров ($K_{\text{пр}} = 1$), то током, при котором возникает зазор, является расчетный ток КЗ (т.е. $\tilde{I} = I_3$); если приложенная сила прессовки меньше расчетной ($K_{\text{пр}} < 1$), то ток I_3 меньше расчетного \tilde{I} , и наоборот, если сила прессовки больше расчетной ($K_{\text{пр}} > 1$), то зазор возникает при токе I_3 больше расчетного.

Заметим, что если требуется определить силу не на верхней опоре, а в другом сечении, то в формулах (2) и (3) вместо силы $\tilde{P}_{\text{в}}$ должна быть поставлена расчетная сила этого сечения, например, $\tilde{P}_{\text{н}}$, \tilde{P}_{max} , $\tilde{P}_{\text{у}}$.

Графический анализ изменения осевых сил в зависимости от квадрата тока (электромагнитной силы) проиллюстрируем для двух наиболее характерных случаев распределения осевых усилий по высоте обмоток.

В первом случае (рис. 1) электромагнитные силы в каждом витке $f(y)$, пропорциональные произведению радиальной индукции поля рас-

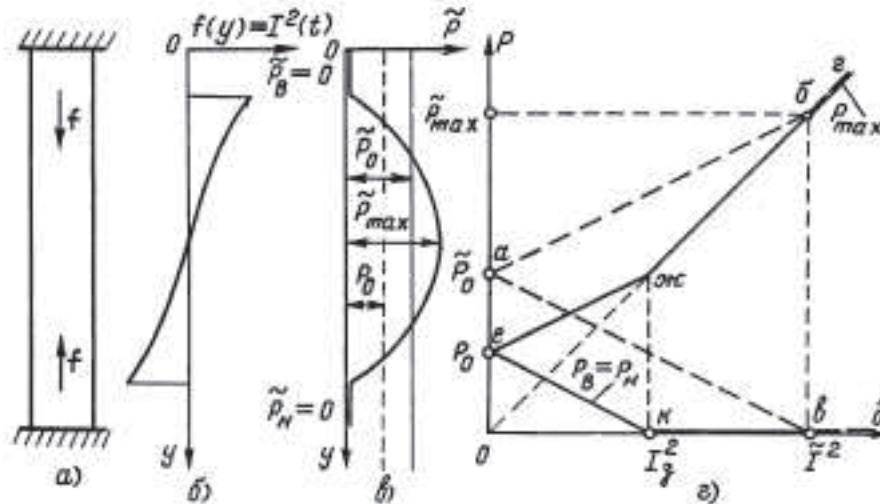


Рис. 1. Осевые силы в обмотке для случая симметричного сжатия («сжимаемая» обмотка)

сеяния на ток витка, а в конечном итоге пропорциональные квадрату тока обмотки, сжимают обмотку от опор к середине. Максимальная осевая сила \tilde{P}_{max} возникает в середине обмотки, а на торцах при расчетном токе \tilde{I} возникают зазоры.

Для построения зависимостей силы от квадрата тока КЗ по (2) и (3) при силе прессовки \tilde{P}_0 на рис. 1, г отложены силы $P_0 = \tilde{P}_0$ ($I^2 = 0$), $P_B = 0$ и $P_{max} = \tilde{P}_{max}$ ($I^2 = \tilde{I}^2$). График силы, действующей в середине обмотки при \tilde{P}_0 , есть ломаная линия $a-b-г$, а на опорах — $a-в-д$.

Для построения зависимостей силы от квадрата тока КЗ при силе прессовки $P_0 < \tilde{P}_0$ нужно отложить на оси P силу P_0 , через эту точку провести линии $e-ж$ параллельно $a-b$ и $e-к$ параллельно $a-в$ до пересечения с линиями соответственно $0-г$ и $0-д$. Полученные графики сил показаны сплошными линиями: на опорах $P_B(I^2)$ и $P_H(I^2)$ — ломаная линия $e-к-д$, в середине обмотки $P_{max}(I^2)$ — $e-ж-г$.

Второй характерный случай (рис. 2) соответствует такому направлению электромагнитных сил, которые «растягивают» обмотку, т.е. прижимают верхнюю и нижнюю полови-

ны к опорам. При этом в середине обмотки в зоне «растяжения» возникает зазор, а сила сжатия максимальна на опорах или вблизи опор (случай характерен, например, для обмоток с отключенными регулировочными витками в середине). Построение зависимостей сил от квадрата тока на рис. 2 аналогично рис. 1: максимальная сила в обмотках $P_{max}(I^2)$ — ломаная линия $a-b-в$, силы на опорах $P_B(I^2)$ и $P_H(I^2)$ — $a-г-д$, сила в середине обмотки $P_C(I^2)$ — $a-и-к$, сила в произвольном сечении $P_N(I^2)$ — $a-e-ж$.

Характерно то, что для «сжимаемой» обмотки (рис. 1, г) с возрастанием тока КЗ сила на опоре снижается от приложенной силы прессовки P_0 до нуля, а после возникновения зазора ($I > I_3$) остается равной нулю. Для «растягиваемой» обмотки (рис. 2, г) сила на опоре возрастет во всем диапазоне токов, однако при токе $I = I_3$ график имеет излом. Для других типов распределения электромагнитных сил или для других точек обмотки (например, для точки $y = y_N$ на рис. 2) возможны другие характерные особенности, когда вначале сила снижается, а затем, после возникновения зазора, увеличивается (изменение P_N на рис. 2, г); излом в графиках для

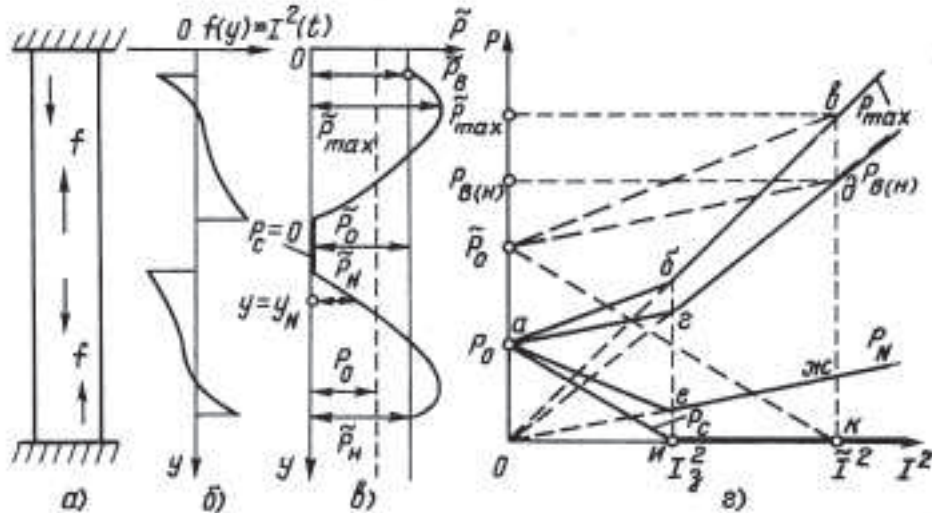


Рис. 2. Осевые силы в обмотке при действии электромагнитных сил от середины к верхней и нижней опорам («растягиваемая» обмотка)

всех точек обмотки возникает одновременно при токе $I = I_3$.

Следует отметить, что характер изменения сил на опорах в сжимаемой обмотке (рис. 1) аналогичен изменению сил в середине растягиваемой обмотки (рис. 2).

Весьма часто в трансформаторах применяется одно прессующее кольцо — общее для двух или более обмоток, причем при испытаниях осциллографируется суммарная сила под прессующими болтами такого кольца. В этом случае принимается дополнительное допущение об отсутствии влияния общей опоры и расчет проводится алгебраическим суммированием сил, т.е. зависимостей $P(I^2)$ двух обмоток.

Применение графоаналитического метода для анализа осевых сил в трансформаторах с общей системой прессовки для нескольких обмоток проиллюстрируем на примере двухобмоточного трансформатора ЭТПК-3200/10.

На рис. 3,б построены сначала по отдельности зависимости от квадрата тока силы, действующей на верхнюю опору сжимаемой обмотки $НН$ и растягиваемой обмотки $ВН$, а также зависимость результирующей силы, действующей на верхнюю опору

$P_{в\Sigma}(I^2)$. Как видно из рис. 3,б, зависимость от квадрата тока КЗ осевых сил, действующих на верхние опоры, получается более сложной, так как вначале, при малых токах и электромагнитных силах, в системе двух обмоток возникают зазоры — сначала в обмотке $ВН$, затем в обмотке $НН$ (т.е. кривая $P_{в\Sigma}(I^2)$ имеет два излома). Остальные детали на рис. 3 обсуждены ниже.

При сравнении результатов измерений осевых сил с данными статического расчета часто возникают недоразумения из-за несоответствия фактического распределения суммарной силы прессовки (измеренной датчиками) рассчитанному по методике [4]. Это бывает связано с разновысокостью обмоток из-за технологических отклонений. При этом понятие о значении расчетной силы становится неоднозначным. Приходится говорить не о какой-то конкретной расчетной силе, а о диапазоне расчетных значений. Поэтому важно оценить разброс сил на опорах в зависимости от распределения суммарной силы прессовки между обмотками.

На рис. 4 сравниваются результаты расчета и измерений осевых сил, действующих на общее для обмоток $НН$ и $СН$ прессующее кольцо транс-

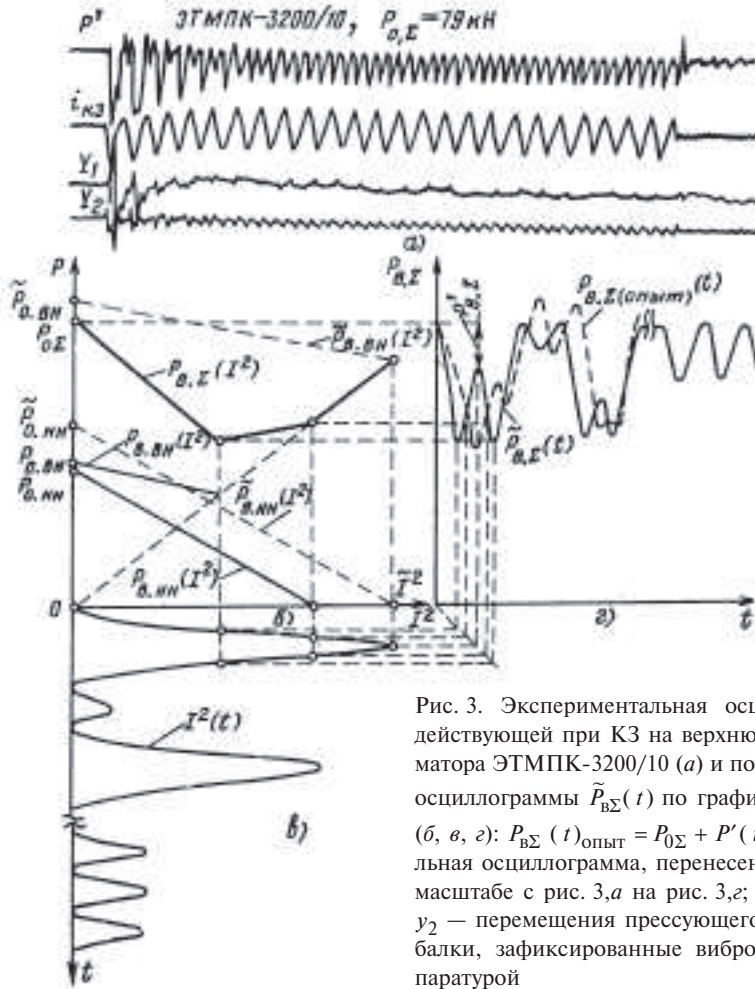


Рис. 3. Экспериментальная осциллограмма силы, действующей при КЗ на верхнюю опору трансформатора ЭТМПК-3200/10 (а) и построение расчетной осциллограммы $\tilde{P}_{в\Sigma}(t)$ по графикам $P_{в\Sigma}(I^2)$ и $I(t)$ (б, в, г): $P_{в\Sigma}(t)_{\text{опыт}} = P_{0\Sigma} + P'(t)$ — экспериментальная осциллограмма, перенесенная в увеличенном масштабе с рис. 3,а на рис. 3,г; $i_{кз}$ — ток КЗ; y_1 и y_2 — перемещения прессующего кольца и ярмовой балки, зафиксированные виброизмерительной аппаратурой

форматора ТМТН-6300/110. Построение проведено для следующих параметров:

$$\tilde{P}_{0HH} = 126 \text{ кН}; \quad \tilde{P}_{0CH} = 200 \text{ кН};$$

$$\tilde{P}_{вHH} = 0; \quad \tilde{P}_{вCH} = 223 \text{ кН};$$

$$\tilde{I}_{CH} = 3,9 \text{ кА}; \quad P_{0HH} = 70 \text{ кН};$$

$$P_{0CH} = 120 \text{ кН}.$$

Если при токах КЗ, близких к нормируемому значению $\tilde{I} = 3,9 \text{ кА}$, совпадение расчета (кривая $\tilde{P}'_{в\Sigma}(I^2)$, обозначена жирной линией) с опытом (точки б и 7) можно считать удовлетворительным, то при меньших токах расхождение велико.

Для оценки влияния распределения суммарной силы прессовки $P_{0\Sigma}$ между обмотками на расчетную силу $\tilde{P}'_{в\Sigma}$ построена область изменения силы $\tilde{P}'_{в\Sigma}$ (заштрихована). Эта область находится между графиками $\tilde{P}'_{в\Sigma}(I^2)$, построенными для следующих значений сил прессовки

$$P_{0CH} = P_{0\Sigma}; \quad P_{0HH} = 0;$$

$$P_{0CH} / P_{0HH} = \tilde{P}_{0CH} / \tilde{P}_{0HH}.$$

Как видно из рис. 4, все экспериментальные точки 1–5 находятся внутри заштрихованной области. Это означает, что при некотором распределении прессовки между обмотками, когда большая часть прессовки ложится на обмотку *СН*, а обмотка *НН*

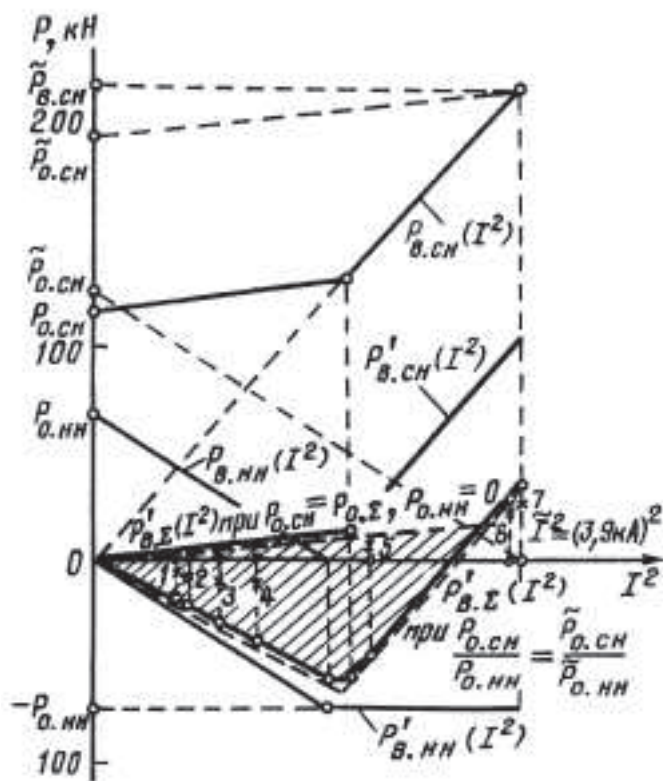


Рис. 4. Сравнение измеренных осевых сил на общем прессующем кольце обмоток HH и CH трансформатора ТМТН-6300/110 с результатами расчета; \times — опыт; \circ — расчет для определенного по [4] соотношения P_{0CH} и P_{0HH}

распрессована, расчетные значения достаточно близки к опытным данным.

Разборка трансформатора после испытаний подтвердила результаты анализа: обмотка HH оказалась несколько ниже обмотки CH , что и послужило причиной ее недопрессовки.

Хотя одним из принятых допущений является допущение о статическом действии сил, предложенный метод позволяет получить кривые изменения во времени осевых сил, действующих на опорные конструкции при КЗ, характерные для динамических процессов.

Это позволило в ряде случаев объяснить сложный характер сил, измеренных на опорах, правильно оценить расхождение результатов опыта и расчета, выявить причины этих расхождений.

Так, на рис. 3,а представлена осциллограмма осевых сил, действующих при КЗ на опоры трансформатора ЭТМПК-3200/10, из которой видно, что характер процесса в первый период КЗ имеет явно нелиней-

ный вид: при увеличении тока КЗ происходит сначала разгрузка опор (снижение силы), затем, после возникновения зазоров в обмотках, опоры нагружаются. Необычный характер процесса может быть объяснен построением «расчетной осциллограммы» $\tilde{P}_{в\Sigma}(t)$ (рис. 3,з) по имеющимся графическим зависимостям $P_{в\Sigma}(I^2)$ и $I^2(t)$ (рис. 3,б, в).

Отметим, что при сравнении опытных и расчетных осциллограмм сил, особенно для случая нескольких обмоток под одним прессующим кольцом, удобнее рассматривать не графики сил $P(I^2)$ и $P(t)$, а графики «динамических составляющих сил» $P'(I^2) = P(I^2) - P_0$ и $P'(t) = P(t) - P_0$. Это связано с тем, что на осциллограммах сил, регистрируемых датчиками, установленными под прессующие болты, линия постоянной силы прессовки $P(t) = P_0$ при отсутствии тока (т.е. горизонтальная линия луча осциллографа) воспринимается как нулевая (рис. 3,а).

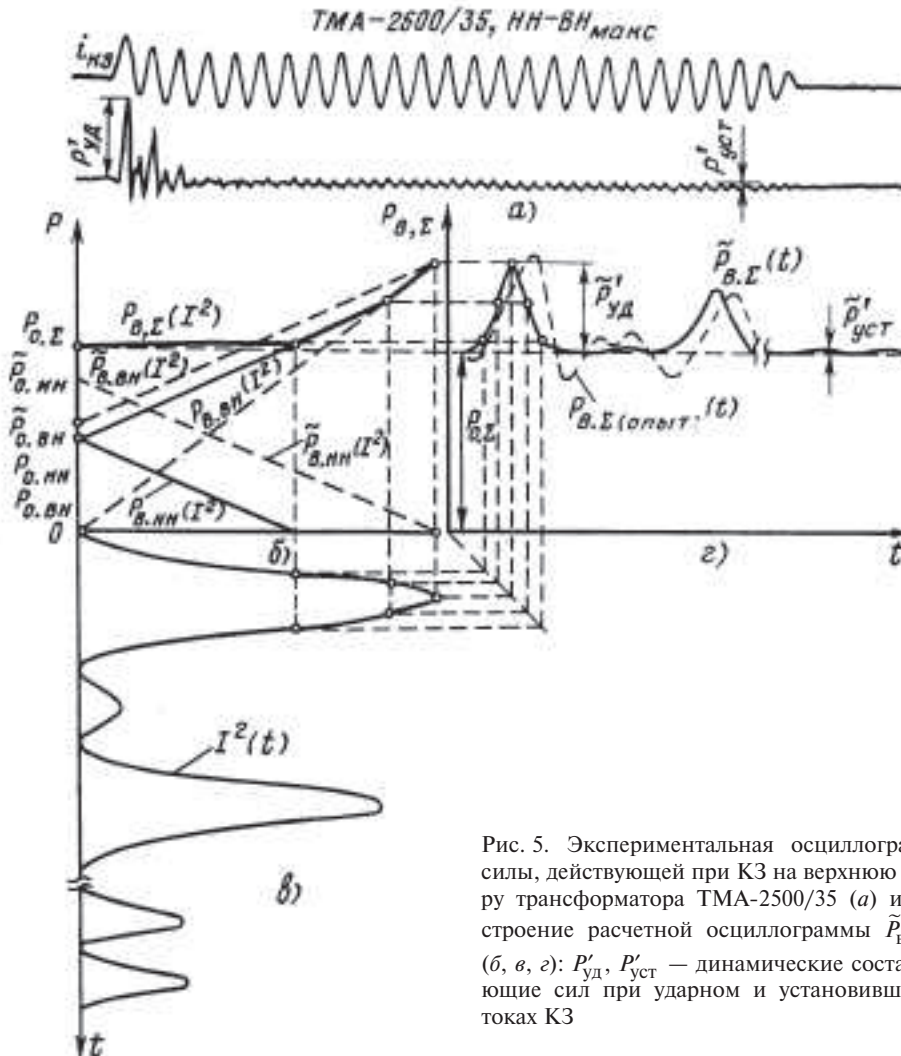


Рис. 5. Экспериментальная осциллограмма силы, действующей при КЗ на верхнюю опору трансформатора ТМА-2500/35 (а) и построение расчетной осциллограммы $\tilde{P}_{в.Σ}(t)$ (б, в, г): $P'_{уд}$, $P'_{уст}$ — динамические составляющие сил при ударном и установившемся токах КЗ

На рис. 5,а показана осциллограмма динамической составляющей силы, действующей на прессующее кольцо трансформатора ТМН-2500/35 со стороны двух обмоток. Процесс необычен тем, что сила, действующая в первый период, превышает силу, действующую в установившемся режиме КЗ, более чем в 20 раз (т.е. $P'_{уд} / P'_{уст} \approx 20$). В случае действия на прессующее кольцо одной обмотки неравенство $P'_{уд} / P'_{уст} > K_{уд}^2$ обычно указывает на наличие резонансных процессов, связанных с близостью собственных частот обмоток к частотам возбуждающих сил [5]. Однако в данном случае причина большого от-

ношения $P'_{уд} / P'_{уст}$ выявляется статическим расчетом. Из зависимости $P_{в.Σ}(I^2)$ (рис. 5,б) и осциллограммы $P_{в.Σ}(t)$ (рис. 5,г) видно, что если динамические составляющие сил, действующих на опоры отдельных обмоток, близки по величине, но отличаются по знаку, то суммарная динамическая составляющая до возникновения зазора (что соответствует части осциллограммы в установившемся процессе) близка к нулю. В переходном процессе из-за возникающих зазоров эта компенсация резко нарушается.

Опыт испытаний трансформаторов с измерением осевых усилий на верхней опоре по методике [6] пока-

зал, что формы зависимостей $P_B(t)$ весьма разнообразны и зависят от многих факторов, прежде всего от характера распределения электромагнитных сил по высоте обмоток, силы прессовки и распределения ее по двум обмоткам. Характер кривых может изменяться при испытаниях по мере роста тока КЗ от опыта к опыту. Поэтому для облегчения понимания результатов измерений и сравнения их с расчетом по предложенному методу проанализируем некоторые наиболее характерные типы кривых изменения во времени осевых сил, действующих на опорные конструкции обмоток.

На рис. 6,а,б показаны кривая тока КЗ и осциллограмма суммарной силы двух обмоток $P'_{B\Sigma}(t)$, когда эта сила действует в сторону снижения нагрузки на опору и по характеру почти соответствует электромагнитной силе, т.е. квадрату тока КЗ. Это характерно для случая, когда распрессовка обмоток велика, обе обмотки «сжимаемые», ток КЗ невелик; если одна из обмоток «растягиваемая», то

такая осциллограмма получается при резко неравномерной запрессовке обмоток (сила прессовки $P_{0\Sigma}$ в основном приходится на «сжимаемую» обмотку), когда разгрузка опор от «сжимаемой» обмотки больше, чем нагрузка от «растягиваемой».

Осциллограмма на рис. 6,в показывает увеличение нагрузки на опору и по характеру примерно соответствует изменению электромагнитной силы. Такая осциллограмма имеет место, когда одна из обмоток «растягивается», при этом или сила суммарной прессовки мала, а ток КЗ велик, или сила суммарной прессовки велика, но неравномерно распределена по обмоткам, сжимаемая обмотка слабо запрессована.

Осциллограмма на рис. 6,г соответствует случаю, когда одна обмотка сжимается, другая растягивается. По мере нарастания тока (в первом пике тока) сначала заметна разгрузка опоры. После возникновения зазора сила «растягиваемой» обмотки компенсирует разгрузку и далее создает нагрузку на опору.

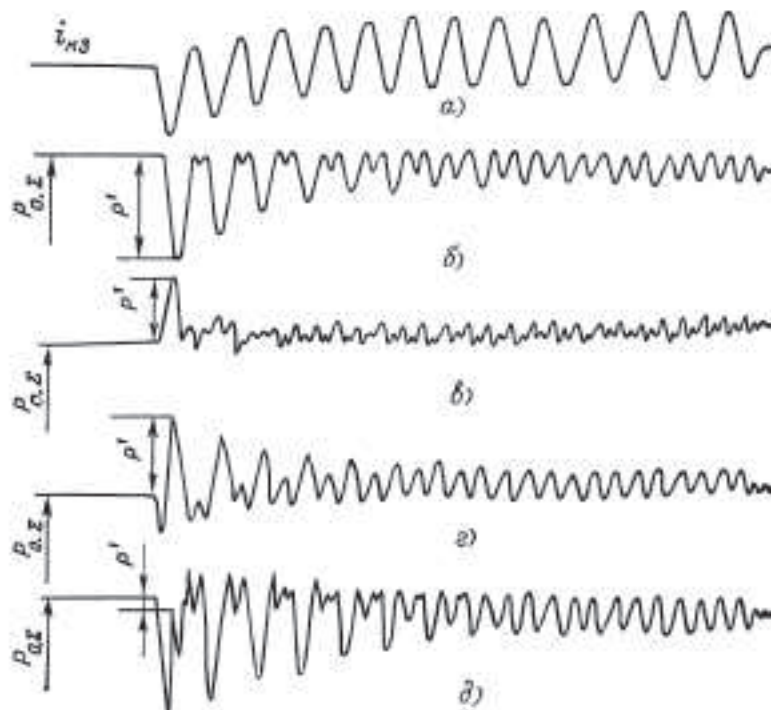


Рис. 6. Характерные виды осциллограмм осевых сил, действующих на общее для двух обмоток прессующее кольцо

Осциллограмма на рис. 6,д является разновидностью процесса, показанного на рис. 6,з, для случая, когда сила «растягиваемой» обмотки не создает компенсации «сжимающей» силы другой обмотки и в суммарной силе преобладает сила, разгружающая опору.

При обработке осциллограмм важно, пользуясь изложенной методикой, точно определить значение P'_{Σ} , которое обходимо далее использовать при сравнении с расчетом.

В ряде случаев это сделать непросто (см. рис. 6,з, д). Необходимо иметь в виду, что сила P'_{Σ} соответствует по времени максимуму тока, так как в расчетах принято допущение о статическом действии сил, однако фактически она может иметь некоторое «запаздывание» из-за проявления динамических процессов в обмотках.

Опыт применения описанной методики графического анализа для трансформаторов мощностью до 16 МВ·А показал, что, как правило, расчет качественно соответствует эксперименту, а в ряде случаев имеется хорошее количественное совпадение. При резком отличии расчетных и экспериментальных данных приходится искать (и, как правило, обнаруживать) такой сильно влияющий фактор, как не учитываемый расчетом технологический разброс в размерах обмоток (несимметрия, разновысокость). Несовпадение расчета с экспериментом получается также из-за грубых допущений расчета (неучет динамических и резонансных явлений, пренебрежение податливостью опор), из-за наличия намагничивающего тока в одной из обмоток, из-за магнитного поля соседних фаз. Эти расхождения опытных и расчетных данных являются объектом изучения с целью совершенствования методов расчета осевых усилий в обмотках при КЗ.

В заключение следует отметить, что изложенный метод применяется в течение ряда лет при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ. При этом данные измерений сил по мере проведения опытов КЗ наносятся на заранее заготовленные рас-

четные графики сил $P(I^2, P_0)$. В ходе испытаний удается оперативно анализировать электромеханические процессы в обмотках как качественно, так и количественно, делая выводы о прочности конструкции обмоток и узлов прессовки, своевременно обнаруживать дефекты конструкции и квалифицировать возникающие повреждения. Все это позволяет резко поднять качественный уровень проведения испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость при КЗ и рекомендовать методику для внедрения.

Предложенный метод может также послужить достаточно простым и полезным инструментом проектировщикам для предварительной оценки влияния технологических отклонений в размерах обмоток на характер осевых усилий.

Литература

1. *Левицкая Е.И., Дробышевский А.А.* Стандарт на методы динамических испытаний трансформаторов на стойкость при коротком замыкании и его внедрение в практику проведения испытаний в ВЭИ им. В.И. Ленина. Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. М.: Информ-электро. 1975. Вып. 8(52).
2. *Лурье А.И.* Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.
3. *Лурье А.И., Савельев М.П.* Расчет осевых усилий трансформаторов на ЭЦВМ «Минск-22». Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы. М.: Информэлектро. 1971. Вып. 6.
4. *Лурье А.И.* Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом. Электрические станции. 1978. № 6.
5. *Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.* Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания. Электротехника. 1978. № 4.
6. *Наяшков И.С., Лурье А.И.* Экспериментальные исследования механической прочности трансформаторов при коротком замыкании. Вестник электропромышленности. 1962. № 2.

Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.

До недавнего времени считалось, что собственные частоты колебаний обмоток в трансформаторах мощностью до 10 МВ·А достаточно высоки, резонансных явлений в них возникать не может, а электродинамические расчеты в статическом режиме должны давать приемлемые результаты.

На испытательном стенде ВЭИ им. В.И. Ленина проведены исследования более 20 трансформаторов средней мощности (1–16 МВ·А) и специальной модели. При этом осевые усилия КЗ и собственные частоты колебаний обмоток измерялись при помощи высокочувствительных датчиков сил с полупроводниковыми или проволочными тензорезисторами, которые устанавливались под прессующие винты на кольцо, прессующее обмотку. В процессе КЗ производилась осциллографическая запись динамических составляющих осевых сил, действующих на прессующее кольцо со стороны обмотки (или обмоток, если кольцо является общим для нескольких обмоток). Собственная частота колебаний обмоток измерялась по кривой свободных колебаний на осциллограмме

осевых усилий после отключения тока КЗ.

Обмотка как механическая система в совокупности с прессующей конструкцией обладает большим числом частот и форм колебания. В зависимости от распределения по высоте обмотки радиальной составляющей индукции поля рассеяния $B_x(y)$ и осевых усилий $P(y)$ (рис. 1) при КЗ проявляется та или иная форма колебаний обмотки.

Так, при несимметричном распределении $B_x(y)$ и $P(y)$ (рис. 1, в) проявляется первая форма колебаний и колебательный процесс происходит на первой частоте.

При строго симметричном распределении $B_x(y)$ и $P(y)$ (рис. 1, а, б) колебания обмотки симметричны относительно середины ее высоты и колебательный процесс происходит на второй частоте.

В таблице приведены собственные частоты колебаний обмоток, измеренные и рассчитанные по методике [1], а также коэффициенты прессовки $k_{пр} = P_0 / \tilde{P}_0$ (P_0 — фактическое усилие прессовки, \tilde{P}_0 — расчетное усилие,

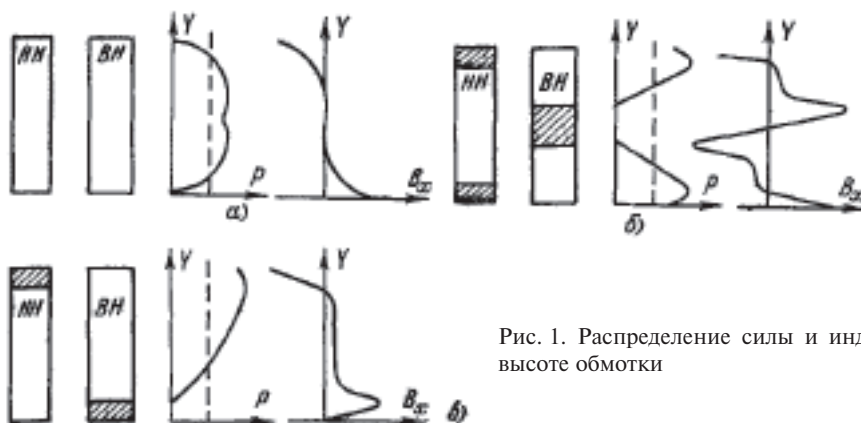


Рис. 1. Распределение силы и индукции по высоте обмотки

прессовки, обеспечивающее отсутствие зазоров в обмотке в процессе КЗ) для ряда испытанных на стойкость при КЗ трансформаторов. Как видно из таблицы, для испытанных трансформаторов собственные частоты колебаний обмоток близки к резонансной частоте 100 Гц и не превышают 176 Гц для трансформатора наименьшей мощности. Характерно также, что для всех трансформаторов измеренные собственные частоты свидетельствуют о проявлении первой формы колебаний, т.е. соответствуют несимметричному распределению $B_x(y)$ и $P(y)$ (рис. 1, в), хотя по расчету они фактически симметричны. Первая форма колебаний была зарегистрирована даже в тех трансформаторах, где фактическая несимметрия в распределении $B_x(y)$ была едва заметной. Так, для трансформатора типа ТМ-6300/35 несимметрия распределения $P(y)$ составляла не более 2–3%, однако измерения собственной частоты свидетельствовали о проявлении первой формы колебаний.

Значительное в ряде случаев расхождение результатов расчета с данными измерения частот колебаний объясняется тем, что существующая

методика расчета не учитывает взаимосвязи отдельных обмоток, находящихся под одним общим прессующим кольцом, а механические параметры обмоток, используемые в расчете, могут отличаться от фактически имеющих место в трансформаторах.

Результаты измерений при динамических испытаниях трансформаторов и теоретические расчеты [2] показывают возможность существенных изменений собственных частот колебаний обмоток при изменении в широком диапазоне силы прессовки обмоток из-за нестабильности усилий прессовки в эксплуатации. Вместе с тем собственные частоты колебаний обмоток трансформаторов средней мощности (таблица) часто приближаются к частоте 100 Гц, что может способствовать развитию околорезонансных или резонансных процессов в установившихся режимах КЗ.

Для исследования в широком диапазоне влияния усилия прессовки на частоту свободных колебаний обмотки была использована модель осевых усилий МОУ-1 [3], имевшая основные механические параметры и типы распределения $B_x(y)$, аналогич-

Трансформатор	Режим	Обмотки под кольцом	$k_{пр}$	Расчетная частота, Гц		Измеренная частота f_0 , Гц
				F_{01}	F_{02}	
ТМА-6300/35	НН–ВН _{мин}	ПН ВН	0,26 0,2	74 150	178 —	125
ТМ-1000/10	НН–ВН _{макс}	НН ВН	0,57 1,2	196 169	411 347	176
ТМТН-6300/35	СН–ВН _{макс}	СН ВН	0,79 0,55	309 68	— 140	156
АОМНЖ 10000/55	ПО _{макс} –НН	ПО НН	0,8 0,63	76 61	156 126	100
ТМ-6300/35	НН–ВН _{мин}	НН ВН	0,31 0,55	141 282	282 —	145
ЭТМПК-3200/10	НН–ВН _{мин}	НН ВН	0,16 0,28	94 273	232 —	97
ТДТН-16000/35	СН–ВН _{мин}	ВН	0,62	151	—	100
ТМТН-6300/110	НН–СН–ВН _{макс}	ВН	2,94	90	182	125
ТДНС-16000/35	НН–ВН _{мин}	ВН	0,52	181	—	123

ные трансформаторам средней мощности.

Исследовались три вида распределения намагничивающих сил, наиболее характерных для режимов работы трансформаторов общего назначения.

Режим I. Обмотки без выключений витков в середине, симметричные по высоте относительно друг друга; распределение $B_x(y)$ также симметрично относительно середины (рис. 1,а).

Режим II. Одна из двух обмоток имеет выключение витков в середине, характерное для трансформаторов с ПБВ. Распределение $B_x(y)$ симметрично относительно середины (рис. 1,б).

Режим III. Одна обмотка смещена относительно другой («косой режим»). Распределение $B_x(y)$ резко несимметрично относительно середины обмоток (рис. 1,в).

В результате были получены кривые (рис. 2), из которых видно, что собственная частота обмотки во всех режимах испытания примерно одинакова и при уменьшении силы прессовки в три раза (от $k_{пр} = 1,5$ до 0,5) изменяется незначительно. При дальнейшем уменьшении силы прессовки процесс изменения собственной частоты происходит более резко и различается для разных видов распределения $B_x(y)$.

В режиме I вначале наблюдалась незначительная несимметрия в распределении $B_x(y)$. При снижении силы прессовки до $k_{пр} = 0,22$ на торцах обмотки возникают зазоры; обмотка отрывается от верхней и нижней

опор, распределение $B_x(y)$ обмотки, свободной от опор, становится симметричным, и проявляется характерная для симметричного распределения $B_x(y)$ вторая форма колебаний, что приводит к скачкообразному увеличению собственной частоты до 150 Гц.

В режиме III при уменьшении силы прессовки до $k_{пр} = 0,1$ в обмотке возникает зазор только на нижнем торце, поэтому изменений формы колебаний не происходит. Однако, так как при отрыве от нижней опоры жесткость колеблющейся системы в целом уменьшилась, собственная частота обмотки резко снизилась до 65 Гц.

Кроме модели осевых усилий, изменение собственной частоты колебаний обмоток в зависимости от силы прессовки исследовалось на ряде трансформаторов. Экспериментальная зависимость $f_0(k_{пр})$ для трансформатора ТСЗ-1000/10 (рис. 2, кривая 4) подтверждает выводы, сделанные на модели МОУ о том, что резкое снижение силы прессовки может привести к значительному изменению собственной частоты обмотки. Совпадение зависимости $f_0(k_{пр})$ (кривая 3' на рис. 2), вычисленной по методике [1] с учетом механических параметров обмотки модели для режима III, с экспериментальной кривой можно считать вполне удовлетворительным.

Измерения осевых усилий показали, что приближение собственных частот колебаний обмоток к частоте возбуждающей электромагнитной си-

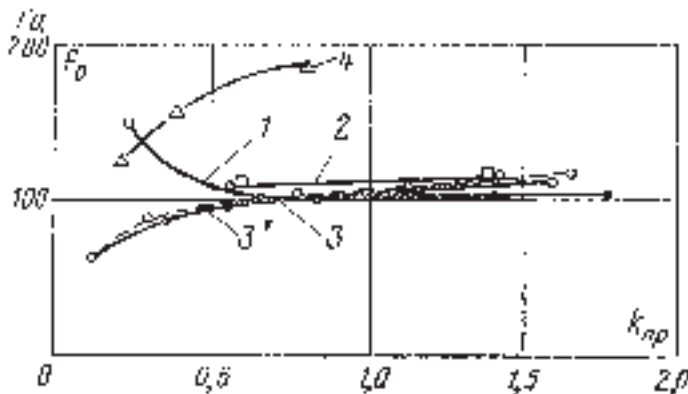


Рис. 2. Зависимость собственных частот колебаний обмоток от $k_{пр}$: 1 — МОУ, режим I; 2 — МОУ, режим II; 3 — МОУ, режим III; 4 — трансформатор ТСЗ-1000/10; 3' — МОУ, режим III (расчет)

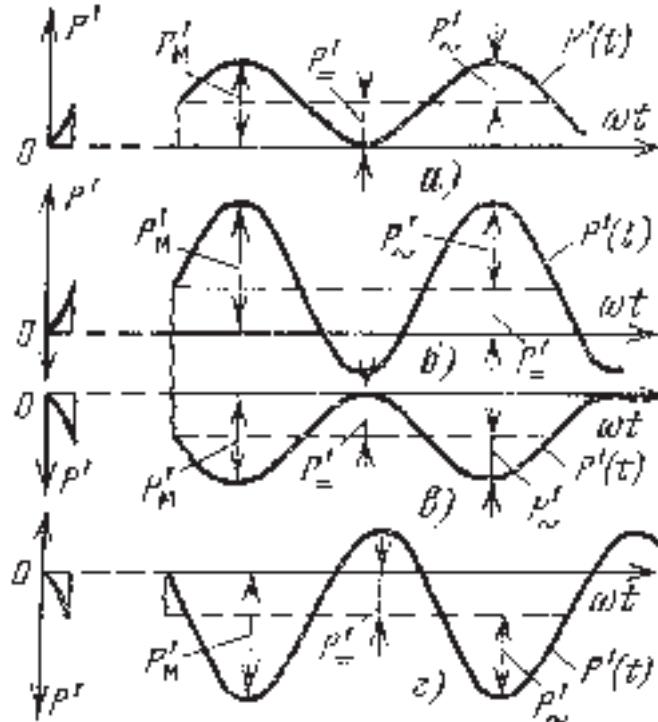


Рис. 3. Осциллограммы осевых усилий в установившемся режиме КЗ

лы 100 Гц сопровождается в ряде случаев значительным ростом сил в установившемся режиме КЗ, причем эти силы могут превысить силы в переходном режиме КЗ.

В практике электродинамических расчетов для оценки максимальных динамических нагрузок в переходном режиме и сравнения их с результатами упрощенного статического расчета применяются так называемые коэффициенты динамичности, характеризующие отношение расчетных или реальных динамических сил к расчетным статическим силам при том же токе КЗ. Используются четыре таких коэффициента $k_{д1}$, $k_{д2}$, $k_{д3}$ и $k_{д4}$ для четырех видов динамических процессов, чаще всего при максимальном ударном токе КЗ [3]: для нагрузки с зазорами и без зазоров, для разгрузки с зазорами и без зазоров.

Анализ осциллографической записи динамических процессов показал, что динамические явления, характерные для резонансных и около-резонансных процессов, более замет-

но проявляются в установившемся режиме КЗ. Поэтому был предложен метод количественной и качественной оценки таких процессов с помощью дополнительных коэффициентов, позволяющих охарактеризовать степень резонансного процесса только по его осциллограмме без использования результатов расчета.

На рис. 3 даны фрагменты осциллограмм динамической составляющей осевого усилия в установившемся режиме КЗ для разных видов динамических процессов. Кривые рис. 3, а, б характеризуют процесс нагрузки опоры обмоток динамическими осевыми силами в установившемся режиме КЗ. Процесс на рис. 3, а является нерезонансным, динамическая составляющая усилия в этом случае пропорциональна квадрату максимального значения установившегося тока КЗ, а постоянная составляющая кривой процесса (P^r_{\pm}) равна переменной составляющей (P^r_{\sim}). На рис. 3, б изображен также процесс на-

грузки, но имеющий резонансный характер. В этом случае $P'_\sim > P'_\equiv$.

Околорезонансный процесс нагрузки можно четко определить двумя коэффициентами

$$k_{\text{д}} = \frac{P'_\sim}{P'_\equiv} > 1$$

и

$$k_{\text{д1уст}} = \frac{P'_\sim + P'_\equiv}{2P'_\equiv} > 1.$$

Для нерезонансного процесса $k_{\text{д}} = k_{\text{д1уст}} = 1$.

Кривые рис. 3, в, г характеризуют процесс разгрузки опоры обмоток динамическими осевыми силами в установившемся режиме КЗ. Процесс на рис. 3, в является нерезонансным, и аналогично процессу на рис. 3, а в нем $P'_\sim = P'_\equiv$. Процесс, изображенный на рис. 3, г, имеет резонансный характер, так как $P'_\sim > P'_\equiv$. Опора, статически нагруженная усилием прессовки обмоток P_0 , разгружается в этом случае не пропорционально квадрату максимального значения установившегося тока КЗ. Околорезонансный характер процесса разгрузки в этом случае можно четко определить двумя коэффициентами:

$$k_{\text{д}} = \frac{P'_\sim}{P'_\equiv} > 1$$

и

$$k_{\text{д2уст}} = \frac{P_0 + (P'_\sim + P'_\equiv)}{\tilde{P}_0} > 1.$$

Для нерезонансного процесса разгрузки $k_{\text{д}} = k_{\text{д2уст}} = 1$. По результатам исследования характера динамических процессов на верхней опоре обмотки модели МОУ-1 были построены кривые изменения коэффициентов динамичности в установившемся режиме КЗ в зависимости от усилия прессовки обмотки.

Анализ результатов исследования динамических процессов (рис. 4–6) позволяет констатировать следующее:

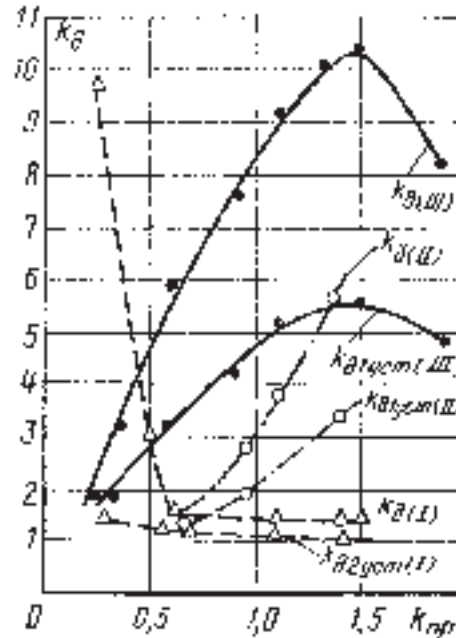


Рис. 4. Зависимость коэффициентов динамичности от $k_{\text{пр}}$

1. **Режим I.** В симметрично сжимаемой обмотке с частотой собственных колебаний, близкой к 100 Гц, могут иметь место околорезонансные явления, но в наиболее реальном для трансформаторов диапазоне изменения сил прессовки ($k_{\text{пр}} = 0,5 \div 1,5$) эти явления выражены слабо.

При резком снижении усилия прессовки (до $k_{\text{пр}} = 0,25$) возможно резкое увеличение околорезонансных явлений в связи с изменением формы колебаний из-за отрыва обмотки от опор, однако измеренное усилие на опорах в этом случае не превышало максимально возможного расчетного усилия КЗ на опорах, полученного статическим расчетом.

2. **Режим II.** Вопреки теоретическим соображениям в симметрично растягиваемой обмотке собственная частота свободных колебаний также близка к 100 Гц. Это соответствует первой форме колебаний и объясняется, вероятно, наличием едва заметной несимметрии в распределении $B_x(y)$.

Резонансные явления выражены значительно больше, коэффициенты динамичности выросли по сравнению с режимом I, по изменяются плавно,

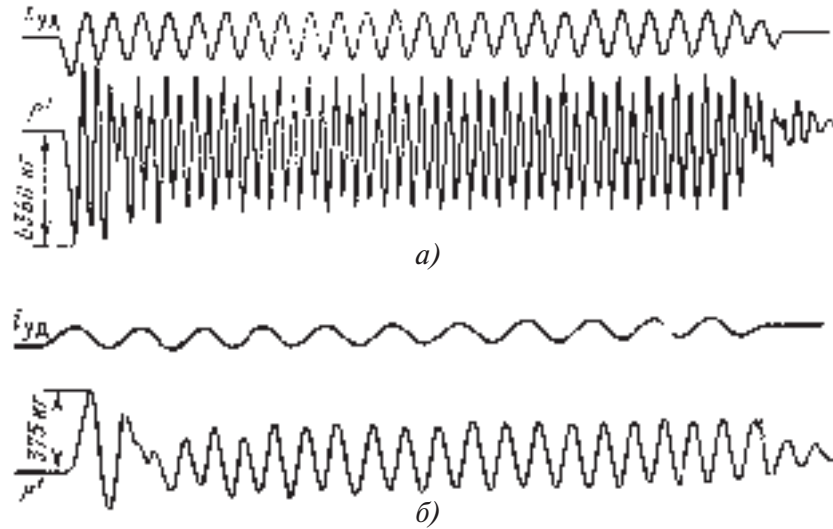


Рис. 5. Осциллограммы околорезонансных процессов в обмотках трансформаторов при КЗ: *a* — с нагрузкой; *б* — с разгрузкой

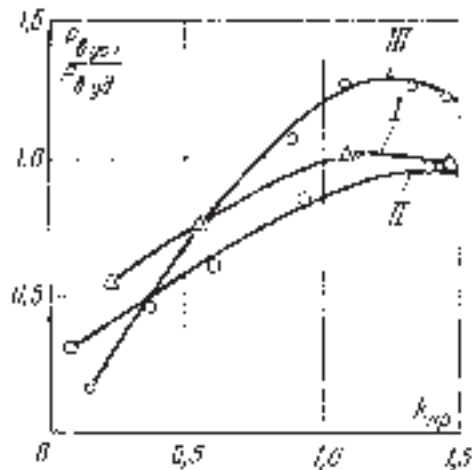


Рис. 6. Зависимость отношения усилий, действующих на верхнюю опору в установившемся режиме КЗ, к максимальным усилиям в переходном режиме КЗ от $k_{пр}$ (МОУ-1)

без скачков в диапазоне $k_{пр} = 0,5 \div 1,5$.

Несмотря на наличие околорезонансных частот и соответствующий рост усилий в установившемся режиме КЗ, для этого режима испытаний модели МОУ-1 также не зарегистрированы усилия КЗ в установившемся процессе КЗ, которые превышали бы усилия при ударном токе КЗ. Дейст-

вительно, $k_{д1уст}$ не превышает $(I_{уд} / I_{м.уст})^2 = 3,5$.

3. Режим III. В несимметрично сжимаемой обмотке, когда несимметрия значительна (так называемый «косой режим»), собственные частоты обмотки МОУ-1 также близки к 100 Гц; изменения коэффициентов динамичности выражены более резко в диапазоне $k_{пр} = 0,1 \div 1,8$.

Усилия в установившемся процессе КЗ при $k_{пр} > 1$ заметно возрастают, превышая на 25–30% усилия при ударном токе КЗ.

Резонансные явления зафиксированы при измеренной собственной частоте 115 Гц (вместо 100 Гц), что свидетельствует об изменении частотной характеристики непосредственно в процессе КЗ из-за несимметрично действующих по высоте обмотки сжимающих усилий КЗ.

Результаты исследований на модели были подтверждены и при динамических испытаниях ряда трансформаторов мощностью 1–16 МВ·А.

Проведенные исследования позволили сделать следующие выводы:

1. Собственные частоты колебаний обмоток трансформаторов мощностью 1–16 МВ·А находятся в достаточно узком диапазоне (90–180 Гц) и

могут быть близки к резонансной частоте 100 Гц.

2. В большинстве случаев собственные частоты колебаний обмоток соответствуют первой форме колебаний.

3. При уменьшении силы прессовки от $k_{пр} = 1,5$ до 0,5 собственная частота колебаний обмоток изменяется незначительно из-за изменения модуля упругости изоляции обмоток. Дальнейшее уменьшение силы прессовки может привести к скачкообразному изменению собственной частоты.

4. При наличии несимметрии в распределении $P(y)$ по высоте обмотки всегда проявляется первая форма колебаний. В этом случае динамические усилия в установившемся режиме КЗ могут превышать при резонансе максимальные динамические усилия при ударном токе на 25–30%.

В трансформаторах средней мощности, для прочности которых определяющими являются режимы с выключением регулировочных витков в середине обмотки, увеличение силы на 25–30% из-за резонансных явлений в режимах I и III не представляет опасности. В практике динамических испытаний трансформаторов средней мощности на стойкость при КЗ на испытательном стенде ВЭИ не было отмечено выхода их из строя из-за резонансных явлений.

В то же время в мощных трансформаторах с отдельным регулировочным центром, прочность конструкции которых определяется режимами I и III, резонансные явления и связанный с этим рост усилий, действующих на прессующую систему обмотки, могут вызвать повреждение конструкции. Поэтому для мощных

трансформаторов необходимо производить оценочный расчет собственных частот колебаний обмоток по методике [1] с учетом реальных механических параметров обмоток и относительной податливости прессующей системы, которая может составлять 10–50% податливости обмоток.

Изложенные выводы позволяют дать следующие рекомендации в том случае, когда рассчитанная собственная частота близка к 100 Гц.

1. Рекомендуется симметрирование распределения $B_x(y)$ по высоте обмотки, если в результате расчета ожидается резонанс на частоте, соответствующей первой форме колебаний.

2. В случае, когда к резонансной частоте 100 Гц более близка частота, соответствующая второй форме колебаний, в распределении $B_x(y)$ следует искусственно создать небольшую несимметрию. При этом незначительная несимметрия, достаточная для того, чтобы обмотка изменила форму колебаний, не приводит к заметному увеличению сил на опорах в первый период КЗ.

Литература

3. Либкин М.С. Механические силы в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ЭНИН АН СССР. 1944.

2. Турние И. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Трансформаторы. Доклады СИГРЭ. 1964. М.: Энергия. 1968.

3. Савельев М.П. Исследование и разработка методов расчета усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ им. В. И. Ленина. 1976.

Расчет собственных частот колебаний обмоток трансформаторов

Лурье А.И., Дробышевский А.А.

В течение ряда лет на испытательном стенде ВЭИ имени В.И. Ленина проводятся динамические испытания трансформаторов. Частью этих испытаний стали экспериментальные исследования динамических процессов в обмотках трансформаторов при КЗ с помощью тензометрической и виброакустической аппаратуры.

Результаты измерений собственных частот и анализ характера динамических явлений в обмотках при КЗ [1] показали, что собственные частоты колебаний обмоток трансформаторов средней мощности могут быть близки к частотам возбуждающих сил 50 и 100 Гц. При этом из-за резонансных процессов возможно увеличение сил, действующих на опоры, на 25–30%, что для конструкций трансформаторов средней мощности, выполняемых обычно с большим запасом прочности, опасности не представляло.

Однако проводимая в последнее время совместно с трансформаторными заводами работа по изъятию избыточных запасов прочности конструкций трансформаторов с целью снижения их металлоемкости заставляет более осторожно относиться к возможности возникновения резонансных процессов в обмотках трансформаторов при КЗ.

Известны методы расчетов [2–4], позволяющие достаточно точно определить собственные частоты колебаний отдельных обмоток. Однако проведенное в [1] для ряда трансформаторов сравнение измеренных собственных частот колебаний с рассчитанными согласно этим методам показало, что в общем случае измеренные и расчетные частоты не совпадают, поскольку существующие методы расчетов не учитывают упругой связи между обмотками через общую прессующую систему, когда обмотки за-

прессованы общим прессующим кольцом (конструкции с общим прессующим кольцом для нескольких обмоток являются наиболее типичными для трансформаторов средней мощности).

Разработка новой методики расчета собственных частот колебаний для наиболее общих случаев расположения нескольких обмоток под общим прессующим кольцом преследовала следующие цели:

1. Оценка возможности возникновения резонансных процессов в обмотках трансформаторов на стадии проектирования без проведения измерений осевых усилий при динамических испытаниях.

2. Уточнение параметров для динамического расчета осевых сил [4] по результатам сравнения рассчитанных и измеренных собственных частот.

3. Анализ динамических процессов в многообмоточных трансформаторах.

Для расчета собственной частоты системы обмоток, запрессованных общим прессующим кольцом, удобно воспользоваться методом динамических аналогий [5, 6], когда механической системе обмоток и прессующих узлов ставится в математическое соответствие электрическая схема. Наглядность метода выражается в сходстве начертания механической и электрической схем замещения и замене механических расчетов электрическими. Две обмотки (в общем случае n обмоток), запрессованные общим прессующим кольцом (рис. 1,а), можно представить [7] как механическую систему с распределенными параметрами (рис. 1,б), которая может быть заменена электрической схемой замещения (рис. 1,в). При этом механическим величинам (масса 1 кг, податливости 1 м/Н, частоте 1 Гц, силе

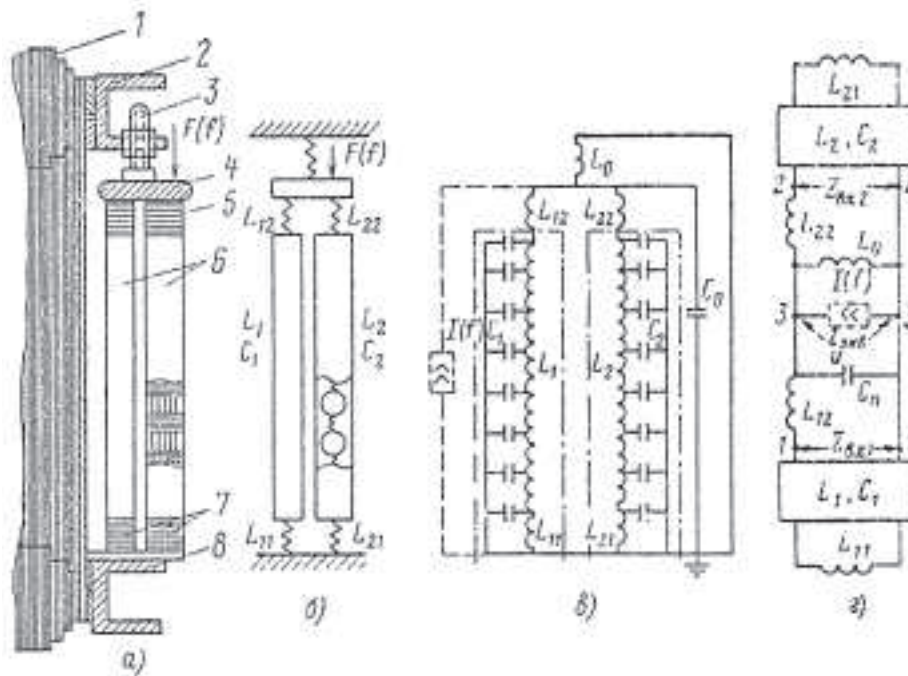


Рис. 1. Переход от механической системы обмоток к электрической схеме-аналогу: *а* — общий вид обмоток; *б* — механическая схема замещения; *в* — электрическая схема-аналог; *г* — расчетная электрическая схема: 1 — стержень магнитопровода; 2 — верхняя ярмовая балка; 3 — прессующий винт; 4 — прессующее кольцо; 5 — верхняя концевая изоляция; 6 — обмотки; 7 — нижняя концевая изоляция; 8 — нижняя опорная конструкция

1 Н, смещению 1 м) соответствуют следующие электрические величины: емкость 1 Ф, индуктивность 1 Гн, частота 1 Гц, ток 1 А, напряжение $1/\omega$ В.

Так как участки цепи с распределенными параметрами (длинные линии) могут быть представлены в виде симметричных четырехполюсников [8], то схема на рис. 1, *в* может быть преобразована в более удобную для расчетов схему на рис. 1, *г*.

Резонанс в механической системе на рис. 1, *б* будет в том случае, когда частота приложенной силы F совпадает с одной из собственных частот системы; при этом амплитуды перемещений обмоток будут (при отсутствии трения) бесконечно большими.

Очевидно, что в электрической схеме-аналоге (рис. 1, *г*), соответствующей механической системе рис. 1, *б*, резонанс наступит в том случае, когда частота приложенного источника тока I совпадает с одной из собственных частот электрической схемы, и выразится в бесконечно большом

увеличении напряжения u , что возможно при условии

$$Z_{\text{ЭКВ}} = \infty, \quad (1)$$

где $Z_{\text{ЭКВ}}$ — входное сопротивление всей электрической схемы относительно точек 3–3 (рис. 1, *г*);

$$\frac{1}{Z_{\text{ЭКВ}}} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} + \frac{1}{Z_{L_0}} + \frac{1}{Z_{C_0}}; \quad (2)$$

$$Z_1 = Z_{\text{ВХ1}} + j\omega L_{12}; \quad Z_2 = Z_{\text{ВХ2}} + j\omega L_{22};$$

$$Z_{L_0} = j\omega L_0; \quad Z_{C_0} = -\frac{j}{\omega C_0}. \quad (3)$$

В (3) $Z_{\text{ВХ1}}$ и $Z_{\text{ВХ2}}$ — входные сопротивления четырехполюсников относительно точек 1–1 и 2–2 [8]:

$$Z_{\text{ВХ1}} = \frac{\sqrt{L_1}}{\sqrt{C_1}} \frac{Z_{\text{Н1}} + j\sqrt{\frac{L_1}{C_1}} \operatorname{tg} \omega \sqrt{L_1 C_1}}{\sqrt{\frac{L_1}{C_1}} + jZ_{\text{Н1}} \operatorname{tg} \omega \sqrt{L_1 C_1}}; \quad (4)$$

$$Z_{\text{ВХ2}} = \frac{\sqrt{L_2}}{\sqrt{C_2}} \frac{Z_{\text{Н2}} + j\sqrt{\frac{L_2}{C_2}} \operatorname{tg} \omega \sqrt{L_2 C_2}}{\sqrt{\frac{L_2}{C_2}} + jZ_{\text{Н2}} \operatorname{tg} \omega \sqrt{L_2 C_2}}, \quad (5)$$

где

$$Z_{H1} = j\omega L_{11}; \quad Z_{H2} = j\omega L_{21}. \quad (6)$$

Потерями энергии в упругих элементах механической системы пренебрегаем, как это принято при определении собственных частот.

В общем случае, когда под кольцом находятся не две, а n обмоток, выражение (2) запишется следующим образом:

$$\frac{1}{Z_{\text{экв}}} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} + \frac{1}{Z_3} + \dots + \frac{1}{Z_n} + \frac{1}{Z_{C_0}} + \frac{1}{Z_{L_0}}. \quad (2')$$

Пример расчета собственных частот колебаний обмоток трансформатора ТМ-6300/35. Параметры расчетной схемы по рис. 1,г; массы проводов обмоток 1 и 2 с изоляцией и масса прессующего кольца (берутся из расчетной записки трансформатора): $G_1 = 130$ кг; $G_2 = 210$ кг; $G_0 = 28$ кг.

Податливости обмоток и концевой изоляции:

$$L_1 = \frac{\bar{H}_1}{E_1 S_1}; \quad L_2 = \frac{\bar{H}_2}{E_2 S_2}; \quad L_{11} = \frac{\bar{h}_{H1}}{E_1 S_1};$$

$$L_{12} = \frac{\bar{h}_{B1}}{E_1 S_1}; \quad L_{21} = \frac{\bar{h}_{H2}}{E_2 S_2}; \quad L_{22} = \frac{\bar{h}_{B2}}{E_2 S_2} \quad (7)$$

Площади опор (площади прокладок обмоток) берутся из расчетной записки:

$$S_1 = 285 \times 10^{-4} \text{ м}^2; \quad S_2 = 285 \times 10^{-4} \text{ м}^2.$$

Приведенная высота изоляции обмоток [9]:

$$\bar{H}_1 = (h_{\text{эк1}} + 4h_{\text{бум1}})(1 - k_{\text{ус1}}) =$$

$$= (0,376 + 4 \times 0,035) \times (1 - 0,0494) =$$

$$= 0,491 \text{ м};$$

$$\bar{H}_2 = (h_{\text{эк2}} + 4h_{\text{бум2}})(1 - k_{\text{ус2}}) =$$

$$= (0,3 + 4 \times 0,038) \times (1 - 0,0529) = 0,4 \text{ м}.$$

Приведенная высота концевой изоляции:

$$\bar{h}_{H1} = 0,5 h_{H1} = 0,5 \times 0,06 = 0,03 \text{ м};$$

$$\bar{h}_{H2} = \bar{h}_{H1} = 0,03 \text{ м};$$

$$\bar{h}_{B1} = 0,5 h_{B1} = 0,5 \times 0,073 = 0,0365 \text{ м};$$

$$\bar{h}_{B2} = \bar{h}_{B1} = 0,0365 \text{ м},$$

где $h_{\text{эк}}$, $h_{\text{бум}}$ — осевые размеры, занимаемые в обмотках электрокартоном и бумагой; h_B , h_H — размеры верхней и нижней концевой изоляции; $k_{\text{ус}}$ — коэффициент усадки изоляции (все из расчетной записки трансформатора).

Следует отметить, что при расчетах собственных частот необходимо различать статический ($E_{\text{ст}}$), дифференциальный ($E_{\text{диф}}$) и динамический ($E_{\text{дин}}$) модули упругости. Так, $E_{\text{ст}} = \frac{\sigma}{\epsilon}$; $E_{\text{диф}} = \frac{d\sigma}{d\epsilon}$. Динамический модуль характеризует свойства изоляции при воздействии на нее изменяющихся во времени динамических нагрузок. По данным [3] $E_{\text{диф}} \approx E_{\text{дин}}$, поэтому до получения более точных экспериментальных данных в расчетах собственных частот могут быть использованы значения $E_{\text{диф}}$.

На рис. 2,б приведены кривые $E_{\text{диф}}(\sigma)$, полученные из разных источников по кривым механических характеристик электрокартона (рис. 2,а). При расчетах частот обмоток трансформаторов с каландрированным картоном модуль упругости выбирается по кривой 1, а с некаландрированным — по кривой 2.

В рассматриваемом трансформаторе ТМ-6300/35 модули упругости изоляции обмоток взяты по кривой 4, полученной из эксперимента (см. приложение): $E_{\text{диф1}} = 235$ МПа, $E_{\text{диф2}} = 265$ МПа для значений механических напряжений сжатия

$$\sigma_1 = \frac{P_{01}}{S_1} = \frac{76,5}{285 \times 10^{-4}} = 2,68 \text{ МПа}$$

и

$$\sigma_2 = \frac{P_{02}}{S_2} = \frac{106,5}{324 \times 10^{-4}} = 3,29 \text{ МПа},$$

где P_{01} и P_{02} берутся либо из расчетной записки, либо из эксперимента, а если известна только суммарная сила прессовки $P_{0\Sigma}$, то силы прессовки отдельных обмоток определяются по

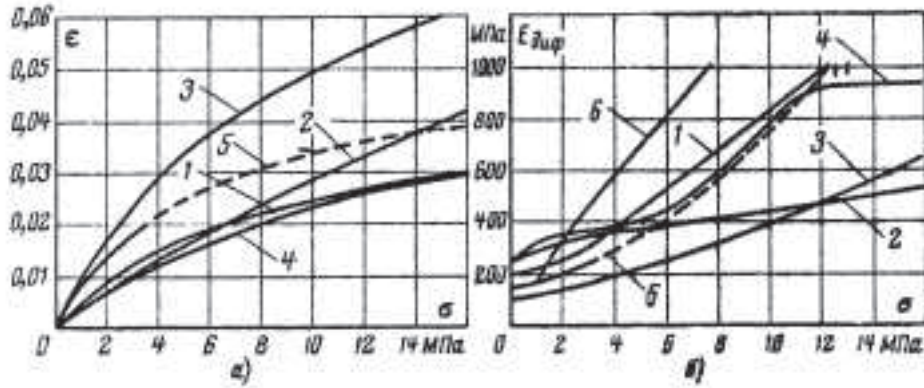


Рис. 2. Механические характеристики электрокартона (а) и зависимость дифференциального модуля упругости $E_{\text{диф}}$ от напряжения сжатия σ (б): 1 — электрокартон марки Б, вальцованный (так называемый каландрированный), плотность 1,25–1,36 г/см³; 2 — электрокартон марки В обычный, плотность 1,03–1,05 г/см³; 3 — электрокартон марки ЭМЦ [10]; 4 — кривая, используемая в программе расчета осевых сил по методике [4]; 5 — кривая $\sigma = 1,39 \text{ sh } 79 \epsilon$, экспериментально полученная на трансформаторе типа ТМ-6300/35; 6 — $E_{\text{диф}} = f(\sigma)$ по [3]

методике распределения сил прессовки [9]. В нашем случае из эксперимента $R_{0\Sigma} = 183$ кН и из расчета по [9] $R_{01} = 76,5$ кН, $R_{02} = 106,5$ кН.

Подставляя эти значения в (7), получаем:

$$L_1 = 7,33 \times 10^{-8} \text{ м/Н};$$

$$L_2 = 4,65 \times 10^{-8} \text{ м/Н};$$

$$L_{11} = 0,45 \times 10^{-8} \text{ м/Н};$$

$$L_{12} = 0,54 \times 10^{-8} \text{ м/Н};$$

$$L_{21} = 0,35 \times 10^{-8} \text{ м/Н};$$

$$L_{22} = 0,42 \times 10^{-8} \text{ м/Н}.$$

Податливость прессующей системы

$$L_0 = \gamma L_1, \quad (8)$$

где γ — относительная податливость прессующей системы.

По предварительным результатам проведенных экспериментов для трансформаторов средней мощности можно рекомендовать $\gamma = 0,2 \div 0,4$.

Для данного трансформатора получено при экспериментах $\gamma = 0,24$, тогда

$$L_0 = 0,24 \times 7,33 \times 10^{-8} = 1,76 \times 10^{-8} \text{ м/Н}.$$

В результате расчета по данной методике для четырех низших собственных частот колебаний системы двух обмоток трансформатора ТМ-6300/35, запрессованных общим прессующим кольцом, получено: $f_1 = 103$ Гц; $f_2 = 141$ Гц; $f_3 = 236$ Гц; $f_4 = 284$ Гц.

Результаты расчета собственных частот обмоток пяти трансформаторов приведены в табл. 1.

На основе описанной методики для ЭВМ «Мир-2» была составлена программа расчета собственных частот колебаний обмоток, находящихся под одним прессующим кольцом.

Результаты расчета даются в виде графика зависимости $Z_{\text{ЭКВ}}(f)$ на экране буфера «Мир-2» (рис. 3); значения резонансных собственных частот, соответствующих условиям $Z_{\text{ЭКВ}} = \infty$, выводятся на бумажную ленту в виде таблиц.

Исследуем поведение колебательной системы обмоток в зависимости от внешнего воздействия на примере трансформатора ТМ-6300/35.

Как видно из рис. 3, в диапазоне частот 0–300 Гц система из двух обмоток трансформатора ТМ-6300/35 имеет четыре резонансные частоты, удовлетворяющие условию

Таблица 1

Тип трансформатора	γ	f'_1	f'_2	f''_1	f''_2	f_1	f_2	f_3	f_4	$f_{\text{опыт}}$	Δf
ТМ-1000/10	0,2	170	354	136	287	136	182	291	376	176	3
ЭТМПК-3200/10	0,2	118	242	136	273	103	139	232	280	97	6
ТМ-6300/35	0,24	119	248	109	235	103	141	236	284	145	3
ТМА-6300/35	0,25	46	97	48	103	43	58	99	117	125	6
АОМНЖ-10000/55	0,3	48,5	102	58,9	123	47	67	105	135	100	5

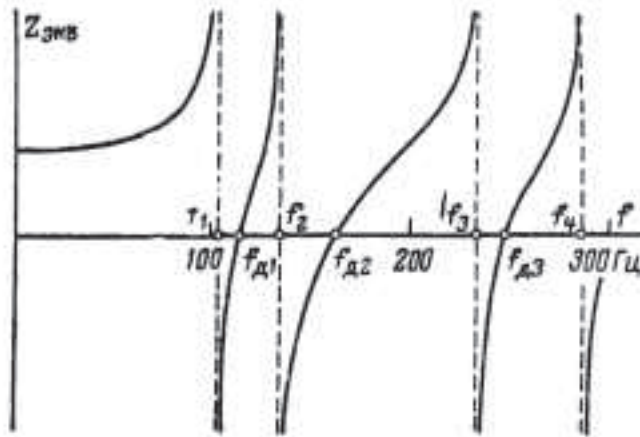


Рис. 3. Расчетная зависимость $Z_{\text{экв}}$ от частоты f для трансформатора типа ТМ-6300/35

$$Z_{\text{экв}} = \infty \text{ при } f_1, f_2, f_3 \text{ и } f_4,$$

при этих частотах амплитуды колебаний системы будут максимальны.

Наибольший интерес, естественно, вызывают резонансные собственные частоты колебаний обмоток, близкие к частотам вынуждающих электромагнитных сил 50 и 100 Гц, действующих в обмотках трансформаторов при КЗ. Приближение резонансных частот к частотам возбуждающей силы может привести к значительному увеличению амплитуды перемещений обмоток и, соответственно, к росту динамических сил, действующих на опоры.

Пересечения кривых $Z_{\text{экв}}(f)$ с осью абсцисс (рис. 3) дают значения антирезонансных частот, т.е. частот, при которых амплитуды колебаний наименьшие; в исследуемом диапазоне частот колебания «демпфируются» при частотах $f_{д1}$, $f_{д2}$ и $f_{д3}$.

В табл. 1 для нескольких трансформаторов приведены результаты сравнения измеренных при динамических испытаниях и рассчитанных по описанной методике собственных частот колебаний обмоток. Экспериментальное определение собственных частот производилось при измерениях осевых усилий в трансформаторах при КЗ тензометрическими датчиками сил, установленными под прессующие винты: собственные частоты колебаний измерялись по кривой свободных колебаний на осциллограмме усилий после отключения тока КЗ (рис. 4).

В табл. 1 приведены данные для трансформаторов, имеющих под общим прессующим кольцом две обмотки (НН и ВН): f — результирующая частота колебаний системы обмоток; f' — собственная частота обмотки НН (обмотка ВН отсутствует);

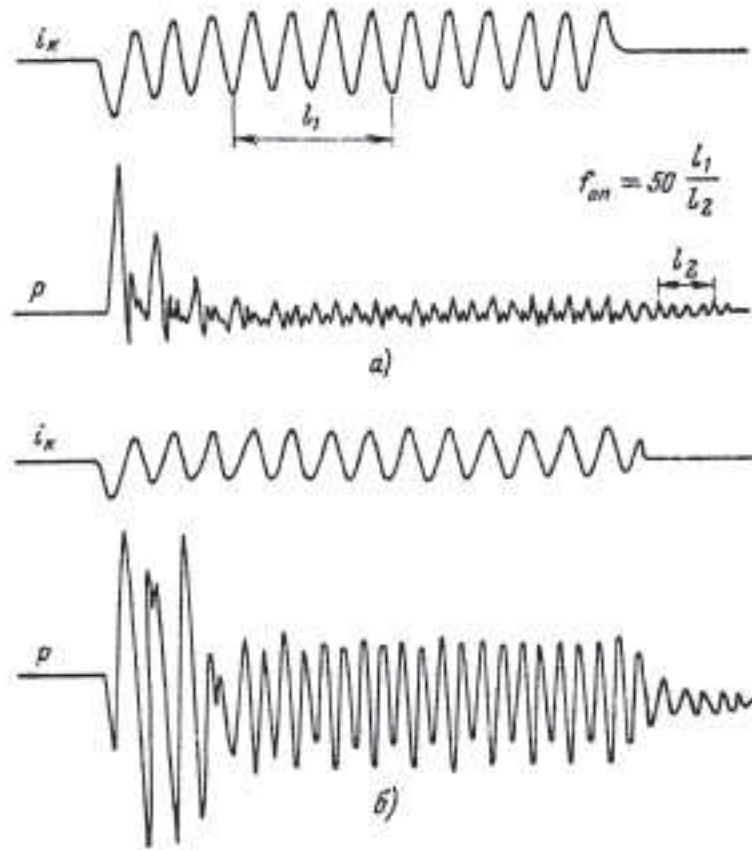


Рис. 4. Осциллограммы осевых усилий КЗ, действующих на верхние опоры трансформаторов типов ТМ-6300/35 (а) и АОМНЖ-10000/55 (б): i_k — ток КЗ; P — усилия на прессующем кольце; $f_{оп}$ — частота свободных колебаний

f'' — собственная частота обмотки ВН (обмотка НН отсутствует); $f_{опыт}$ — измеренная частота; Δf — расхождение (в процентах) между расчетом и опытом. Расчеты f' и f'' проделаны с учетом податливости опор.

Расчетные и измеренные собственные частоты в табл. 1, а также значения γ для трансформаторов ТМ-1000/10, ТМ-6300/35 и ТМА-6300/35 определены при фактических усилиях прессовки обмоток, обеспеченных при динамических испытаниях; для остальных трансформаторов значения γ взяты ориентировочно.

Расхождение между результатами расчетов по описанной методике и измерений составляет всего 3–6%, в то время как рассчитанные собственные частоты отдельных обмоток могут отличаться от измеренных на 25%.

Как видно из табл. 1, измеренным собственным частотам разных трансформаторов соответствуют расчетные частоты разных форм колебаний: в трансформаторе ЭТМПК-3200/10 — первая частота, в трансформаторах ТМ-6300/35 и ТМ-1000/10 — вторая, в трансформаторе АОМНЖ-1000/55 — третья и т.д. Проявление тех или иных частот, соответствующих различным формам колебаний, зависит, как было показано в [1], от распределения осевых сил и индукции радиального поля, рассеяния по высоте обмотки, спектра частот вынуждающей силы в установившемся процессе КЗ.

Из табл. 1 видно, что хотя в трансформаторе ТМ-6300/35 есть расчетная частота, близкая к частоте электромагнитной силы (103 Гц), тем не менее, в нем измерена более высо-

кая частота (145 Гц). Это можно объяснить тем, что в кривой вынуждающей силы отсутствует составляющая, соответствующая низшей частоте (рис. 4,а).

В трансформаторе АОМНЖ-1000/55 по расчету определены две частоты, близкие к частотам возбуждающих электромагнитных сил 50 и 100 Гц, хотя по кривой свободных колебаний на осциллограмме осевых усилий измерена только частота, близкая к 100 Гц ($f_{\text{опыт}} = 105$ Гц). Однако из приведенной на рис. 4,б осциллограммы осевых усилий, действующих на верхние опоры со стороны обмоток трансформатора АОМНЖ-1000/55, видно, что кроме резонанса на частоте 100 Гц в установившемся процессе КЗ имеются также характерные резонансные явления в переходном процессе КЗ на частоте 50 Гц.

Как и в динамических расчетах осевых сил, в расчетах собственных частот обычно используются модули упругости изоляции (рис. 2,б), определяемые из механических характеристик изоляции $\epsilon(\sigma)$ (рис. 2,а).

Однако известно, что значения модуля упругости зависят от силы прессовки обмоток, которая может изменяться как при транспортировке трансформатора, так и в процессе его эксплуатации. Модуль упругости также зависит от «предыстории» изоляции, т.е. от числа циклов статических нагрузок при запрессовке — распрессовке обмоток и динамических нагрузок при КЗ. Кроме того, модуль упругости может изменяться в зависимости от старения целлюлозы в масле при рабочих температурах.

Для расчетов собственных частот обмоток, запрессованных общим

прессующим кольцом, необходимо знать распределение суммарной силы прессовки между обмотками. Расчет распределения прессовки можно производить по методике [9], однако из-за не учитываемой разновысокости обмоток вследствие технологических отклонений фактическое распределение сил прессовки между обмотками может, как показывает опыт, значительно отличаться от расчетного, что приводит к неточному определению модулей упругости разных обмоток.

В табл. 2 для нескольких возможных случаев распределения силы прессовки между двумя обмотками *НН* и *ВН* трансформатора типа ТМ-6300/35 приведены значения его собственных частот, откуда видно, что в зависимости от изменения соотношения силы прессовки между обмотками существенно изменяются модули упругости изоляции обмоток, что может привести к изменению результирующих собственных частот на 10–20%.

До последнего времени из-за отсутствия экспериментальных данных о фактическом соотношении податливостей обмоток и опорных конструкций податливость опор во всех расчетах собственных частот не учитывалась, т.е. $\gamma = \frac{L_{\text{оп}}}{L_{\text{обм}}} = \frac{d\Delta_{\text{оп}}}{d\Delta_{\text{обм}}} = 0$ (рис. 5).

В этом случае между обмотками, находящимися под общим прессующим кольцом, упругая связь отсутствует, а собственными частотами колебаний системы являются собственные частоты отдельных обмоток, рассчитанные независимо друг от друга (см. значения f для $\gamma = 0$, табл. 3). Для этого частного случая результаты расчета по описанной методике совпадают со

Таблица 2

P_0 , кН		$E_{\text{диф}}$, МПа		f , Гц			
НН	ВН	НН	ВН	f_1	f_2	f_3	f_4
73	110	235	265	103	141	236	284
161	22	390	160	88	144	192	280
22	161	165	352	92	128	214	262
91,5	91,5	261	240	103	145	233	288

Таблица 3

γ	f , Гц							
	f_1'	f_2'	f_1''	f_2''	f_1	f_2	f_3	f_4
0	57,6	117,3	71,8	144,5	—	—	—	—
0,3	48,5	102,0	58,9	123	47,0	67,0	105,0	135,0
0,6	39,4	96,1	51,4	115,4	42,0	66,3	102,9	134,2
1,0	39	94,1	47,5	111,5	39,2	65,9	101,7	133,8
2,0	35,5	91,8	41,7	71,8	36,6	65,7	99,9	132,9

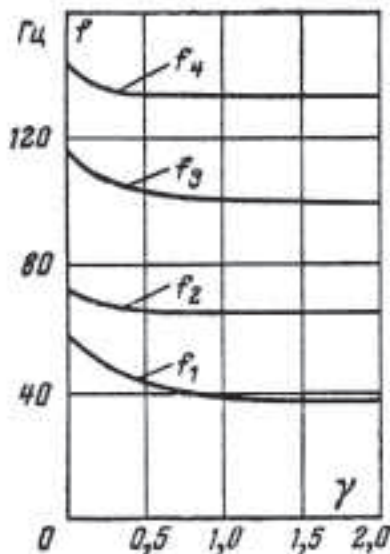
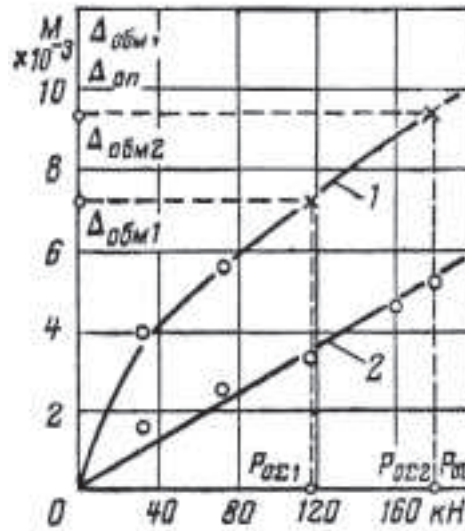
Рис. 5. Зависимость собственных частот f от относительной податливости опоры γ 

Рис. 6. Экспериментальные кривые сжатия обмотки (1) и верхней опоры (2) для трансформатора типа ТМ-6300/35

значениями, рассчитанными по методике [2]. Однако, как было сказано ранее, податливость опор сравнима с податливостью обмоток (рис. 6).

Учет податливости опор приводит к тому, что собственные частоты системы обмоток отличаются от собственных частот отдельных обмоток; это отличие тем больше, чем больше податливость опорных конструкций, т.е. чем больше γ .

Например, для $\gamma = 0,6$ первые собственные частоты обмоток $НН$ и $ВН$ (табл. 3): $f_1' = 39,4$ Гц, $f_1'' = 51,4$ Гц, а первые собственные частоты системы: $f_1 = 42$ Гц, $f_2 = 66,3$ Гц. Из табл. 3 и рис. 5 видно, что значения собственных частот системы обмоток изменяются наиболее резко в диапазоне

$\gamma = 0 \div 0,6$ и практически неизменны при дальнейшем увеличении γ (кроме нижней частоты). Влияние податливости опор уменьшается с увеличением собственных частот и неодинаково для разных форм колебаний: наибольшее влияние жесткости опор проявляется на нечетных частотах.

Сильная зависимость собственных частот от податливости опор указывает на возможность регулирования низших собственных частот за счет изменения соотношения $L_{оп} / L_{обм}$ в тех случаях, когда собственные частоты близки к частотам возбуждающих сил 50 и 100 Гц.

Можно отметить также, что при большей жесткости опор по сравнению с жесткостью обмоток ($\gamma \approx 0$)

масса прессующего кольца не оказывает влияния на собственные частоты. Однако при увеличении податливости опор пренебрежение в расчетах массой прессующего кольца может привести к погрешности в определении собственных частот до 5–7%. Влияние массы прессующего кольца также больше сказывается на низших нечетных частотах.

Таким образом, анализ влияния различных факторов на собственные частоты колебаний показал, что учет податливости опор и расчет частот отдельных обмоток вместо расчета всей системы может привести к значительной погрешности в определении резонансных частот в трансформаторах. Если параметры расчетной схемы рис. 1,2 получены из эксперимента достаточно точно (как, например, для трансформаторов в табл. 1), погрешность в определении собственных частот колебаний достаточно мала. Важной задачей для повышения точности расчетов остается дальнейшее экспериментальное исследование таких механических параметров трансформаторов как модуль упругости изоляции обмоток и податливость опорных конструкций.

Выводы. 1. Разработана методика, позволяющая с достаточной точностью производить расчеты собственных частот колебаний обмоток, запрессованных общим кольцом, с учетом упругой связи между ними.

2. Получено экспериментальное подтверждение результатов расчетов собственных частот для нескольких трансформаторов мощностью 1–10 МВ·А.

3. Показано, что для трансформаторов собственная частота нескольких обмоток, находящихся под общим прессующим кольцом, отличается от частот отдельных обмоток.

4. Проведено исследование влияния различных факторов на собственные частоты обмоток трансформаторов и показано, что наибольшее влияние на собственные частоты оказывает податливость опор.

Приложение. При экспериментах на трансформаторе может быть определена кривая сжатия двух обмоток,

находящихся под общим прессующим кольцом. Покажем на примере, как по этой кривой можно определить кривую сжатия электрокартона, необходимую для получения кривой модуля упругости, используемой в расчетах собственных частот.

Для трансформаторов ТМ-6300/35 были получены экспериментальные зависимости перемещения обмоток и верхней опоры от суммарной силы прессовки (рис. 6): $\Delta_{обм}(P_{0\Sigma})$ и $\Delta_{оп}(P_{0\Sigma})$.

Механическая характеристика изоляции задается в виде

$$\sigma = A \operatorname{sh} B\varepsilon, \quad (9)$$

где A и B коэффициенты, подлежащие определению по двум точкам на кривой I , рис. 6.

Для первой точки $P_{0\Sigma 1} = 119$ кН можно записать:

$$P_{0\Sigma 1} = P_{01} + P_{02} = \sigma'_1 S_1 + \sigma''_1 S_2, \quad (10)$$

где σ'_1 и σ''_1 — давления прессовки обмоток под общим кольцом.

С учетом (9)

$$\begin{aligned} P_{0\Sigma 1} &= S_1 A \operatorname{sh} B\varepsilon'_1 + S_2 A \operatorname{sh} B\varepsilon''_1 = \\ &= 285 \times 10^{-4} A \operatorname{sh} 0,0128 B + \\ &+ 324 \times 10^{-4} A \operatorname{sh} 0,0153 B, \end{aligned} \quad (11)$$

где

$$\varepsilon'_1 = \frac{\Delta_{обм1}}{\Sigma H_1} = \frac{0,715 \times 10^{-2}}{0,558} = 0,0128;$$

$$\varepsilon''_1 = \frac{\Delta_{обм1}}{\Sigma H_2} = \frac{0,715 \times 10^{-2}}{0,467} = 0,0153. \quad (12)$$

В (12) $\Delta_{обм1}$ — абсолютная деформация обмоток при нагрузке $P_{0\Sigma} = 119$ кН (рис. 6); ε'_1 , ε''_1 — относительные деформации;

$$\Sigma \bar{H}_1 = \bar{H}_1 + \bar{h}_{s1} + \bar{h}_{H1} = 0,558 \text{ м};$$

$$\Sigma \bar{H}_2 = \bar{H}_2 + \bar{h}_{B2} + \bar{h}_{H2} = 0,467 \text{ м}.$$

Для второй точки $P_{0\Sigma 2} = 181,5$ кН аналогично получаем:

$$\begin{aligned} P_{0\Sigma 2} &= S_1 A \operatorname{sh} B\varepsilon'_2 + S_2 A \operatorname{sh} B\varepsilon''_2 = \\ &= 285 \times 10^{-4} A \operatorname{sh} 0,017 B + \\ &+ 324 \cdot 10^{-4} A \operatorname{sh} 0,0203 B, \end{aligned} \quad (13)$$

где

$$\varepsilon_2' = \frac{\Delta_{\text{обм}2}}{\Sigma H_1} = \frac{0,95 \times 10^{-2}}{0,558} = 0,017;$$

$$\varepsilon_2'' = \frac{\Delta_{\text{обм}2}}{\Sigma H_2} = \frac{0,95 \times 10^{-2}}{0,467} = 0,0203. \quad (14)$$

Решая совместно уравнения (11) и (13) графическим способом, определяем:

$$A = 1,39 \text{ МПа}^{-1}; \quad B = 79;$$

$$\sigma = 1,39 \text{ sh } 79\varepsilon. \quad (15)$$

Кривая, описываемая уравнением (15), показана на рис. 2,а, зависимость $E(\sigma)$, полученная в результате дифференцирования уравнения (15), по которой определены значения модулей упругости изоляции при расчете податливостей по формулам (7) и (8), дана на рис. 2,б (кривая 4).

Литература

1. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияние на осевые уси-

лия короткого замыкания. Электротехника. 1978. № 4.

2. Либкинд М.С. Механические силы в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ЭНИН АН СССР. 1944.

3. Турине И. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Трансформаторы: СИГРЭ. 1964. М.: Энергия. 1968.

4. Савельев М.П. Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1976.

5. Ольсон Г. Динамические аналогии. М.: Изд-во. иностр. лит. 1947.

6. Вылеток О.Н., Лурье А.И. Методика расчета продольных вибраций в применении к шунтирующим реакторам. Электротехника. 1971. № 12.

7. Турине И. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Трансформаторы. СИГРЭ. 1962. М.: Энергия. 1964.

8. Жуховицкий Б.Я., Негневицкий И.Б. Теоретические основы электротехники. М.-Л.: Энергия. 1965. Ч. 2.

9. Лурье А.И. Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом. Электрические станции. 1971. № 6.

Измерение податливости опорных конструкций обмоток трансформаторов

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.

Способность трансформаторов выдерживать механические нагрузки, возникающие при КЗ (электродинамическая стойкость), является важной характеристикой, влияющей на надежность трансформаторов в эксплуатации, их габариты и массу.

Хотя методы расчета электродинамической стойкости (в том числе расчеты осевых сил в обмотках) разработаны достаточно подробно, в ряде случаев они приводят к избыточному запасу прочности и неоправданному повышению габарита и массы трансформатора. Это, в частности, вызвано отсутствием данных о влиянии ряда конструктивных и технологических факторов на стойкость трансформаторов при КЗ, что, в свою очередь, заставляет вводить недостаточно обоснованные допущения в расчетные методики.

К таким факторам относится податливость опорных конструкций обмоток трансформаторов, которая считалась пренебрежимо малой и в расчетах осевых сил не учитывалась. Однако данные, полученные в ходе испытаний десятков трансформаторов средней мощности (0,63–16 МВ·А), показали, что в современных трансформаторах, особенно в трансформаторах, имеющих электрокартон повышенной жесткости, слоевые обмотки и пружинные прессующие устройства, податливости опор и обмоток соизмеримы.

Существующие методы расчета осевых сил [1, 2] и собственных частот [3] дают возможность учесть податливость опорных конструкций, причем программы расчета построены таким образом, что достаточно знать относительную податливость опор, т.е. податливость опор, отнесенную к податливостям обмоток, однако из-за отсутствия эксперимен-

тальных данных практические расчеты были невозможны.

При оценке податливости используются два понятия: полная податливость и дифференциальная. Под полной податливостью (или просто податливостью) обмотки или опоры следует понимать отношение деформации сжатия — (перемещения, усадки) обмотки или опоры к силе, вызвавшей эту деформацию. Эта податливость (или просто зависимость деформации от силы) нужна, например, при расчетах распределения силы прессовки по нескольким обмоткам (при прессовке общим кольцом) [4]. Понятие дифференциальной податливости (отношение приращения деформации к приращению силы) используется при расчетах собственных частот механических осевых колебаний, распределения осевых сил в обмотке и на опорах. Деформации могут быть определены по кривым сжатия обмоток и опор.

На рис. 1 обмотки трансформатора и прессующая конструкция представлены системой масс и пружин. Такая механическая модель (использованная, в частности, при расчете собственных частот колебаний системы обмоток, находящихся под общим прессующим кольцом [3]) учитывает упругие свойства изоляции обмоток и прессующей конструкции.

В модели на рис. 1,б податливости L_1 , L_2 , L_{11} , L_{12} , L_{21} , L_{22} (обмотки и концевая изоляция) могут быть оценены по данным расчетной записки трансформатора. В то же время из-за сложности механической системы прессующих колец, винтов, шпилек, стяжных пластин, ярмовых балок и неопределенности характера их сочленения, а также нелинейности материалов расчет податливости опор $L_{оп}$ затруднен, поэтому для реальных

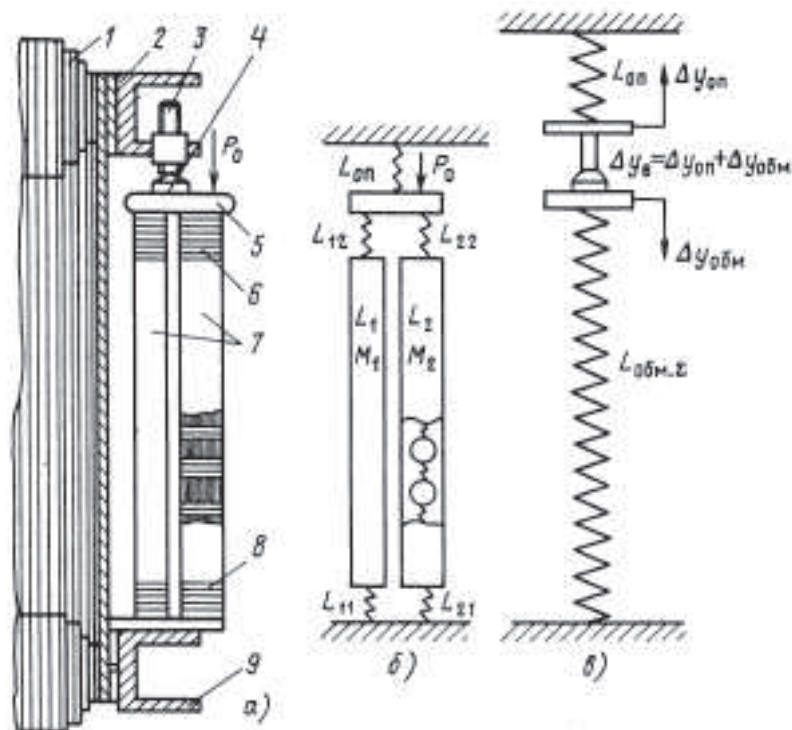


Рис. 1. Эскиз обмоток и прессующей системы (а), механическая схема замещения (б) и упрощенная схема замещения, принятая в эксперименте (в) при измерении относительной податливости верхних опор обмоток трансформатора: 1 — магнитопровод; 2 — верхние ярмовые балки; 3 — прессующий винт; 4 — тензодатчик; 5 — прессующее кольцо; 6, 8 — верхняя и нижняя концевая изоляция; 7 — обмотки; 9 — нижние опоры

трансформаторов эта задача была решена экспериментально.

При эксперименте измерялась суммарная сила прессовки (P_0) обмоток, находящихся под общим кольцом, при постепенной запрессовке обмоток небольшими ступенями. Перемещение под действием силы P_0 прессующих винтов приводит (рис. 1, в) к смещению вниз прессующего кольца (т.е. обмоток) и вверх — ярмовых балок (верхних опор). После каждого изменения силы P_0 на ΔP_0 измерялись перемещения прессующих винтов Δy и перемещения верхнего торца кольца обмоток $\Delta y_{обм}$, в четырех точках по окружности обмоток в местах расположения винтов. Результаты измерений $\Delta y_в$ и $\Delta y_{обм}$ по четырем точкам усреднялись, а перемещения верхней опоры определялись как $\Delta y_{оп} = \Delta y_в - \Delta y_{обм}$ (рис. 1, в).

Сила прессовки определялась при помощи тензодатчиков силы, распо-

ложенных под каждым прессующим винтом, как показано на рис. 1, а [5, 6].

Перемещения прессующих винтов определялись при помощи измерительных колец, укрепленных на прессующих винтах и размеченных по окружности в делениях таким образом, чтобы поворот кольца на 360° соответствовал шагу резьбы винта в миллиметрах. Таким образом, регистрируемому угловому перемещению прессующего винта соответствовало вполне определенное его осевое перемещение.

Перемещение обмоток $\Delta y_{обм}$ определялось по перемещению верхнего прессующего кольца. На кольцо устанавливался отметчик со стрелкой, а напротив его на неподвижном магнитопроводе наклеивалась полоска миллиметровой бумаги (расчеты показали, что податливость магнитопровода много меньше, чем обмот-

ки), на которой при каждом изменении силы прессовки делались отметки. Расстояния между соседними отметками, соответствующие $\Delta y_{обм}$, измерялись при помощи микроскопа МПБ-2. При малых перемещениях использовались стрелочные индикаторы, устанавливаемые на неподвижном основании.

В результате измерений определялись зависимости $y_{обм}$, y_B , $y_{оп}$ от силы прессовки обмоток P_0 . В качестве примера на рис. 2 приведены эти зависимости для трансформатора ТМ-6300/35.

Для количественной оценки относительной податливости опор были введены три основных понятия: $L_{обм\Sigma} = \Delta y_{обм} (1-k) \Delta P_0$ — суммарная дифференциальная податливость обмоток, находящихся под общим прессующим кольцом; $L_0 = \Delta y_{оп} / \Delta P_0$ — дифференциальная податливость прессующей системы;

$$\gamma_0 = \frac{\Delta y_{оп} / \Delta P_0}{\Delta y_{обм} (1-k) / \Delta P_0} = \frac{\Delta y_{оп}}{\Delta y'_{обм}}$$

— относительная податливость опор, где $\Delta y_{обм}$ и $\Delta y_{оп}$ — перемещения верхнего торца обмоток и верхней опоры (ярмовой балки) при увеличении силы прессовки P_0 на ΔP_0 ;

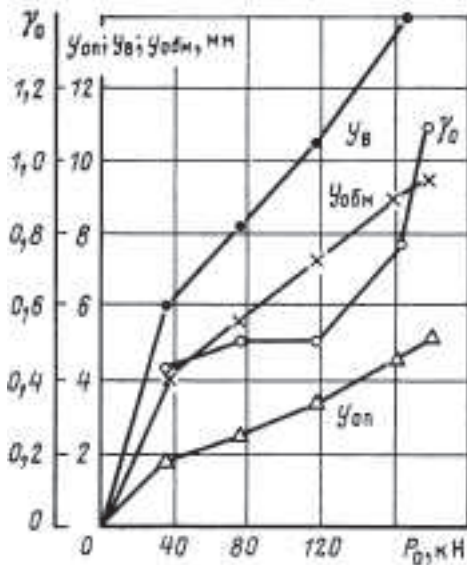


Рис. 2. Зависимости параметров $y_{обм}$, y_B , $y_{оп}$ и γ_0 от усилия P_0 для трансформатора ТМ-6300/35

$\Delta y'_{обм} = \Delta y_{обм} (1-k)$; $k = \bar{h} / \bar{H}_{обм}$ — поправочный коэффициент, учитывающий, что податливости верхней и нижней концевой изоляции считались частью податливости обмоток (\bar{h} и $\bar{H}_{обм}$ — приведенные высоты концевой изоляции и обмотки). Для трансформаторов средней мощности $k \approx 0,1 \div 0,15$.

Определение относительной податливости опор γ_0 сводится, таким образом, к определению отношения перемещения опор и обмоток по экспериментальным кривым при запрессовке обмоток. Пример зависимости $\gamma_0(P_0)$ также дан на рис. 2.

В таблице для восьми трансформаторов средней мощности приведены результаты измерений относительной податливости опор γ_0 . Для учета податливости опор в существующих методиках расчета сил приведены также ориентировочные значения податливости опор относительно каждой из обмоток:

$$\gamma_{01} = \gamma_0 \frac{L_{обм\Sigma}}{L_{обм1}}; \quad \gamma_{02} = \gamma_0 \frac{L_{обм\Sigma}}{L_{обм2}},$$

где

$$L_{обм1(2)} = \frac{\bar{H}_{1(2)}}{E_{1(2)} S_{1(2)}};$$

$$L_{обм\Sigma} = \frac{\bar{H}_1 \bar{H}_2}{E_1 S_1 \bar{H}_2 + E_2 S_2 \bar{H}_1},$$

\bar{H} — суммарная приведенная высота изоляции обмотки вместе с концевой изоляцией; S — площадь изоляционных прокладок; E — модуль упругости изоляции.

Значения относительных податливостей опор γ_0 , γ_{01} , γ_{02} , приведенные в таблице, получены при усилиях прессовки обмоток, близких к расчетным нормируемым значениям для данных конструкций (кроме трансформатора ТДНС-16000/35, обмотки которого были запрессованы существенно меньшими усилиями).

Как видно из таблицы, допущение о бесконечно большой жесткости опор ошибочно: их жесткость соизмерима с жесткостью обмоток.

На рис. 2 показано, что несмотря на линейную зависимость перемеще-

Тип трансформатора	Тип обмотки		Усилие прессовки, кН	Измеренные значения относительной податливости опор		
	НН	ВН (СН)		γ_0	γ_{01}	γ_{02}
ТМ-1000/10	к	к*	110	0,8	0,36	0,44
ТМЗП-1600/10	к	ц*	91	0,75	0,1	0,65
ТМЗ-2500/10	к	ц	70	0,25	0,35	0,4
ТМН-2500/35	к	к	160	0,6	0,29	0,31
ТМ-6300/35	к	к	180	0,85	0,36	0,49
ТМА-6300/35	к	к	196	0,63	0,26	0,37
ТДНС-16000/35	к	к	290	0,27	0,14	0,13
ТДТН-16000/35 (кольцо НН–СН)	ц	ц	180	0,67	0,3	0,37
ТДТН-16000/35 (кольцо ВН)	—	к	120	0,23	—	—

* к — катушечная, ц — многослойная цилиндрическая.

ний опор от силы прессовки, относительная податливость опор изменяется нелинейно и возрастает с ростом силы прессовки. Это объясняется увеличением жесткости обмоток при увеличении силы прессовки, т.е. нелинейностью механической характеристики изоляции.

Малые значения γ_0 , полученные для трансформатора ТДНС-16000/35, объясняются недопрессовкой обмоток во время эксперимента (давление прессовки в обмотке *НН* было в 1,5 раза меньше нормируемого, в обмотке *ВН* — почти в два раза меньше, т.е. была получена только начальная часть кривой сжатия обмоток).

Различие в значениях γ_{01} и γ_{02} для трансформатора ТМЗП-1600/10 объясняется резко неравномерным распределением силы прессовки между обмотками *НН* и *ВН* из-за их разницы высоты (что было обнаружено при разборке трансформатора) и большей жесткости слоевой обмотки *ВН*, которая приняла на себя 90% всей приложенной силы.

Наряду с измерениями податливости верхних опор на двух трансформаторах была оценена податливость нижних опор. Результаты изме-

рений, проведенных на трансформаторах ТМЗП-1600/10 и ТМЗ-2500/10, показали, что податливость нижних опор составляет около 30% податливости верхних опор.

Анализ экспериментальных данных показал, что в трансформаторах средней мощности относительная податливость опор при нормированной запрессовке и равномерном ее распределении между обмотками под общим прессующим кольцом колеблется для верхних опор в диапазоне 0,26–0,49. Разброс объясняется различиями механических характеристик изоляционных материалов и конструкций опор, влиянием технологии изготовления, неточностью измерений. Поэтому дифференцированный подход к расчету осевых сил и частот собственных колебаний с учетом податливости опор до разработки метода расчета податливости следует считать преждевременным; рационально введение некоторого усредненного значения $\gamma_0 = 0,3$ для верхних опор. После накопления опыта расчетов могут быть уточнены критерии необходимой точности определения податливости опор.

Следует отметить, что описанный экспериментальный метод позволяет при необходимости определять не только относительную, но и абсолютную податливость опорных конструкций. Для этого может быть использован способ определения кривой модуля упругости $E(\sigma)$ по кривой запрессовки обмотки $y_{\text{обм}}(P_0)$, описанный в [3]. Покажем это на примере трансформатора ТМ-6300/35. Сначала для кривой сжатия обмоток $y_{\text{обм}}(P_0)$ (рис. 2) по способу, изложенному в [3], определяется кривая $E(\sigma)$. Определенный из этой кривой для $P_0 = 183$ кН (силы прессовки обмотки *НН*) модуль упругости равен 235 МПа, а рассчитанная для этого значения податливость обмотки *НН* равна $7,33 \cdot 10^{-8}$ м/Н. Тогда, учитывая, что для данного трансформатора из эксперимента получено $\gamma_{01} = 0,24$, вычисляем значение податливости верхних опор: $L_{\text{оп}} = 0,24 \cdot 7,33 \cdot 10^{-8} = 1,76 \cdot 10^{-8}$ м/Н.

Хотя эксперименты проводились только на трансформаторах средней

мощности (до 16 МВ·А), изложенный экспериментальный подход может быть использован и для трансформаторов больших мощностей, где учет податливости опор в расчетах сил и частот также необходим.

Литература

1. Лурье А.И. Осевые силы в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.
2. Лурье А.И., Савельев М.П. Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 6.
3. Лурье А.И., Дробышевский А.А. Расчет собственных частот колебаний обмоток трансформаторов. Электротехника. 1980. № 7.
4. Лурье А.И. Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим прессующим кольцом. Электрические станции. 1971. № 6.
5. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Влияние силы прессовки обмоток на поведение трансформаторов при КЗ. Электротехника. 1979. № 11.
6. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания. Электротехника. 1978. № 4.

Расчет осевых сил в обмотках трансформаторов при коротких замыканиях с учетом податливости опорных конструкций

Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.

На стадии проектирования силовых трансформаторов возникает необходимость расчета их электродинамической стойкости при КЗ, в связи с чем совершенствование методов расчета остается актуальной задачей.

Сравнение рассчитанных по методике [1, 2] осевых сил с результатами испытаний [3] показывает, что существующая методика статического расчета осевых сил для трансформаторов средней мощности (0,63–16 МВ·А) в большинстве случаев обеспечивает достаточную надежность, но нередко приводит к завышенным расчетным нагрузкам, поскольку не учитывает податливости опорных конструкций, которая в указанных трансформаторах соизмерима с податливостью обмоток [4].

В статье приведены результаты исследования влияния податливости опор обмоток на осевые силы при КЗ для всех практически важных случаев соотношения электромагнитных сил и сил прессовки обмоток.

В результате расчета по [1, 2] для каждой обмотки определяются: P_0 — расчетная сила прессовки, обеспечивающая отсутствие зазоров в обмотке; $P_в$, $P_н$ — силы, действующие соответственно на ее верхнюю и нижнюю опоры; P_{max} — максимальная сила в обмотке.

Рассмотрим влияние податливости опор на один из основных расчетных параметров — силу прессовки, обеспечивающую отсутствие зазоров в обмотке.

Представим обмотку и прессующую конструкцию в виде системы, состоящей из пружин, имеющих податливости $L_{обм}$, $L_в$ и $L_н$, учитывающие упругие свойства обмотки и ее концевой изоляции, и пружин с податливостями $L_{к.в}$ и $L_{к.н}$, учитываю-

щие упругие свойства верхней и нижней прессующих конструкций (рис. 1).

Тогда прессующая конструкция может быть представлена эквивалентными по податливости столбами прокладок из электрокартона высотой $\bar{h}_{в.о}$ (верхняя прессующая конструкция) и $\bar{h}_{н.о}$ (нижняя прессующая конструкция) с площадью S , равной площади прокладок обмотки, и податливостями $L_{к.в}$ и $L_{к.н}$, т.е.

$$L_{к.в} = \frac{\bar{h}_{в.о}}{ES}; \quad L_{к.н} = \frac{\bar{h}_{н.о}}{ES}; \quad L_{обм} = \frac{\bar{H}}{ES}, \quad (1)$$

где E — модуль упругости основного типа изоляции (например, электрокартона); H — приведенная к основ-

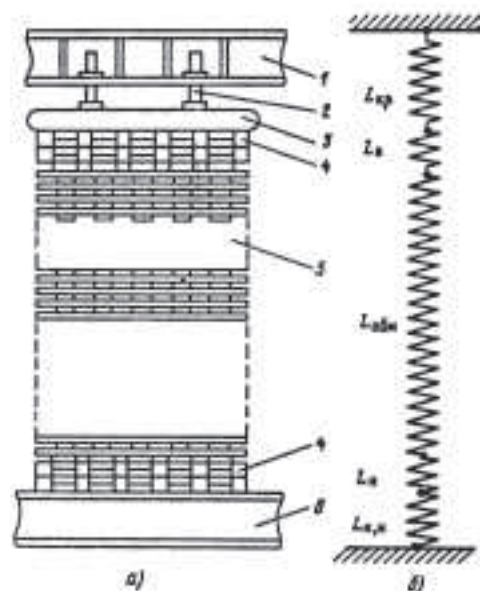


Рис. 1. Обмотка и прессующая конструкция (а) и механическая схема замещения для учета податливости опор в расчетах осевых сил (б): 1 — верхняя яровая балка; 2 — прессующие винты; 3 — прессующее кольцо; 4 — концевая изоляция; 5 — обмотка; 6 — нижняя опорная конструкция

ному типу изоляции высота изоляции обмотки.

Для удобства анализа введем понятие относительной податливости опор, равной отношению податливости опор к податливости обмотки:

$$\gamma_B = \frac{L_{к.в}}{L_{обм}} = \frac{\bar{h}_{в.о}}{ES} = \frac{ES}{\bar{H}} = \frac{\bar{h}_{н.о}}{\bar{H}};$$

$$\gamma_H = \frac{\bar{h}_{н.о}}{\bar{H}}. \quad (2)$$

Отсюда приведенные высоты концевой изоляции, учитывающие податливости опор,

$$\bar{h}_{в.о} = \bar{H}\gamma_B; \quad \bar{h}_{н.о} = \bar{H}\gamma_H, \quad (3)$$

а суммарные приведенные высоты концевой изоляции с учетом податливости опор

$$\bar{h}_{в.к} = \bar{h}_{в.о} + \bar{h}_в = H\gamma_B + \bar{h}_{н.к};$$

$$\bar{h}_{н.к} = \bar{H}\gamma_H + \bar{h}_н, \quad (4)$$

где $\bar{h}_в$, $\bar{h}_н$ — приведенные высоты концевой изоляции.

Расчетное усилие прессовки P_0 , обеспечивающее отсутствие зазоров в обмотке при бесконечно большой жесткости прессующей конструкции [1, 5],

$$P_0 = \frac{\sum_{i=1}^n P_{ср} i h_i + P_B \bar{h}_в + P_H \bar{h}_н}{\bar{H} + \bar{h}_в + \bar{h}_н}. \quad (5)$$

После подстановки в (5) $\bar{H}\gamma_B + \bar{h}_в$ вместо $\bar{h}_в$ и $\bar{H}\gamma_H + \bar{h}_н$ вместо $\bar{h}_н$ и некоторых преобразований получим выражение для расчетного усилия прессовки с учетом податливости опор

$$P_{0,\gamma} = \frac{P_0(\bar{H} + \bar{h}_в + \bar{h}_н) + P_B \bar{H}\gamma_B + P_H \bar{H}\gamma_H}{\bar{H}(1 + \gamma_B + \gamma_H) + \bar{h}_в + \bar{h}_н}. \quad (6)$$

Введем два допущения: обмотка симметрична ($P_B = P_H$), приведенные высоты верхней и нижней концевой изоляции равны ($\bar{h}_в = \bar{h}_н$). Тогда, используя обозначения

$$\theta = P_{0\gamma} / P_0, \quad \alpha = P_B / P_0 = P_H / P_0$$

и

$$\beta = \bar{h}_в / \bar{H} = \bar{h}_н / \bar{H}$$

и учитывая, что согласно [4]

$$\gamma_H = 0,3\gamma_B = 0,3\gamma,$$

получаем:

$$\theta = \frac{1 + 2\beta + 1,3\alpha\gamma}{1 + 2\beta + 1,3\gamma}. \quad (7)$$

На рис. 2 представлены зависимости $\theta = f(\gamma)$ для разных значений β в диапазоне 0,05–0,15, типичном для трансформаторов средней мощности, и для разных значений α , определяющих характер распределения осевых сил по высоте обмотки.

Как видно из рис. 2, влияние податливости опор на силу прессовки, обеспечивающую отсутствие зазоров, мало зависит от β и неоднозначно для разных соотношений P_B и P_0 (т.е. α). При $\alpha = 0$, что соответствует случаю чисто сжимаемой обмотки, когда $P_B = P_H = 0$, влияние податливости опор γ на силу прессовки P_0 и, соответственно, на динамическую сжимающую силы P' (так как для сжимаемой обмотки $P' = -P_0$, рис. 2) наибольшее. Так, при значениях $\gamma = 0,3 \div 0,5$, измеренных в трансформаторах средней мощности [4], снижение силы прессовки P_0 при учете податливости опор γ может составить 20–30%.

По мере увеличения α в диапазоне $0 < \alpha < 1$, т.е. при увеличении силы, действующей на верхнюю опору ($0 < P_B < P_0$), влияние податливости опор на силу P_0 уменьшается, а в частном случае, когда $P_B = P_0$, податливость опор не оказывает влияния на силу P_0 . В случае «растягиваемой» обмотки, т.е. при $\alpha > 1$ ($P_B > P_0$), учет податливости опор приводит к увеличению расчетной силы P_0 .

Практически при расчете осевых сил определяется не расчетная сила прессовки, а другая сила — $K_{пр}P_0$ (обычно $K_{пр} < 1$). Кроме силы прессовки, при расчете трансформаторов определяются, как было сказано, силы, действующие на верхнюю и нижнюю опоры. Прессующая конструкция должна быть рассчитана так, чтобы она выдержала и силу прессовки $K_{пр}P_0$, и силу P_B , возникающую при КЗ (прочность конструкции и, следо-

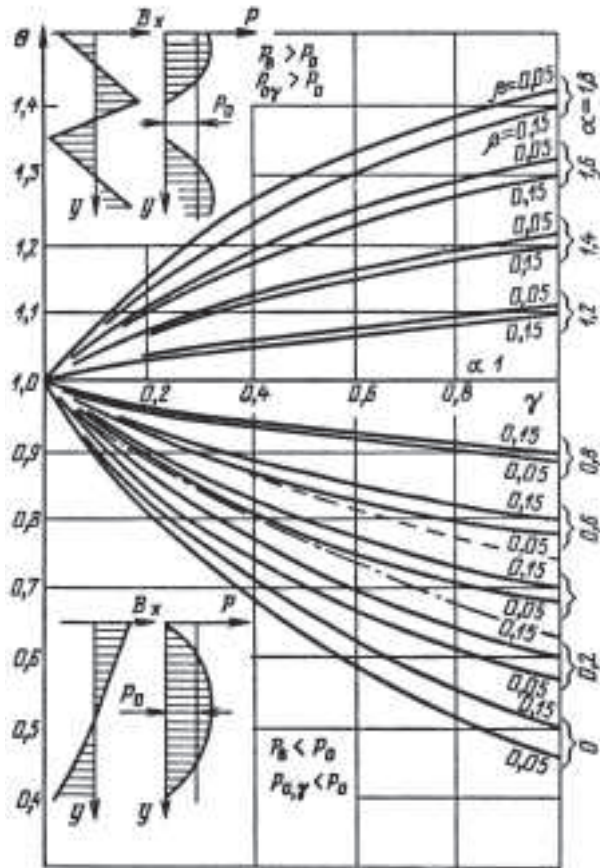


Рис. 2. Зависимость силы прессовки, обеспечивающей отсутствие зазоров в магнитосимметричной обмотке, от относительной податливости опор γ_B при различных соотношениях сил P_B и P_0 . В верхнем левом углу показано распределение индукции поля рассеяния и осевых сил по высоте «растягиваемой» обмотки, в нижнем левом углу — то же для сжимаемой обмотки

вательно, ее металлоемкость, определяет большая из этих сил).

Рассмотрим область применения кривых рис. 2 для нахождения сил, определяющих прочность прессующих конструкций трансформаторов.

Для этого по заданным значениям $\alpha = P_B / P_0$ и γ находим силу $P_{0\gamma} = \theta P_0$, обеспечивающую отсутствие зазоров и силу $K_{пр} P_{0\gamma} = K_{пр} \theta P_0$. Последняя определяет прочность прессующей конструкции только в том случае, если она больше силы P_B , т.е. если выполняется соотношение

$$\frac{K_{пр} \theta P_0}{P_B} = \frac{K_{пр} \theta}{\alpha} > 1 \text{ или } \theta > \frac{\alpha}{K_{пр}}. \quad (8)$$

Из (7) и (8) можно получить выражение для определения верхней границы области применения кривых на рис. 2 при расчете прочности прессующих конструкций

$$\theta < \frac{1}{1 + \frac{1,3\gamma(1 - K_{пр})}{1 + 2\beta}}. \quad (9)$$

Например, на рис. 2 для нормированного коэффициента прессовки $K_{пр} = 0,7$ ($\beta = 0,05$) верхней границей для определения P_0 в зависимости от γ является штриховая линия. Если значения θ лежат выше этой линии, прессующая конструкция рассчитывается на силу P_B , т.е. податливость опор на металлоемкость прессующей конструкции не влияет. Для другого нормированного коэффициента $K_{пр} = 0,5$ верхняя граница влияния податливости опор на силу прессовки P_0 показана штриховой линией. Таким образом, учет податливости опор приводит к снижению силы, на которую должна быть рассчитана эта опора, лишь в случае малых значений параметра α , а это имеет место, если трансформатор спроектирован так, что осевые силы при КЗ сжимают обмотки.

В табл. 1 приведены результаты расчета по формуле (6) силы прессовки ($P_{0\gamma}$), обеспечивающей отсутствие

Таблица 1

Но- мер п/п	Тип трансформатора, режим КЗ	Обмотка	γ_B	α	P_0 , кН	$P_{0\gamma}$, кН	ΔP_0 , %	P , кН			$\Delta \bar{P}$, %
								P_B	$P_{0\Sigma} K_{пр}$	$P_{0\gamma} K_{пр}$	
1	ТМ-1000/106 НН–ВН _{min}	НН ВН НН+ВН	0,36 0,44	0 1,5	51 62 113	37,7 70,1 107,8	–35,1 14,1 –4,8	<u>93</u>	79,1	75,5	0
2	ТМА-6300/35, НН–ВН _{min}	НН ВН НН+ВН	0,26 0,37	0 1,23	247 366 613	199 389 588	–24 5,9 –4,3	<u>450</u>	429	411,6	0
3	ТМ-6300/35, НН–ВН _{min}	НН ВН НН+ВН	0,36 0,49	0 2,48	217 229 446	164,9 260,6 425,5	–31,6 12,1 –5	<u>339</u>	312,2	292,5	0
4	ТМН-2500/35 ¹ , НН–ВН _{min}	НН ВН НН+ВН	0,29 0,31	0 1,49	124 160 284	101 174,7 275,7	–22,8 8,4 –3	<u>238</u>	198,8	193	0
5	ТМН-2500/35 ¹ , НН–ВН _{max}	НН ВН НН+ВН	0,29 0,31	0 0	58,5 22,2 80,7	47,4 18,0 65,4	–23,4 –23,3 –23,4	0	56,5	<u>45,8</u>	–23,4
6	ТМН-2500/35 ² , НН–ВН _{max}	НН ВН НН+ВН	0,3 0,3	0 0	71 13,8 84,8	57,5 10,8 68,3	–24,0 –28,0 –24,2	0	59,4	<u>47,9</u>	–24,2
7	ТДТН-16000/35, НН–СН	НН СН НН+СН	0,4 0,4	0 0,7	289 71 360	208,1 65,7 273,8	–38,9 –8,0 –31,4	49,7	252	<u>191,7</u>	–31,4

¹ катушечные обмотки;

² многослойные цилиндрические обмотки.

Подчеркнуты значения P , на которые рассчитывается прочность прессующих конструкций трансформаторов.

зазоров, с учетом податливостей верхних опор, значения которых получены из эксперимента. Все трансформаторы имеют общее для двух обмоток прессующее кольцо. По степени и характеру влияния податливости опор трансформаторы можно разделить на две группы. Для первой группы характерно, что одна из обмоток, находящихся под общим прессующим кольцом, при протекании тока КЗ сжимается, а другая растягивается (например, при отключении регулировочных витков в середине одной из обмоток) — трансформаторы 1–4 из табл. 1. Влияние податливости опор, существенное для сил прессовки отдельных обмоток, оказывается незначительным для суммарной силы прессовки обмоток.

Податливость опор оказывает наибольшее влияние на силу прессовки, обеспечивающую отсутствие зазоров в обмотках трансформаторов второй группы (трансформаторы 5–7 в табл. 1), в которых все обмотки, находящиеся под общим прессующим кольцом под действием осевых сил сжимаются.

Если под общим прессующим кольцом находятся две обмотки (например, НН и ВН), то силой, на которую должна рассчитываться прочность прессующего кольца и ярмовых балок, является P_B (если $P_B > P_{0\Sigma} K_{\text{пр}}$, т.е. $\alpha > 1$) или $P_{0\Sigma} K_{\text{пр}}$ (если $P_B < P_{0\Sigma} K_{\text{пр}}$, т.е. $\alpha < 1$).

Суммарная сила прессовки обмоток $P_{0\Sigma} K_{\text{пр}}$ определяется в таком случае как $(P_{0\text{НН}} + P_{0\text{ВН}}) K_{\text{пр}}$, т.е. с учетом податливости опор в соответствии с формулой (6) и рис. 2, а условие (9) в расчет не принимается.

Рассмотрим, как влияет учет податливости опор на уточнение силы \bar{P} , на которую рассчитывается механическая прочность прессующей конструкции (табл. 1): в трансформаторах 1–4, в которых $\alpha > 1$, этой силой является P_B , действующая на верхнюю опору, в трансформаторах 5–7 ($\alpha < 1$) — суммарная сила прессовки обмоток $P_{0\Sigma}$.

Как видно из табл. 1, в трансформаторах, прочность прессующих кон-

струкций которых определяется силой P_B , учет податливости опор не приводит к изменению силы \bar{P} . В трансформаторах, прессующие конструкции обмоток которых рассчитываются на силу $P_{0\Sigma} K_{\text{пр}}$, учет податливости опор приводит к снижению расчетных нагрузок на прессующие конструкции и, следовательно, снижению их металлоемкости.

Для некоторых трансформаторов, указанных в табл. 1, были проведены также уточненные динамические расчеты осевых сил по методике [5] с учетом реальной жесткости прессующих конструкций, массы, инерции, трения. Расчеты показали, что при уменьшении силы начальной прессовки результирующие силы, возникающие в обмотках и на опорах, не возрастают, а в ряде случаев даже снижаются, что хорошо согласуется с данными табл. 1. Это подтверждают и успешные динамические испытания трансформатора ТМН-2500/35 (вариант с катушечными обмотками), которые проводились при различных значениях силы прессовки обмоток, в том числе и при практически распрессованных обмотках.

Следует отметить, что данные, приведенные в табл. 1, подтвердились многократно при испытании трансформаторов 1000–16000 кВ·А, в том числе трансформаторов, электродинамическая прочность которых определяется такими режимами КЗ, когда обмотки под действием осевых сил сжимаются. Расчеты по формуле (6) показали, что расчетные силы прессовки для этих трансформаторов могут быть снижены в среднем на 25%, а металлоемкость прессующих конструкций — более чем на 10%. С учетом массового выпуска этих трансформаторов экономия черного металла благодаря снижению расчетных нагрузок может быть значительной.

Можно показать, что и в растягиваемых обмотках при определенных условиях также возможно снижение силы прессовки, обеспечивающей отсутствие зазоров. Так, из распределения осевых сил в растягиваемой обмотке (рис. 2) видно, что относительно середины верхние и нижние поло-

вины обмотки могут рассматриваться как сжимаемые: под действием осевых сил половины обмоток, сжимаясь, разгружают середину обмотки — зону отключения регулировочных витков. Поэтому в растягиваемой обмотке снижение силы прессовки, обеспечивающей отсутствие зазоров, может быть достигнуто увеличением податливости зоны регулирования.

В табл. 2 приведены результаты расчета сил прессовки для двух трансформаторов, в которых податливость регулировочных зон растягиваемых обмоток ВН увеличена в четыре раза; (в зоне регулирования прокладки из электрокартона условно заменены бумажными). Сила прессовки, обеспечивающая отсутствие зазоров, снижается в этом случае на 40%.

Таблица 2

Тип трансформатора	P_0 , кН	$P_{оп}$, кН	ΔP_0 , %
ТМ-6300/35	229	133	40
ТМА-6300/35	366	212	40

Исследования влияния податливости опор на осевые силы проводились на двухобмоточной модели осевых усилий (МОУ) [3, 5]. Механические параметры обмоток и характер распределения индукции поля рассеяния и осевых сил аналогичны трансформаторам средней мощности.

Переменная податливость верхних опор имитировалась пружинами различной жесткости, размещенными между прессующими винтами и прессующим кольцом (податливость нижних опор оставалась неизменной).

Собственная податливость опор МОУ не учитывалась, поскольку модель специально проектировалась с очень жесткими опорами. В качестве пружин использовались прокладки из технической резины размерами $2 \times 5 \times 6$ см и $3 \times 5 \times 6$ см и модулем упругости 8 МПа (для сравнения: модуль упругости электрокартона 200–600 МПа). Податливость опор регулировалась в широком диапазоне изме-

нением высоты и площади столбов резиновых прокладок.

Эксперименты проводились в таком режиме КЗ, когда обмотка под действием осевых сил симметрично сжимается, разгружая опоры. Распределение радиальной составляющей индукции поля рассеяния и осевых сил по высоте обмотки показано на рис. 2.

Тензометрические датчики сил устанавливались под все прессующие винты и запрессовывались силой $P_0 = 14$ кН. Проводилось 15 опытов КЗ при $\gamma_B = 0; 0,25; 0,37; 0,88; 1,43$ (по три опыта для каждого значения γ_B). Опыты выполнялись при одинаковых токах; результаты измерений сил в трех опытах усреднялись.

Результаты измерений осевых сил приведены на рис. 3. Увеличение податливости опор приводит к снижению динамической составляющей силы P' , действующей на опоры более чем в 2,5 раза. В реальном для трансформаторов средней мощности диапазоне изменения податливости опор ($\gamma_B = 0,25 \div 0,88$) снижение динамической составляющей силы достигает 20–40%.

Таким образом, результаты экспериментов подтвердили выводы, сделанные на основании анализа формулы (6) о существенном влиянии податливости опор обмоток на осевые силы. Анализ полученных результатов показывает, что влияние податливости опор на осевые силы может быть использовано для повышения

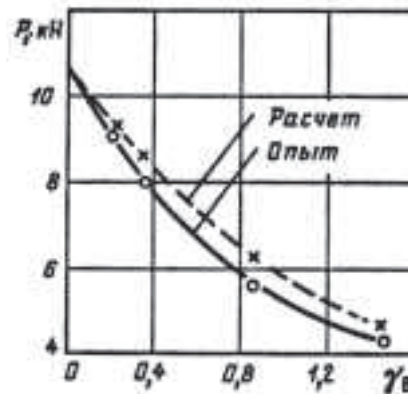


Рис. 3. Зависимость осевых сил, действующих на верхнюю опору при КЗ, от податливости верхних опор обмотки МОУ

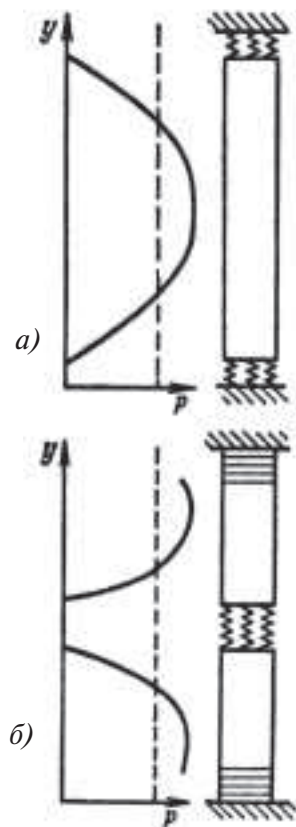


Рис. 4. Способы установки пружинных устройств в зависимости от распределения осевой силы P по высоте обмотки

надежности трансформаторов и снижения их металлоемкости.

В сжимаемой обмотке необходимое усилие запрессовки (а значит, и металлоемкость прессующей конструкции) может быть снижено установкой упругих элементов на одном или обоих торцах обмотки (рис. 4,а).

В случае растягиваемой обмотки прессующая конструкция рассчитывается на силу P_B , на которую податливость опор не влияет. Однако установка упругих элементов в зоне отключения регулировочных витков (рис. 4,б) приводит к уменьшению зазоров в обмотке при КЗ, ослаблению ударных процессов и в итоге — увеличению надежности при КЗ.

При другом характере распределения осевых сил, отличающемся от указанных на рис. 4, уменьшение зазоров в обмотке может быть достигнуто установкой упругих элементов в местах возникновения зазоров.

Упругие элементы могут быть выполнены по форме такими же, как изоляционные дистанцирующие прокладки обмоток, но из материала с существенно меньшим модулем упругости (картон меньшей плотности, бумага или каучукообразный материал). Такие упругие элементы, размещенные на торцах обмоток, могут выполнять роль концевой изоляции.

Необходимо отметить, что размещение упругих элементов в местах возникновения зазоров должно сопровождаться предварительными расчетами собственных частот колебаний обмоток трансформаторов [6] и динамическими расчетами осевых сил. Это связано с тем, что упругие элементы, существенно изменяя собственную частоту колебаний обмоток, могут послужить причиной резонансных явлений в трансформаторе.

Литература

1. Лурье А.И. Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.
2. Панибратец А.Н., Савельев М.П. Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Мннск-32». Электротехника. 1978. № 4.
3. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И. Влияние силы прессовки на поведение трансформаторов при КЗ. Электротехника. 1979. № 11.
4. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И. Измерение податливости опорных конструкций обмоток трансформаторов. Электротехника. 1985. № 7.
5. Савельев М.П. Исследование и разработка методов расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1976.
6. Лурье А.И., Дробышевский А.А. Расчет собственных частот колебаний обмоток трансформаторов. Электротехника. 1980. № 7.

Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом

Лурье А.И.

В силовых трансформаторах как общего, так и специального назначения конструкция запрессовки выполнена весьма часто таким образом, что две или более обмоток прессуются совместно. Как правило, это имеет место в трансформаторах мощностью примерно до $10 \text{ МВ} \cdot \text{А}$, где может быть общее кольцо на все обмотки или вообще прессующее кольцо может отсутствовать. В трансформаторах мощностью $10 \text{ МВ} \cdot \text{А}$ и выше на каждом стержне магнитопровода может быть несколько колец, каждое из которых является общим для нескольких обмоток. Например, у трехобмоточных трансформаторов на каждом стержне может быть два кольца: внутреннее, прессующее обмотки НН и СН, и внешнее, прессующее обмотку ВН и обмотки грубой и плавной регулировки напряжения. В трансформаторах самой большой мощности запрессовка нескольких обмоток встречается реже (например, запрес-

совка нескольких концентров регулировочных обмоток).

Применение общих прессующих колец вместо отдельных конструктивно упрощает узел прессовки обмоток, однако может служить причиной распрессовки одной из обмоток и далее повреждения этой обмотки в условиях эксплуатации при КЗ или при испытаниях трансформатора на электродинамическую стойкость. Допустим, мы имеем две обмотки одинаковой высоты, запрессованные общим кольцом. Если одна из обмоток более жесткая (например, обмотка НН с небольшими каналами и малой бумажной витковой и дополнительной изоляцией), тогда она будет запрессована более сильно. В незапрессованной обмотке при динамических воздействиях могут возникнуть ударные явления, приводящие к разрушениям. Например, в некоторых исполнениях «ударных» трансформаторов (для испытательных стендов) подоб-

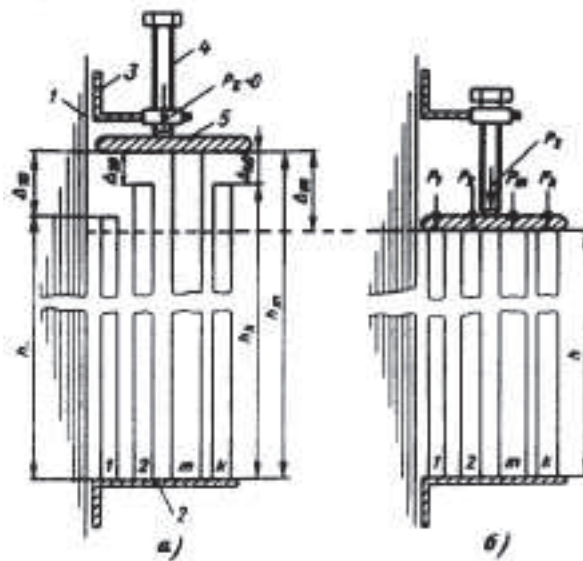


Рис. 1. Схематическое расположение обмоток до запрессовки (а) и после запрессовки (б) общим кольцом: 1 — магнитопровод; 2 — нижняя прессующая балка; 3 — верхняя прессующая балка; 4 — прессующий болт; 5 — прессующее кольцо

ные явления привели к выходу этих трансформаторов из строя. Перепрессовка более жестких обмоток при сборке на заводе, приводящая к их частичному разрушению, может оказаться незамеченной, а обнаружение ее при разборке трансформаторов после аварии может привести к ложному заключению о недостаточной электродинамической стойкости.

Располагая геометрическими размерами обмоток и механическими характеристиками изоляционных материалов [1–4], можно провести расчеты, позволяющие не только качественно, но и количественно оценить описанные явления.

Рассмотрим следующую расчетную задачу (рис. 1). Пусть мы имеем несколько (k) обмоток на стержне, которые до прессовки могут иметь различные высоты $h_1, h_2, \dots, h_m, \dots, h_k$ (рис. 1,а). Обмотки могут иметь различные высоты, например, из-за неизбежных технологических отклонений. Кроме того возможен случай, когда различные высоты обмоток закладываются в конструкцию. Одна обмотка (или несколько) имеет наибольшую высоту, которую мы обозначим h_m . После запрессовки (рис. 1,б) общее кольцо переместится на величину Δ_m , причем все обмотки окажутся в сжатом состоянии. Из-за того, что перед запрессовкой высота обмоток была различной, различными будут и абсолютные деформации сжатия (усадки) обмоток:

$$\left. \begin{aligned} \Delta_1 = h_1 - h = \Delta_m - \Delta_{10} = \\ = \Delta_m - (h_m - h_1); \\ \Delta_2 = h_2 - h = \Delta_m - \Delta_{20} = \\ = \Delta_m - (h_m - h_2); \\ \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \\ \Delta_m = h_m - h; \\ \Delta_k = h_k - h = \Delta_m - \Delta_{k0} = \\ = \Delta_m - (h_m - h_k). \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Смысл выражения (1) полностью поясняет рис. 1. В частном случае, если перед запрессовкой все обмотки равновысоки, то

$$\begin{aligned} h_1 = h_2 = \dots = h_m, \\ \Delta_{10} = \Delta_{20} = \dots = \Delta_{k0} = 0 \end{aligned}$$

и

$$\Delta_1 = \Delta_2 = \dots = \Delta_m.$$

Рассмотрим абсолютную деформацию одной из обмоток Δ (индекс обмотки опускаем). В обмотке сжимаются изоляционные материалы: электрокартон (дистанцирующие прокладки, ярмовая изоляция), бумажная изоляция (витковая и дополнительная), клееный электрокартон (ярмовая изоляция, емкостные кольца), поэтому

$$\Delta = \Delta_{\text{ЭК}} + \Delta_{\text{бум}} + \Delta_{\text{кл.ЭК}}, \quad (2)$$

где

$$\Delta_{\text{ЭК}} = \epsilon_{\text{ЭК}} l_{\text{ЭК}};$$

$$\Delta_{\text{бум}} = \epsilon_{\text{бум}} l_{\text{бум}};$$

$$\Delta_{\text{кл.ЭК}} = \epsilon_{\text{кл.ЭК}} l_{\text{кл.ЭК}}, \quad (3)$$

ϵ — относительные деформации; $l_{\text{ЭК}}$; $l_{\text{бум}}$; $l_{\text{кл.ЭК}}$ — осевой размер, занимаемый в обмотке электрокартоном, бумагой и клееным электрокартоном.

Заметим, что деформацию проводникового материала (меди, алюминия) можно не учитывать, так как обычно суммарный осевой размер проводников сравним с суммарным осевым размером изоляции, а модуль упругости примерно на два порядка выше.

На общее прессующее кольцо через прессующий болт передается сила P_{Σ} , которая равна сумме сил, сжимающих обмотки:

$$P_{\Sigma} = P_1 + P_2 + \dots + P_m + \dots + P_n. \quad (4)$$

В каждой из обмоток силы вызывают механические напряжения сжатия:

$$\sigma_{\text{сж}} = \frac{P}{S}, \quad (5)$$

где P — сила в произвольной обмотке; S — площадь опоры (суммарная площадь изоляции). Как правило, величину S можно принять одинаковой для всех типов изоляции в обмотке и считать ее (например, для катушеч-

ных обмоток) как сумму площадей всех электрокартонных прокладок (произведение ширины прокладки на радиальный размер обмотки и на число прокладок).

Располагая механическими характеристиками материалов при сжатии — графиками зависимости относительных деформаций от напряжений $\epsilon(\sigma)$, и задаваясь несколькими значениями P , можно определить по формулам (5) и (3) для каждого P величины $\epsilon_{ЭК}$, $\epsilon_{БУМ}$, $\epsilon_{КЛ.ЭК}$ и далее $\Delta_{ЭК}$, $\Delta_{БУМ}$, $\Delta_{КЛ.ЭК}$. Суммируя величины Δ , по формуле (2) можно получить для каждой из обмоток характеристику сжатия $\Delta(P)$. По этой характеристике и по заданному значению Δ из выражения (1) следует определить силу сжатия в данной обмотке. Проведя аналогичные предварительные расчеты кривых $\Delta(P)$ для других обмоток и определив в каждой из них силы сжатия, по формуле (4) следует определить суммарную силу сжатия на кольцо. Таким образом, в общем случае нелинейных механических характеристик изоляционных материалов расчет сводится к заданию деформаций обмоток Δ по выражению (1) и определению сил P (прямая расчетная задача). Если задана величина R_2 и необходимо определить Δ , то эта обратная расчетная задача может быть решена интерполяцией после нескольких решений прямой задачи при произвольно заданных величинах Δ .

Расчет может быть существенно упрощен, если воспользоваться некоторым приближенным подобием механических характеристик сжатия всех изоляционных материалов [1, 2]. Взяв в качестве основной характеристику электрокартона $\epsilon_{ЭК}(\sigma_{ЭК})$ и считая, что при одном и том же давлении σ бумажная изоляция имеет деформацию примерно в 4 раза больше $\left(\frac{\epsilon_{БУМ}}{\epsilon_{ЭК}} = 4\right)$, а клееный электрокартон — в 1,5 раза меньше $\left(\frac{\epsilon_{КЛ.ЭК}}{\epsilon_{ЭК}} = 0,67\right)$, вместо формулы (2) получим:

$$\Delta = \Delta_{ЭК} + \Delta_{БУМ} + \Delta_{КЛ.ЭК} = \epsilon_{ЭК} l_{ЭК} + \epsilon_{БУМ} l_{БУМ} + \epsilon_{КЛ.ЭК} l_{КЛ.ЭК} =$$

$$= \epsilon_{ЭК} \left(l_{ЭК} + \frac{\epsilon_{БУМ}}{\epsilon_{ЭК}} l_{БУМ} + \frac{\epsilon_{КЛ.ЭК}}{\epsilon_{ЭК}} l_{КЛ.ЭК} \right) \approx$$

$$\epsilon_{ЭК} (l_{ЭК} + 4l_{БУМ} + 0,67l_{КЛ.ЭК}) = \epsilon_{ЭК} \bar{l}, \quad (6)$$

где $\bar{l} = l_{ЭК} + 4l_{БУМ} + 0,67l_{КЛ.ЭК}$ — так называемая приведенная высота изоляции обмотки.

При введении упрощения ход расчета для прямой расчетной задачи (или ход поверочного расчета для обратной задачи) будет следующим:

задаем величины Δ по выражению (1) для каждой обмотки;

определяем величины $\epsilon_{ЭК}$ по формуле (6);

определяем $\sigma(\epsilon)$ по графикам на рис. 2;

определяем силы в обмотках по формуле (5) и суммарную силу R_2 по формуле (4).

Описанный расчет может быть применен при решении ряда задач:

определить распределение сил по обмоткам, если имеется несколько

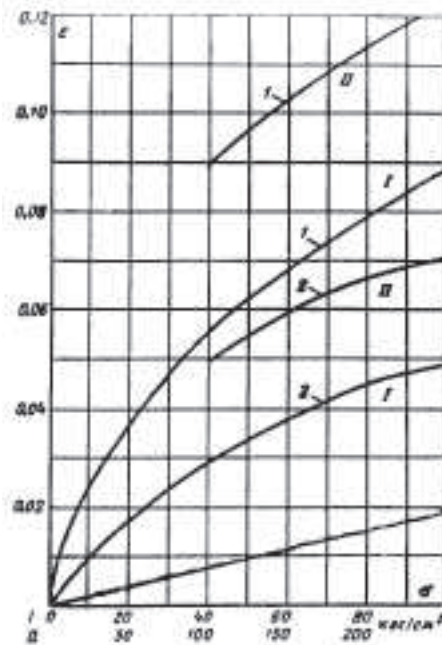


Рис. 2. Механические характеристики электрокартона в обмотках трансформатора (приближенные усредненные характеристики по [1, 2]): 1 — после сушки обмоток по обычной технологии; 2 — после сушки обмотки под давлением

равновысоких обмоток, запрессованных кольцом;

определить «конструктивный» начальный небаланс высот обмоток для выравнивания давлений или для необходимого их распределения в соответствии с электродинамическим расчетом осевых усилий;

определить степень влияния на перераспределение усилий прессовки между обмотками технологических отклонений высот обмоток, подаваемых на сборочный участок, установить допуск на отклонение размеров обмоток.

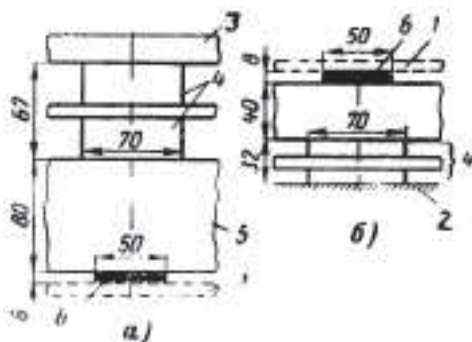
Рассмотрим несколько примеров расчета.

Пример 1. Обмотки трансформатора ТДТН-25000/110 СН и НН запрессованы одним кольцом силой $P_{\Sigma} = 70$ тс. Определить силы $P_{СН}$ и $P_{НН}$, если при сборке обмотки имели равную высоту.

Приведем подробный расчет $\bar{l}_{СН}$. В непрерывной обмотке 88 катушек. Длина электрокартона, образующего 87 каналов (по 4, 6, 8, 12 и 16 мм), $l_{\text{ЭК}} = 4 \times 61 + 6 \times 14 + 8 \times 2 + 12 \times 6 + 16 \times 4 = 480$ мм.

Длина бумажной витковой изоляции

$$l_{\text{бум}} = 0,55 \text{ мм} \times 88 = 48,4 \text{ мм}.$$



Приведенная длина обмотки (без нижней и верхней опорной изоляции)

$$\begin{aligned} \bar{l}'_{СН} &= (480 + 4 \times 48,4)(1 - 0,078) = \\ &= 621,3 \text{ мм}, \end{aligned}$$

где коэффициент $K_{\text{ус}} = 0,078$ (взяв ориентировочно) учитывает усадку при сушке и при запрессовке. Этот опытный коэффициент обычно устанавливается по результатам обмеров обмоток после сушки и корректируется при изменении в производстве сорта электрокартона или технологии обработки изоляции. Для рассматриваемых расчетов точность задания коэффициента усадки слабо влияет на окончательные результаты. Расчет приведенных длин верхней и нижней изоляции (рис. 3) удобно проводить в форме таблицы.

Так как концевая изоляция выполняется в основном из клееного электрокартона, усадка ее при запрессовке в таблице не учтена.

В итоге для обмотки СН получаем:

$$\begin{aligned} \bar{l}_{СН} &= \bar{l}'_{СН} + \bar{l}_{\text{верх}} + \bar{l}_{\text{низ}} = 621,3 + 84,4 + \\ &+ 45,4 = 751,1 \text{ мм}^*. \end{aligned}$$

Аналогично для обмотки НН было получено $\bar{l}_{НН} = 731,4$ мм.

Рис. 3. Концевые участки обмотки СН трансформатора ТДТН-25000/110: а — нижняя опора; б — верхняя опора; 1 — обмотка; 2 — нижнее ярмо; 3 — прессующее кольцо; 4 — ярмовая изоляция из клееного электрокартона; 5 — кольцо из клееного электрокартона; 6 — прокладки из электрокартона

* Заметим, что приведенная длина обмотки $\bar{l}_{СН}$ отличается от «геометрической» длины в запрессованном состоянии h (рис. 1), которую можно ориентировочно определить: $h = l_{\text{меди}} + l_{\text{верх}} + l_{\text{низ}} + l_{\text{ЭК}} + l_{\text{бум}} - \bar{l}_{СН} K_{\text{ус}}$. Величина $l_{СН} K_{\text{ус}}$ есть усадка обмотки при сушке и давлении. Заметим, что иногда при проектировании трансформаторов усадку обмотки определяют без усадки бумажной изоляции по другому коэффициенту $K'_{\text{ус}}$ (0,09–0,12) как произведение $l_{\text{ЭК}} K'_{\text{ус}}$. При этом не учитывается то, что бумажная изоляция более рыхлая и дает большие усадки, чем электрокартон. Предлагаемый метод более точен. (Коэффициент $K_{\text{ус}}$ меньше, чем $K'_{\text{ус}}$, и зависит от конструкции обмоток.) Соотношение между коэффициентами $K_{\text{ус}}$ и $K'_{\text{ус}}$ следующее: $K_{\text{ус}}(l_{\text{ЭК}} + 4l_{\text{бум}}) = K'_{\text{ус}}l_{\text{ЭК}}$.

Необходимая для расчета опорная площадь определяется по данным из расчетной записки трансформатора. Она равна произведению

$$S_{CH} = 5 \text{ см} \times 4,6 \text{ см} \times 20 = 460 \text{ см}^2.$$

$$S_{HH} = 396 \text{ см}^2.$$

Затем рассчитываем кривую $P_{CH}(\Delta)$: задаем $\Delta = 50$ мм, определяем $\epsilon = 50 / 751,1 = 0,0665$, по кривой 1 на рис. 2 имеем $\sigma = 55,5$ кгс/см² и далее $P_{CH} = 55,5 \cdot 460 = 25500$ кгс = 25,5 тс.

Аналогично для $\Delta = 50$ мм имеем $P_{HH} = 23,5$ тс и $R_{\Sigma} = 25,5 + 23,5 = 49,0$ тс.

Для других значений Δ от 10 до 70 мм необходимо провести аналогичные расчеты и построить кривые $P_{CH}(\Delta)$, $P_{HH}(\Delta)$ и $R_{\Sigma}(\Delta)$. По кривой $R_{\Sigma}(\Delta)$, построенной на рис. 4, находим для $R_{\Sigma} = 70$ тс $\Delta = 60$ мм и далее $P_{CH} = 36,8$ тс и $P_{HH} = 32,2$ тс.

Пример 2. В обмотках примера 1 необходимо обеспечить прессовку $P_{HH} = 20$ тс, $P_{CH} = 50$ тс. Определить необходимую начальную разность высот.

Для обмотки НН

$$\sigma_{HH} = \frac{P_{HH}}{S_{HH}} = \frac{20 \cdot 10^3 \text{ кгс}}{396 \text{ см}^2} = 50,5 \text{ кгс/см}^2,$$

по кривой 1 рис. 2 $\epsilon_{HH} = 0,0632$; $\Delta_{HH} = \epsilon_{HH} \Delta_{CH} = 0,0632 \cdot 731,4 = 46,2$ мм.

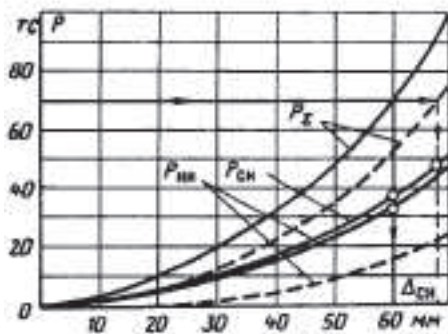


Рис. 4. Кривые запрессовки обмоток (к примерам расчета): — — обмотки НН и СН имеют одинаковую начальную высоту, $\Delta_{HH} = \Delta_{CH}$; - - - - обмотка СН до сборки выше обмотки НН на 20 мм, $\Delta_{HH} = \Delta_{CH} - 20$

Для СН

$$\sigma_{CH} = \frac{50 \cdot 10^3}{460} = 108,7 \text{ кгс/см}^2;$$

$$\epsilon_{CH} = 0,0925;$$

$$\Delta_{CH} = 0,0925 \cdot 751,1 = 69,5 \text{ мм}.$$

В итоге

$$\Delta_{CH} - \Delta_{HH} = 69,5 - 46,2 = 23,3 \text{ мм}.$$

Пример 3. Для примера 1 определить возможное перераспределение сил прессовки при технологическом отклонении высот обмотки: $h_{CH} - h_{HH} = 20$ мм.

Задаем $\Delta_{CH} = 20$; 30; 40; 50; 60 и 70 мм.

По Δ_{CH} и $\Delta_{HH} = \Delta_{CH} - 20$ мм определяем P_{HH} , P_{CH} и R_{Σ} аналогично примеру 1 для всех Δ_{CH} . Графики сил показаны на рис. 4 пунктиром. Фактически при расчете следует брать те же значения l_{CH} и l_{HH} , что и в примере 1, так как их изменение на 20 мм не влияет существенно на ход кривых $P_{CH}(\Delta)$ и $P_{HH}(\Delta)$ на рис. 4. Построение кривой $P_{HH}(\Delta)$, имеющей высоту на 20 мм меньше, сводится к переносу всех точек кривой $P_{HH}(\Delta)$ примера 1 (сплошная линия на рис. 4) вправо на величину $h_{CH} - h_{HH}$.

При $R_{\Sigma} = 70$ тс по пунктирной кривой R_{Σ} рис. 4 находим $\Delta_{CH} = 67,5$ мм; $P_{HH} = 22$ тс; $P_{CH} = 48$ тс. Если $h_{CH} = h_{HH}$, то имеем $P_{HH} = 36,8$ тс; $P_{CH} = 32,2$ тс (см. пример 1).

Сравнение примеров 1 и 3 показывает, что перераспределение сил по обмоткам определяется не различием величин l , а различием высот обмоток h , т.е. при сборке высоты обмоток необходимо контролировать и в случае необходимости добавлять электрокартонные прокладки.

Следует указать, что предлагаемый метод расчета имеет, как правило, оценочный характер, так как механические характеристики изоляции сильно зависят от технологической обработки; размеры обмоток на практике могут значительно отличаться от взятых из расчетной записки. Однако даже в этом случае расчеты могут оказаться весьма полезными для избежа-

Тип изоляции и позиция на рис. 3		l , мм	$\frac{\epsilon}{\epsilon_{\text{ЭК}}}$	$\frac{S_{\text{ЭК}}}{S}$	$l \frac{\epsilon S_{\text{ЭК}}}{\epsilon_{\text{ЭК}} S}$	\bar{l}
Верхняя опора	Ярмовая изоляция из клееного электрокартона (4)	67	0,67	$\frac{50}{70} = 0,71$	$67 \cdot 0,67 \cdot 0,71 = 31,9$	$31,9 + 44,5 + 8,0 = 84,4$
	Кольцо из клееного электрокартона (5)	80	0,67	$\sim \frac{50}{0,5(50+70)} = 0,83$	44,5	
	Прокладки из электрокартона (6)	8	1,00	1,00	8,0	
Нижняя опора	Ярмовая изоляция из клееного электрокартона (4)	32	0,67	$\frac{50}{70} = 0,71$	15,2	$15,2 + 22,2 + 8 = 45,4$
	Кольцо из клееного электрокартона (5)	40	0,67	$\sim \frac{50}{0,5(50+70)} = 0,83$	22,2	
	Прокладки из электрокартона (6)	8	1,00	1,00	8,0	

ния грубых ошибок при конструировании, сборке или ремонте трансформаторов. Нами уже накоплена практика применения этих расчетов перед проведением испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость, когда требуется обеспечить всем обмоткам необходимую по расчету осевых усилий запрессовку.

Точность расчета может быть повышена не только уточнением механических характеристик изоляции (снятых на образцах изоляции или технологических моделях), но и уточнением размеров обмоток перед сборкой трансформатора. В особо важных случаях можно рекомендовать определение характеристик обмоток $\Delta(P)$ перед сборкой во время предварительной опрессовки этих обмоток на гидравлическом прессе. Как известно, предварительная опрессовка («тренировка») обмоток стабили-

зирует их изоляцию, способствует сохранению запрессовки обмоток и в конечном счете увеличивает надежность в условиях аварийных электродинамических воздействий.

Автор выражает благодарность инж. Петрышевой Г.Е. за помощь в подготовке расчетных примеров.

Литература

1. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические свойства электрокартона. Вестник электропромышленности. 1963. № 1.
2. Лурье А.И., Мильман Л.И. Механические характеристики изоляционных материалов обмоток трансформаторов. Электротехника. 1964. № 4.
3. Турние И., Эберсол Г., Ричард М. и др. Изучение динамических процессов в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Доклад СИГРЭ № 134. 1964. В сб. «Трансформаторы». М.: Энергия. 1968.
4. Waters M. The Short-Circuit Strength of Power Transformers. London. 1966.

Электродинамическая стойкость трансформаторов I—II габаритов со слоевыми цилиндрическими обмотками*

Лурье А.И., Левицкая Е.И.

Анализ причин отключения и многолетний опыт динамических испытаний силовых трансформаторов I—II габаритов с цилиндрическими слоевыми обмотками в ВЭИ имени В.И. Ленина показывают, что трансформаторы выходят из строя в результате разрушений осевыми усилиями обмоток и деталей прессовки. Вместе с тем на трансформаторных заводах отсутствовала четкая методика расчета на прочность при действии осевых усилий, поэтому при конструировании трансформаторов и разработке технологии были возможны просчеты, выявляющиеся только при динамических испытаниях опытных образцов. Отсутствие четкой методики расчета объяснялось в известной мере затруднениями в вычислении электродинамических сил.

При заданных соотношениях размеров сечения обмоток и токах короткого замыкания усилия можно определить по методу небаланса поперечных ампер-витков или точно рассчитанным кривым радиальных составляющих индукции магнитного поля рассеяния с последующим интегрированием этих кривых. Первый способ, требующий простейших расчетов, в настоящее время признан весьма неточным. Второй способ [1, 2] является достаточно трудоемким. Его применение целесообразно лишь для расчета мощных трансформаторов, поэтому оказалось необходимым создание упрощенного метода расчета усилий на основе ряда допущений при сохранении достаточной точности. С этой целью было проведено сравнение геометрических размеров сечений обмоток большинства

выпускаемых в настоящее время трансформаторов I—II габаритов. Для упрощения расчетов на основании обобщения всех данных были выбраны два основных типа сечения обмоток (рис. 1): обмоток трехфазных трансформаторов I—II габаритов серий ТМ и ТСМ (вариант А) и алюминиевых обмоток трансформаторов серий ТМА и ТСМА (вариант В).

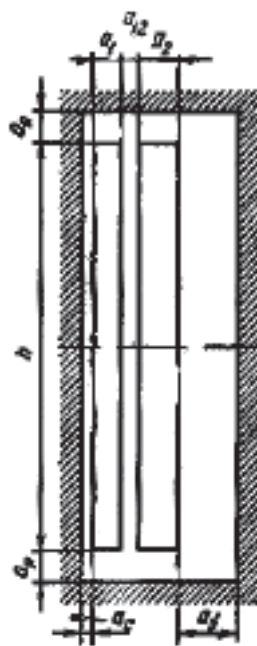


Рис. 1. Типовые сечения обмоток трансформаторов I—II габаритов. Вариант А (трансформаторы с медными обмотками): $h_{п.н} = h_{в.н} = h = 100\%$; $a_я = 8\%$; $a_с = 3\%$; $a_б = 10\%$; $a_1 = 7\%$; $a_2 = 10\%$; $a_{12} = 2 \div 5\%$. Вариант В (трансформаторы с алюминиевыми обмотками): $h_{п.н} = h_{в.н} = h = 100\%$; $a_я = 7\%$; $a_с = 2\%$; $a_б = 15\%$; $a_1 = 4,5\%$; $a_2 = 7,5\%$; $a_{12} = 1,5 \div 3\%$

* Работа проведена под руководством доктора техн. наук Э.А. Манькина.

В качестве базового размера взята высота обмотки высшего напряжения (BH) ($h = 100\%$). Остальные размеры на рис. 1 и других рисунках выражены в процентах и являются некоторыми усредненными данными.

Как известно, в трансформаторе, имеющем обмотки одинаковой высоты, осевые усилия сжимают обмотки и опасность этих усилий невелика. Опасные усилия, действующие на опоры, возникают в результате несимметрии обмоток. В трансформаторах I–II габаритов могут быть два вида несимметрии: обмотки высшего напряжения (BH) и низшего напряжения (HN) не равны по высоте (или взаимно сдвинуты); внешний слой обмотки BH имеет неполное число витков (в зоне регулировочных витков). Нами было принято, что основным геометрическим параметром, влияющим на осевые усилия, является ширина радиального канала между обмотками a_{12} (в пределах вариантов A и B для отдельных трансформаторов изменения a_{12} значительны). Считалось также, что отклонения некоторых геометрических размеров от выбранных усредненных значений не оказывают существенного влияния на осевые усилия. К числу таких размеров относятся расстояния от обмоток до ярма $a_{я}$, от обмотки BH до бака или соседнего стержня $a_{б}$, от обмотки HN до сердечника $a_{с}$. Принято, что магнитная проницаемость стальных деталей (стержень, бак, ярма) бесконечно велика, а влияние магнитных полей соседних фаз и кривизны обмоток на осевые усилия мало. Эти допущения в известной мере основаны на опыте расчетов, измерений и моделирования магнитных полей рассеяния трансформаторов.

Осевую электромагнитную силу F , действующую на обмотку прямоугольного сечения с равномерно распределенной н.с. Iw , можно, как известно, определить по поперечному (радиальному) магнитному потоку Φ , пронизывающему обмотку. При расчетах удобно пользоваться отношением этого потока к осевому магнитно-

му потоку рассеяния (базовому потоку):

$$\Phi_0 = \pi D_{\text{ср}} B_{\text{макс}} [0,5(a_1 + a_2) + a_{12}], \quad (1)$$

где $D_{\text{ср}}$ — средний диаметр обмоток; $B_{\text{макс}} = \sqrt{2} \mu_0 \cdot 0,95 Iw / h$ — магнитная индукция в канале рассеяния.

Радиальные магнитные потоки были определены с помощью математического моделирования магнитного поля трансформаторов на электропроводящей бумаге [3, 4].

В первой серии моделей варьировалась разность высот обмоток BH и HN — первый вид несимметрии (Δ_1 на рис. 2). На моделях соответственно изменялись геометрические размеры обмоток, и по данным измерений строились зависимости поперечного потока (или осевого усилия, которое ему пропорционально) от величины Δ_1 . Было выяснено, что в пределах практически возможного изменения Δ_1 осевое усилие прямо пропорционально Δ_1 . Поэтому в результате обработки всех данных моделирования определялся поперечный магнитный поток k_{01} при единичной несимметрии ($\Delta_1 = 1\%$). Полученные результаты для вариантов A и B объединены и показаны на одном графике (рис. 2).

Во второй серии моделей исследовалось влияние на осевые усилия неполного слоя витков в обмотке BH . На рис. 3 приведена зависимость поперечного потока (или осевого усилия) от высоты выключенного слоя обмотки h_1 для двух вариантов

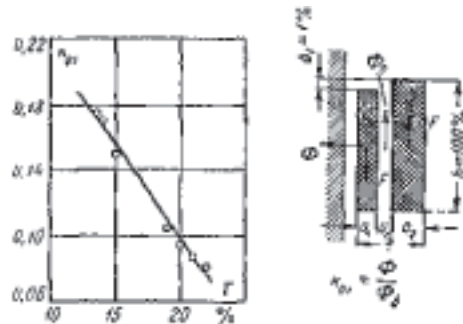


Рис. 2. Обобщенная для медных и алюминиевых трансформаторов зависимость поперечного потока (осевого усилия) при 1% несимметрии обмоток суммарного радиального размера обмоток

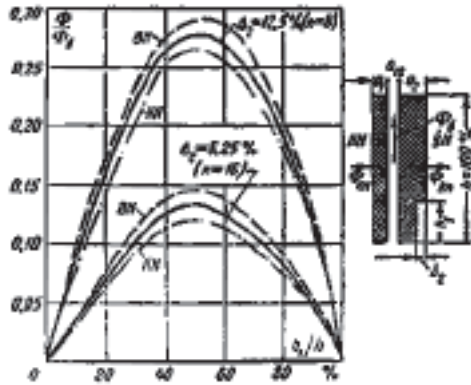


Рис. 3. Зависимость поперечного потока (осевого усилия) от высоты выключенной зоны в обмотке BH (неполный слой в зоне регулировочных витков): $a_1 = 7\%$; $a_{12} = 4\%$; $a_2 = 10\%$

моделей: $\Delta_2 = 12,5\%$ и $\Delta_2 = 6,25\%$, где $\Delta_2 = 100\%n$ (n — число слоев в обмотке BH). Моделирование показало, что осевые усилия пропорциональны ширине выключенного слоя Δ_2 (при $h_1 = \text{const}$). На рис. 4 приведены зависимости коэффициента k_{02} (поперечный поток в долях базового потока при $\Delta_2 = 1\%$) для некоторых характерных расположений неполного слоя в обмотке BH отдельно для вариантов A и B. В случае высоты неполного слоя h_1 , отличной от 25 и 50%, усилия можно определять по рис. 3.

Третья серия измерений на моделях была посвящена исследованию совместного влияния двух видов не-

симметрии. Обнаружено, что в области изменений параметров несимметрии, которые практически могут наблюдаться в трансформаторах, результирующее осевое усилие, возникающее из-за различной высоты обмоток и наличия неполного слоя в одной из них, равно алгебраической сумме осевых усилий, рассчитанных отдельно для каждого типа несимметрии.

Формула для расчета осевых усилий в обмотках трансформаторов имеет вид:

$$F = 7,65 K a_0 D_{\text{ср}} \left(\frac{I_{w_{\text{к.з}}}}{h} \right) k_{\text{уд}}^2 \cdot 10^{-7} \text{ кГ}, (2)$$

где

$$a_0 = a_{12} + 0,5(a_1 + a_2);$$

$$I_{w_{\text{к.з}}} = \frac{I_w \cdot 100\%}{e_{\text{к}}\%} - \text{н.с. обмотки при ко-}$$

ротком замыкании (действующее значение в установившемся режиме); I_w — н.с. в номинальном режиме; $e_{\text{к}}\%$ — напряжение короткого замыкания; $k_{\text{уд}}$ — ударный коэффициент, зависящий от соотношений активного и индуктивного сопротивлений короткого замыкания [5].

Величина K , входящая в выражение для осевой силы (2), определяется по следующей формуле:

$$K = K_1 \pm K_2 = k_{01} \Delta_1 \pm k_{02} \Delta_2 \quad (13)$$

(см. рис. 2–4).

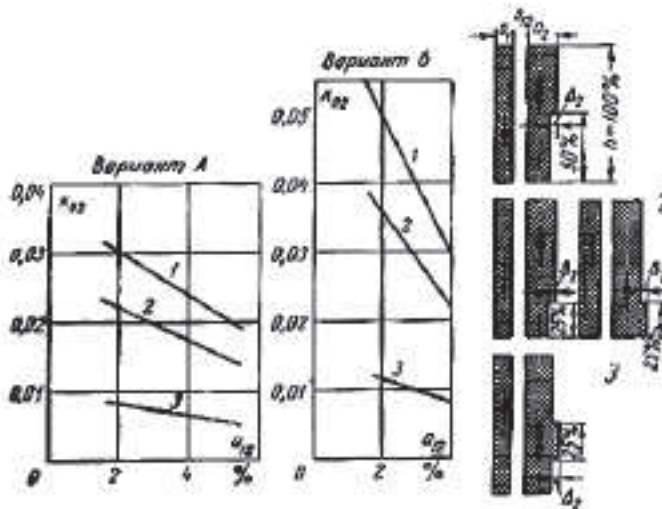


Рис. 4. Зависимость поперечного потока (осевого усилия) от ширины выключенной зоны в обмотке BH ($\Delta_2 = 1\%$)

Знак плюс или минус в выражении (4) зависит от направлений усилий, которые определяются по известному правилу: осевая сила действует в направлении дальнейшего увеличения несимметрии обмоток, вызвавшей эту силу. Если усилия из-за двух видов несимметрии совпадают по направлению, то берется знак плюс, если не совпадают — минус (направления усилий показаны стрелками на рис. 2 и 4).

Принимается, что все осевое усилие в режиме короткого замыкания, рассчитанное по формуле (2), воспринимается концевой изоляцией обмоток.

Так как при проектировании трансформаторов величины указанных двух видов несимметрии обмоток заранее не известны, то для расчета усилий необходимо задаться ими, основываясь на ряде допущений.

Первый вид несимметрии — общая несимметрия обмоток по высоте — существует в каждом трансформаторе из-за неточности сборки обмоток, несоблюдения высоты обмотки при намотке (технологическая несимметрия), схода спирали обмотки *НН*, может создавать в некоторых сечениях обмоток несимметрию свыше 3% (1–1,5 см). Технологическая несимметрия обмоток может возрасти в эксплуатации при перегрузках и коротких замыканиях за счет уплотнения витков обмотки *НН*, если витки намотаны недостаточно плотно. Поэтому расчетное значение общей несимметрии обмоток для определения максимальных удельных нагрузок на концевую изоляцию было принято равным 1,5 см.

Несимметрия второго вида — за счет неполного последнего слоя в обмотке *ВН* — также не может быть заранее точно определена, хотя она существует в каждом трансформаторе из-за наличия допусков на диаметры обмоточного провода, а в некоторых случаях из-за недостаточного контроля плотности намотки витков.

Из рис. 3 и 4 видно, что наибольшие усилия возникают при высоте неполного слоя обмотки *ВН*, равной $50\%h$. А так как в любой обмотке *ВН* имеется вероятность неполного последнего слоя высотой $50\%h$, то расчеты максимальной осевой силы целесообразно производить именно для этого случая.

В результате большого числа динамических испытаний было установлено, что наиболее слабым местом в трансформаторах I–II габаритов со слоевыми обмотками является концевая изоляция внутреннего слоя обмотки *НН* (так как обычно это двухслойная обмотка с масляным каналом). Обмотка *ВН* имеет значительно большие радиальный размер и диаметр, поэтому ее опорная поверхность намного больше, в то время, как осевые усилия, действующие на обмотки *ВН* и *НН*, можно считать равными.

Внутренний слой обмотки *НН* воспринимает половину расчетного осевого усилия всей обмотки (это показали дополнительные исследования на математической модели магнитного поля трансформатора), но имеет наименьшую площадь опоры. Поэтому при расчетах на прочность ограничивающим является допустимое удельное напряжение смятия для концевой изоляции обмотки *НН*.

В трансформаторах I–II габаритов концевая изоляция обмоток *НН* выполняется обычно из бумажно-бакелитовых цилиндров. Расчет удельных давлений на концевую изоляцию в испытанных трансформаторах показал, что допустимое напряжение смятия (σ) для отрезных бумажно-бакелитовых колец, соответствующих по качеству ГОСТ 8726-58, можно принять равным 200 кГ/см^2 . Эта цифра примерно соответствует данным испытаний образцов бумажно-бакелитовых цилиндров на одном из электротехнических заводов**, где при механических испытаниях цилиндров было определено напряжение, при котором

** Данные экспериментов были сообщены инж. П.П. Чужба.

Таблица 1

Результаты расчетов и испытаний опытных образцов трансформаторов I–II габаритов со слоевыми обмотками на электродинамическую стойкость (к определению максимально допустимого давления на концевую изоляцию)

Тип трансформатора	Замечания при ревизии трансформаторов до испытаний	Несимметрия регулировочного слоя обмотки <i>BH</i>		Максимальное напряжение смятия концевой изоляции		Количество коротких замыканий, которым подвергся трансформатор	Результаты ревизии после динамических испытаний	Примечания
		Фаза	$h_1, \%$	Фаза	$\sigma, \text{кГ/см}^2$			
560 кВА, 10/0,4 кВ	—	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	35 19,5 19,5	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	268 223 130	1 (при $0,8U_H$)	Обмотка <i>HH</i> фазы <i>A</i> сместилась вверх и замкнулась на верхнее ярмо. Разрушилась концевая изоляция. В фазе <i>B</i> обмотка <i>HH</i> сместилась вверх на 10 мм	—
320 кВА, 10/0,4 кВ	Имелся зазор 7 мм между верхними торцами обмотки и ярмовыми прокладками в фазе <i>A</i>	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	30 14 17	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	207 83 110	3 (при U_H)	Разрушена концевая изоляция обмотки <i>HH</i> фазы <i>A</i>	—
560 кВА, 10/0,4 кВ	В фазах <i>A</i> и <i>C</i> обмотки запрессованы неравномерно, имеются зазоры между торцами обмоток и прокладками	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	22,7 15 12,4	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	177,5 121 63	2 (при $0,65U_H$)	В фазах <i>A</i> и <i>B</i> обмотки <i>HH</i> сместились вверх до упоров в ярмо, разрушилась их концевая изоляция	Качество уравнильных бакелитовых колец низкое, поэтому их разрушение произошло при $\sigma < 200 \text{кГ/см}^2$
320 кВА, 6/0,4 кВ	Во всех фазах имеются зазоры между торцами обмоток <i>HH</i> и ярмовой изоляцией	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	7,8 6,0 2,2	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	148 131 102	5 (при U_H)	Обмотки <i>HH</i> по всех фазах сместились вверх на 10–12 мм за счет зазоров и неплотной намотки, но разрушений не обнаружено	Остаточные деформации произошли из-за неплотной намотки обмоток и низкого качества сборки
320 кВА, 10/0,4 кВ	—	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	10 10 10	<i>A</i> <i>B</i> <i>C</i>	50 72 41	6 (при U_H)	Разрушений нет	Конструкция модернизирована, площади опор увеличены
320 кВА, 10/0,4 кВ	—	Симметричное расположение регулировочных витков обмоток <i>BH</i>		Не превышало 30кГ/см^2		5 (при U_H)	Разрушений нет	—

Примечания: 1. Расчеты производились по максимальным значениям токов, взятых из осциллограмм испытаний. 2. Несимметрия регулировочных витков обмоток *BH* (величина $h_1\%$) и опорная площадь внутреннего слоя обмотки *HH* для расчета усилий и напряжений соответствует фактическим размерам на испытуемом трансформаторе (для каждой фазы).

они разрушаются, Оно оказалось равным 250–300 кГ/см².

В табл. 1 приведены результаты расчетов и испытаний нескольких опытных образцов трансформаторов II габарита с целью выявления действительных удельных нагрузок, возникающих при динамических испытаниях, подтверждающие правильность ограничения допустимого напряжения 200 кГ/см². Как видно из табл. 1, при динамических испытаниях трансформаторов разрушения концевой изоляции происходили и при расчетных напряжениях, меньших 200 кГ/см². Как правило, эти разрушения были обусловлены двумя причинами: низким качеством бумажно-бакелитовых колец, сминающихся уже при запрессовке обмоток, и несоответствием размеров колец чертежам из-за отсутствия строгого контроля размеров колец на заводах. Для бумажно-бакелитовых колец в соответствии с ГОСТ 8726-58 предусмотрены механические испытания на скалывание слоев. Указанные испытания косвенно характеризуют и прочность цилиндров на смятие. Между тем на трансформаторных заводах в ряде случаев этих испытаний не производят, допуская тем самым установку некачественной опорной изоляции.

В табл. 2 и 3 даны примеры расчетов трансформаторов типов ТСМА-160/10 и ТСМА-320/10. Расчетное осевое усилие учитывает влияние двух видов несимметрии обмоток в наиболее неблагоприятном случае сложения сил.

Изменение конструкции после расчетов по данной методике с последующими динамическими испытаниями дало положительные результаты. На рис. 5,а приведен эскиз запрессовки обмоток первых трансформаторов типа ТСМА-160/10, проходивших динамические испытания в ВЭИ и не выдержавших их. Со стороны ВН прокладки ярмовой изоляции из электрокартона опирались на прессующую балку. Со стороны НН, где располагаются отводы НН большого сечения, была проложена буковая планка (рис. 5,а, поз. 5). Так как про-

кладки из электрокартона на изгиб работать не могут, то за опорную поверхность прокладок принимается лишь та, которая перекрывается прессующей балкой или буковой планкой. Как видно из табл. 2, при этом $\sigma = 655 \text{ кГ/см}^2 > 200 \text{ кГ/см}^2 = [\sigma]$.

На рис. 5,б показана схема запрессовки обмоток того же трансформатора, но с конструкцией, усиленной после испытания первого образца. Все прокладки ярмовой изоляции опираются непосредственно на прессующие балки и расположены более рационально по окружности. Это дало возможность увеличить опорную площадь внутреннего слоя обмотки НН до 10,5 см² и снизить максимальное напряжение до 198 кГ/см². Два модернизированных трансформатора выдержали динамические испытания.

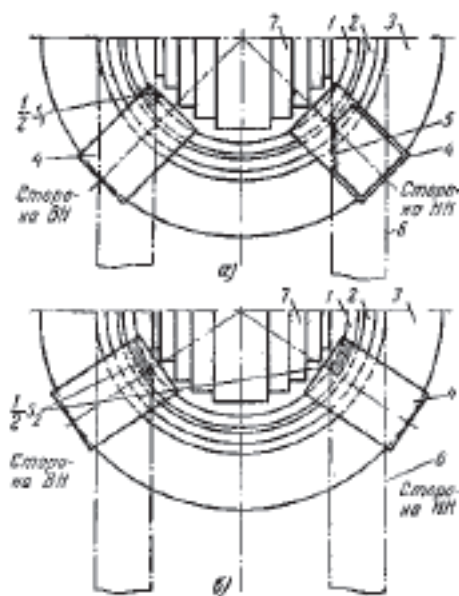


Рис. 5. Расположение прокладок ярмовой изоляции трансформатора ТСМА-160/10. Площади прессовки торцов внутреннего слоя обмотки НН заштрихованы: 1 — внутренний слой обмотки НН; 2 — наружный слой обмотки НН; 3 — обмотка ВН; 4 — прокладка из электрокартона; 5 — буковая прокладка; 6 — контуры прессующей балки; 7 — магнитопровод; а — площадь прессовки внутреннего слоя обмотки НН, $S_1 = 3,2 \text{ см}^2$ (первоначальный вариант); б — $S_2 = 10,5 \text{ см}^2$ (модернизированный вариант)

Таблица 2

Основные данные трансформатора ТСМА-160/10 и результаты расчета осевых усилий и удельных нагрузок на концевую изоляцию обмотки НН

(обозначения см. на рис. 1–4); $h = 45,6$ см (100%); $D_{cp} = 20,6$ см; $a_1 = 2,3$ см; $a_2 = 3,95$ см; $a_{12} = 1$ см (2,14%); $a_0 = 4,1$ см; $\tau = 7,25$ см (15,5%); $n = 10$ (число слоев обмотки ВН); $\Delta_2 = \frac{1}{n} \cdot 100\% = 10\%$; $I_{н.н} = 232$ а (номинальный ток); $w_{н.н} = 50$ витков; $e_k = 4,5\%$; $k_{уд} = 1,5$

Осевые усилия	Δ_1 , см	Δ_1 , %	K_1	k_{02}	K_2	K	F , кГ	σ_1 , кГ/см ²	σ_2 , кГ/см ²	Примечания
F_1	1,5	3,22	0,477	0	0	0,477	2101	329	105	Рис. 4, вариант В, график 1
F_2	0	0	0	0,0475	0,475	0,475	2100	327	105	
$F_{\text{макс}} = F_1 + F_2$	1,5	3,22	0,477	0,475	0,475	0,452	4180	655	198	

σ_1 соответствует S_1 (рис. 5,а) — до изменения конструкции; σ_2 соответствует S_2 (рис. 5,б) — после изменения конструкции.

При расчетах был выявлен весьма важный факт: начиная с мощности 180 кВА и выше, в трансформаторах со слоевыми обмотками составляющая осевого усилия, возникающая за счет неполного слоя обмотки ВН, является значительной частью общего осевого усилия.

На рис. 6,а дана схема запрессовки обмоток для первых образцов трансформаторов типа ТСМА-320/10, где ярмовые балки выполнены из стали углового сечения и имеют приваренные прессующие косынки. При такой конструкции внутренний слой обмотки НН фактически не имел опоры и удельные нагрузки могли быть недопустимо большими.

На рис. 6,б представлен модернизированный после испытаний вариант конструкции запрессовки обмоток ТСМА-320/10, где опорная поверхность обмотки НН увеличена до максимально возможных размеров за счет изменения конструкции ярмовой балки (уголок повернут на 90° и прессует обмотку всей полкой), а также более рационального расположения прокладок ярмовой изоляции по окружности. Однако, как показали испытания (а в дальнейшем и расчеты), опорная поверхность оказалась недостаточной для обеспечения допустимого удельного давления. Два

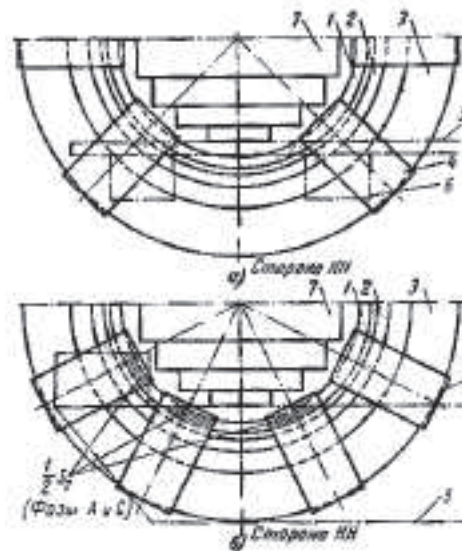


Рис. 6. Расположение прокладок ярмовой изоляции трансформатора ТСМА-320/110. Площади опрессовки торцов внутреннего слоя обмотки НН заштрихованы: 1 — внутренний слой обмотки НН; 2 — наружный слой обмотки НН; 3 — обмотка ВН; 4 — прокладка из электрокартона; 5 — контуры прессующей балки; 6 — контуры прессующей косынки; 7 — магнитопровод; а — внутренний слой обмотки НН не имеет площади опоры; б — площадь прессовки внутреннего слоя обмотки НН $S_2 = 13,7$ см² для фаз А и С и 9,9 см² для фазы В (модernизированный вариант)

Основные данные трансформатора ТСМА-320/10 и результаты расчета осевых усилий и удельных нагрузок на концевую изоляцию обмотки НН

(обозначения см. на рис. 1–4); $h = 54,5$ см (100%); $D_{\text{ср}} = 24,05$ см; $a_1 = 2,5$ см; $a_2 = 4,55$ см; $a_{12} = 1,05$ см (1,925%); $a_0 = 4,575$ см; $\tau = 8,1$ см (14,9%); $n = 8$ (число слоев обмотки ВН); $\Delta_2 = \frac{1}{n} \cdot 100\% = 12,5\%$; $I_{\text{н.н}} = 462$ а (номинальный ток); $w_{\text{н.н}} = 33$ витка; $e_{\text{к}} = 4,22\%$; $k_{\text{уд}} = 1,5$

Осевые усилия	Δ_1 , см	Δ_1 , %	K_1	k_{02}	K_2	K	F , кГ	σ_2 , кГ/см ²	Примечания
F_1	1,5	2,75	0,43	0	0	0,43	3640	183	Рис. 4, вариант В, график I
F_2	0	0	0	0,05	0,625	0,625	5528	267	
$F_{\text{макс}} = F_1 + F_2$	1,5	2,75	0,43	0,05	0,625	1,055	8930	452	

σ_2 соответствует S_2 (рис. 6,б).

опытных трансформатора модернизированной конструкции также не выдержали испытаний. Характерно, что не получили повреждений обмотки тех фаз, где фактически отсутствовали усилия, создаваемые неполным слоем обмотки ВН.

Результаты расчетов и испытаний показывают, что единственным путем обеспечения надежности трансформаторов со слоевыми обмотками мощностью 320 кВА и выше при ко-

ротких замыканиях является снижение осевых усилий. Наиболее рациональный способ снизить усилия — сделать обмотки ВН магнитно симметричными относительно середины их высоты при любом положении регулировочных ответвлений. Некоторые схемы таких обмоток показаны на рис. 7.

В ВЭИ проведены динамические испытания двух опытных трансформаторов: ТСМА-320/10 и ТМ-400/10-А,

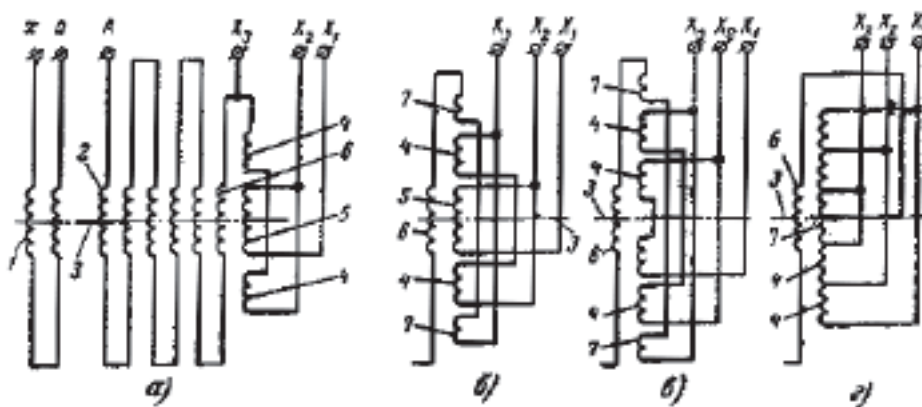


Рис. 7. Схемы магнитосимметричных обмоток ВН: 1 — обмотка НН; 2 — обмотка ВН; 3 — ось симметрии обмоток; 4 — регулировочная секция обмотки ВН, подразделенная на две симметричные относительно оси части; 5 — регулировочная секция ВН; 6 — последний полный слой обмотки ВН; 7 — последний слой обмотки ВН (неполный, подразделенный на две симметричные части); а, б, в — секции соединены последовательно; в — секции выполнены из провода меньшего сечения левой и правой намоток и соединены параллельно (такая схема выгодна при намотке обмотки ВН двумя параллельными проводами)

имевших магнитно симметричное расположение обмоток *ВН*. Трансформаторы выдержали пятикратные испытания на электродинамическую стойкость по ГОСТ 3484-65, п. 35 и дополнительно еще 10 коротких замыканий. В процессе динамических испытаний они имели низкие уровни шума и вибрации, записанные аппаратурой индикации повреждений [6].

Результаты испытаний трансформаторов с магнитно симметричными слоевыми обмотками дают основание предполагать, что при такой конструкции можно значительно увеличить предельную мощность трансформаторов, которые еще можно строить со слоевыми обмотками (как наиболее дешевыми и выгодными с точки зрения заполнения окна трансформатора). Переход на новый тип слоевых магнитно симметричных обмоток *ВН* связан с некоторым усложнением их намотки и увеличением числа паяных соединений, однако это компенсируется повышением динамической устойчивости трансформаторов, а, следовательно, и увеличением их надежности в эксплуатации.

Таким образом, предлагаемая методика поверочного расчета на стойкость трансформаторов со слоевыми обмотками состоит в следующем:

а) определяются осевые, усилия, действующие на обмотки в целом и на внутренний слой обмотки *НН*; при расчете задаются определенные значения двух видов несимметрии обмоток;

б) вычисляется опорная площадь внутреннего слоя обмотки *НН*;

в) находится максимальное давление на концевую изоляцию, которое не должно превышать 200 кГ/см^2 для отрезных бакелитовых колец, соответствующих ГОСТ 8726-58.

Если расчетное напряжение больше 200 кГ/см^2 , то следует увеличить площадь опорной изоляции или уменьшить общее расчетное усилие путем применения специальной схемы намотки обмоток, обеспечивающей их магнитную симметрию на всех ступенях регулирования напряжения.

Выводы. 1. В трансформаторах со слоевыми обмотками, особенно мощностью больше 250 кВА, возникающие значительные усилия за счет неполного (несимметричного) последнего слоя обмоток *ВН*. Для уменьшения осевых усилий целесообразно применять схемы намотки обмоток *ВН*, обеспечивающие симметричное (относительно середины обмоток) расположение регулировочных витков.

2. Необходимо производить проверку бумажно-бакелитовых цилиндров, образующих концевую изоляцию, на соответствие ГОСТ 8726-58.

Литература

1. Петров Г.Н., Наяшков И.С. Электродинамические силы в трансформаторах. — Электричество. 1955. № 8.
2. Наяшков И.С., Карасев В.В. Расчет полей рассеяния трансформаторов. — Вестник электропромышленности. 1963. № 4.
3. Лурье А.И. Моделирование магнитных полей рассеяния трансформаторов. — Электротехника. 1965. № 8.
4. Лурье А.И. Математическое моделирование магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге. — Электричество. 1965. № 10.
5. Петров Г.Н. Электрические машины. Госэнергоиздат. Ч. 1. 1956.
6. Лурье А.И., Левицкая Е.И. Индикация повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую прочность. — Электротехника. 1964. № 5.

Исследования стойкости при коротком замыкании распределительных трансформаторов с прямоугольными обмотками

Кадавид Р.Э., Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н.

В настоящее время известно большое разнообразие типов конструкций распределительных трансформаторов. Магнитная система может быть плоской, пространственной (в том числе тороидальной), по виду сборки шихтованной, стыковой, навитой (из ленточной или рулонной стали). По типу намотки обмотки могут быть слоевыми, катушечными (дисковыми, непрерывными), винтовыми и пр., по расположению на стержне — концентрическими, чередующимися, по форме — круглыми, прямоугольными. Обмотки могут быть выполнены из круглого или прямоугольного провода с лаковой или бумажной изоляцией, ленты, фольги; проводниковый материал обмоток — медь, алюминий.

Одним из возможных вариантов является трансформатор с магнитопроводом прямоугольной формы из электротехнической стальной ленты неизменной ширины с шихтованным ярмом, обмотками прямоугольной формы из провода или фольги (рис. 1). Такие трансформаторы получили широкое распространение в ряде стран, их выпускают как крупные фирмы (ABB, Siemens и др.), так и небольшие. В частности, в Колумбии более 16 заводов выпускают различные силовые распределительные трансформаторы, причем самыми распространенными являются однофазный трансформатор мощностью 25 кВ·А и трехфазный мощностью 75 кВ·А с первичным напряжением 13,2 или $13,2/\sqrt{3}$ кВ, вторичным — 220 В и регулированием напряжения четырьмя ступенями переключения ответвлений в обмотке ВН (+1, -3)·2,5% для 25 кВ·А, $\pm 2 \cdot 2,5\%$ для 75 кВ·А. Трансформаторы этих типов

были испытаны на стойкость при коротком замыкании КЗ на первом в Колумбии стенде динамических испытаний. В лаборатории ТВН Университета дель Валье г. Кали в 1994 г. было испытано на динамическую стойкость 27 трансформаторов мощностью 25 кВ·А и 75 кВ·А, изготовленных на различных заводах Колумбии: ABB, ANDINA, BIS, CDM, FBM, HOKAYA, INTEGRI, MAGNETRON, MVA, TESLA, TIF, SIERRA [1, 2]. Таким образом, выбор трансформаторов мощностью 25 и 75 кВ·А в качестве объекта исследований в данной работе не случаен. Исследования проведены в едином комплексе — от расчетов до испытаний, разработки рекомендаций по усилению конструкции и их внедрению.

Трехфазный трансформатор 75 кВ·А фактически состоит из трех однофазных трансформаторов 25 кВ·А (рис. 1). Поэтому более подробные исследования вначале проведены для однофазного трансформатора 25 кВ·А.

Трансформатор 25 кВ·А — однофазный двухобмоточный с витым двухсекционным магнитопроводом, обмотки прямоугольные (рис. 2).

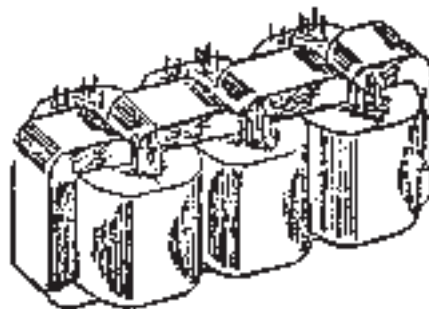


Рис. 1. Трехфазный трансформатор мощностью 75 кВ·А

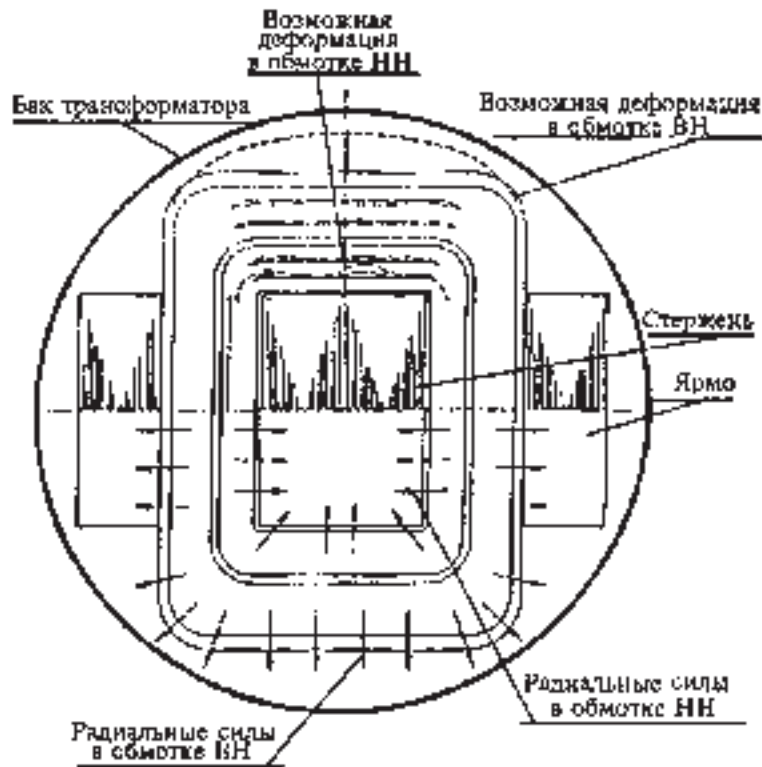


Рис. 2. Однофазный трансформатор мощностью 25 кВ·А (поперечное сечение, радиальные электродинамические силы)

Обмотка НН 220 В выполнена из 34 слоев медной фольги (34 витка) размером $120 \times 0,35$ мм, между слоями фольги — специальная бумажная изоляция с нанесенной клеевой сеткой; высота обмотки 120 мм.

Обмотка ВН 13,2 кВ изготовлена из круглого медного эмалированного провода диаметром 1,0/1,1 мм, общее число витков 1918 (16 слоев); межслоевая изоляция — бумага с клеевой сеткой; регулировочные ответвления расположены на середине высоты обмотки ВН, они выполнены по одному из двух вариантов, рассмотренных ниже.

Напряжение короткого замыкания трансформатора 3,06%.

В первом варианте (в дальнейшем вариант 25-1) регулировочные витки выполнены в виде четырех секций («галет») по 47 витков в каждой (по одной секции на ступень регулирования), занимающих весь ее радиаль-

ный размер (рис. 3,а); во втором варианте (вариант 25-2, рис. 3,б) — в виде двух слоев (четыре полуслоя по 47 витков — по одному полуслою по высоте на ступень регулирования), расположенных в середине радиального размера обмотки ВН.

Для снижения расхода электро-технической стали осевые охлаждающие каналы (2 канала шириной по 3 мм) в каждой из обмоток расположены только вне окна магнитопровода (рис. 2), поэтому радиальные размеры обмоток в окне меньше, чем вне окна.

Испытания проводились в соответствии с требованием стандарта Колумбии NTC 532-1985, который соответствует стандарту США ANSI C.57.12.90-1987. Трансформаторы испытывались в режимах MIN, MAX, NOM, а также при наиболее неблагоприятной несимметрии расположе-

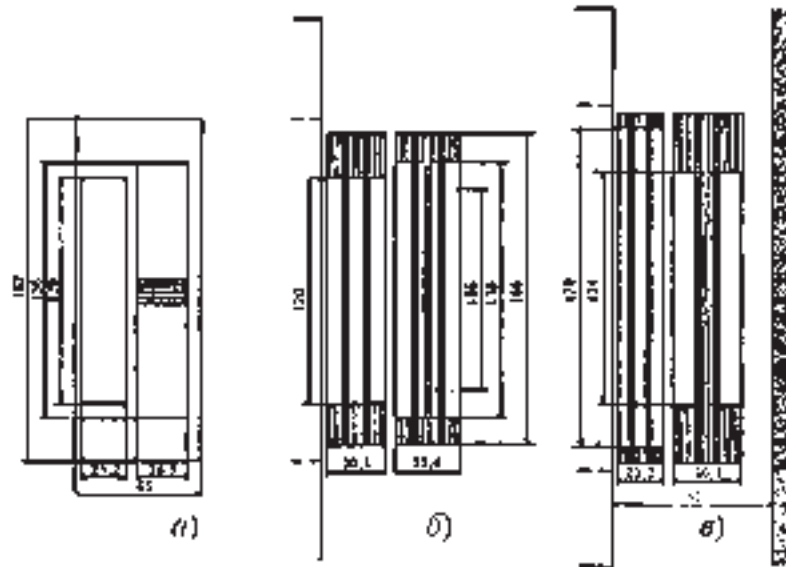


Рис. 3. Продольное сечение обмоток трансформатора: *a* — трансформатор мощностью 25 кВ·А, вариант 25-1, область «в окне»; *b* — то же, вариант 25-2, область «вне окна»; *в* — трансформатор мощностью 75 кВ·А, область «вне окна»

ния регулировочных секций обмотки ВН.

Ряд трансформаторов выдержал испытания, в других были зафиксированы следующие деформации и повреждения:

- осевой сдвиг обмотки ВН (вне окна) на 5–10 мм;

- осевой сдвиг обмотки НН на 5–10 мм;

- выпадение реек из канала НН–ВН;

- радиальные волнообразные деформации обмотки НН в области вне окна магнитопровода;

- «выдавливание» склеивающего материала из межслоевой изоляции обмотки НН;

- деформации стяжки магнитопровода;

- увеличение потерь и тока холостого хода;

- увеличение реактанса рассеяния.

Сдвиг обмоток НН и ВН в осевом направлении в ряде случаев привел к сильным разрушениям концевой изоляции обмоток, замыканиям обмотки на магнитопровод (на его острый угол), витковым замыканиям. Анализ

поврежденных осевыми силами трансформаторов показал, что разрушения обмоток возникают не только из-за действия в них больших осевых сил, но и из-за того, что эти силы не имеют противодействия со стороны опоры (нет опорных прокладок или мала их площадь). При отсутствии опор даже малые осевые силы могут сместить обмотки в осевом направлении, что приведет к дополнительной несимметрии и увеличению осевых сил. Следует отметить, что осевыми силами вызвано большинство повреждений при испытаниях.

Все деформации и повреждения кроме первых двух видов вызваны действием радиальных сил. По своим последствиям (применительно к возможности дальнейшей эксплуатации) радиальные силы в рассматриваемых распределительных трансформаторах существенно менее опасны, чем осевые силы.

Основные расчетные исследования проводились с помощью методики и системы программ РЭСТ-ВЭИ, которая предназначена для расчета магнитного поля, потерь и электродинамической стойкости обмоток

трансформаторов и реакторов при воздействиях токов КЗ и токов включения в широком диапазоне мощностей (от единиц киловольт-ампер до сотен мегавольт-ампер) и различных конструкций. В основе алгоритма расчета электродинамической стойкости обмоток лежат многолетние теоретические и экспериментальные исследования, проведенные в ВЭИ и внедренные на всех трансформаторных заводах России и стран СНГ [3–5].

При расчете трансформаторов (всех типов и всех диапазонов мощности) на стойкость при КЗ решаются две основные задачи. Первая задача — расчет магнитного поля рассеяния и электромагнитных сил, действующих на отдельные витки, катушки, части обмотки; поскольку основная часть магнитного потока происходит вне участков с нелинейной характеристикой стали, то магнитное поле может быть рассчитано традиционными методами линейной магнитостатики. Вторая задача — расчет прочности и устойчивости конструкции трансформатора (обмотки, опорные узлы) под действием электромагнитных сил, определение механических напряжений, деформаций с учетом нелинейности механической характеристики изоляционных материалов, динамического (во времени) характера электромагнитных сил. Такая задача решается с привлечением методов сопротивления материалов, строительной механики, теории упругости. В проблеме электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ вторая задача, как правило, существенно сложнее первой.

При решении второй задачи, в случае, когда динамические испытания уже проведены и выявлены места повреждений (или из анализа результатов испытаний определились «опасные» места), именно эти места и узлы трансформаторов следует считать в первую очередь. В этом случае подробный анализ результатов испытаний должен указать на направление расчетных исследований стойкости трансформаторов при КЗ. Следует отметить, что система программ

расчета РЭСТ-ВЭИ, которая использована в данной работе, позволяет решить обе задачи.

Методика РЭСТ распространяется на концентрические обмотки из круглого или прямоугольного медного или алюминиевого провода. Методика может быть использована для расчета электродинамической стойкости обмоток из фольги при допущении о равномерном распределении тока по ширине фольги. Как показали проведенные расчеты, такое допущение для мощных трансформаторов приводит к некоторым расчетным запасам. Однако для фольговых обмоток трансформаторов мощностью 25 и 75 кВ·А, имеющих небольшие геометрические размеры, эти усложнения нерациональны, так как можно ожидать, что при этом поправки к расчету будут малы. По системе программ РЭСТ можно провести и существенно более сложный точный расчет электродинамической стойкости фольговых обмоток трансформаторов с помощью специальной более сложной методики предварительного расчета неравномерного распределения тока по высоте обмотки, не входящей пока в систему РЭСТ.

Отдельно следует пояснить возможность применения системы РЭСТ для расчета трансформаторов с некруглыми (прямоугольными) обмотками.

Для трансформаторов с прямоугольными обмотками можно выделить две характерные области магнитного поля. В первой — в области окна магнитопровода — обмотки можно рассматривать фактически как параллельно расположенные бесконечно длинные шины прямоугольного сечения. Во второй — в области вне окна — обмотки напоминают концентрически расположенные обмотки трансформатора с круглым в сечении стержнем магнитопровода. Соотношение размеров (радиальные размеры обмоток малы по сравнению с высотой) позволяет вместо расчета объемного или цилиндрического (двумерного) расчета поля применить метод расчета плоскопараллельного поля. Расчет в этом случае следует

проделать для каждой из двух рассмотренных областей («в окне» и «вне окна»); результаты расчета сил должны быть некоторым образом усреднены.

Для этого расчет осевой силы, учитывающий прямоугольную форму обмотки, выполняется по формуле:

$$P = P_I \frac{L_I}{\pi D_I} + P_{II} \frac{L_{II}}{\pi D_{II}}, \quad (1)$$

где P_I и P_{II} — осевые силы, рассчитанные по программе РЭСТ для случаев в «окне» и «вне окна», соответственно; L_I и L_{II} — длина среднего витка обмотки, соответственно, «в окне» и «вне окна»; D_I и D_{II} — условные расчетные диаметры обмоток, заданные в исходных данных при расчетах «в окне» и «вне окна», соответственно.

Анализ табл. 1, в которой приведены основные результаты расчета осевых сил в обмотках для областей «в окне» и «вне окна», соответственно, показывает, что осевые силы «вне окна» существенно больше, чем «в окне» (в 1,5–2 раза), это вызвано отсутствием ярм в области «вне окна» и большим, чем в окне, размером обмоток (по большой оси). Все дальнейшие расчетные исследования динамической стойкости проводились условно для случая «вне окна», поскольку в этом случае, во-первых, возникают, как правило, большие осевые силы, во-вторых, в области «вне окна» обмотки практически не имеют опор в осевом направлении, что существенно снижает их динамическую стойкость (результаты динамических испытаний подтвердили это).

Таблица 1

Расчетные осевые силы трансформатора мощностью 25 кВ·А

Трансформатор	Расчетная область	Концентр	Режим	$P_{\text{пресс}},$ кН	$\sigma_{\text{пресс}},$ МПа	$P_{\text{max}},$ кН	$P_{\text{верх}},$ кН	$P_{\text{низ}},$ кН
25-1	«В окне»	НН	1MAX	0,0	0,00	10,7	0,0	0,1
			2NOM	0,1	0,01	11,1	0,3	0,0
			3MIN	0,0	0,00	13,3	0,0	0,1
		ВН	1MAX	0,9	0,06	4,2	0,2	0,0
			2NOM	0,9	0,06	4,5	0,0	0,3
			3MIN	1,8	0,11	7,5	3,8	3,7
	«Вне окна»	НН	1MAX	0,0	0,00	19,9	0,0	0,1
			2NOM	0,0	0,00	20,5	0,2	0,0
			3MIN	0,0	0,00	22,5	0,0	0,1
		ВН	1MAX	0,7	0,03	4,0	0,7	0,6
			2NOM	0,6	0,03	4,5	0,8	1,0
			3MIN	2,3	0,10	9,2	5,7	5,6
25-2	«Вне окна»	НН	1MAX	0,0	0,00	20,1	0,2	0,1
			2NOM	0,2	0,01	20,5	1,0	0,0
			3MIN	0,0	0,00	20,6	0,2	0,1
		ВН	1MAX	0,7	0,03	3,5	0,1	0,0
			2NOM	0,9	0,04	4,9	0,0	1,3
			3MIN	0,6	0,02	3,3	0,1	0,0

Результаты расчета осевых сил в обмотках для варианта 25-1. Как указано выше, трансформатор 25-1 имеет конструктивную особенность — расположение регулировочных зон («галет») в середине высоты обмотки ВН и несимметричное их отключение: в режиме МАХ (+2,5%) все «галеты» включены, в режиме НОМ отключена одна (верхняя) «галета», в режиме МІН (–7,5%) отключены все четыре «галеты» (рис. 3,а).

В табл. 2 и 3 для обмотки НН показан пример результатов расчета магнитного поля, осевых и радиальных сил по системе РЭСТ. Для каждой координаты Y в осевом направле-

нии выводятся магнитная индукция (осевая B_Y , радиальная B_X составляющие и средняя), распределение осевых сил в обмотке $P(Y)$, давлений в обмотке и радиальных напряжений. В табл. 2 и 3 имеется ряд условностей (например, номер катушки N — это номер расчетной точки) и некоторые данные, необходимые при расчете мощных трансформаторов с цилиндрическими обмотками, в том числе возникающее и допускаемое осевое давление и коэффициент запаса на полегание, среднее радиальное напряжение, критическое напряжение радиальной устойчивости для наружного центра для случаев «без опо-

Таблица 2

Результаты расчета рассеяния трансформатора 25-1 (обмотка НН, область «вне окна» с рейками, режим МАХ)

№ катушки	Y , мм	B_{Y-1} , мТл	B_{Y-2} , мТл	B_{Y-3} , мТл	B_{X-1} , мТл	B_{X-2} , мТл	B_{X-3} , мТл	$B_{X-ср}$, мТл
1	148,0	–50,6	582,6	1275,6	822,5	778,8	389,1	721,2
2	142,0	–62,6	658,1	1461,7	695,5	620,0	333,5	584,8
3	136,0	–57,6	722,5	1585,0	573,5	497,5	284,9	474,7
4	130,0	–50,6	774,9	1672,7	465,2	399,5	240,7	384,0
5	124,0	–44,1	816,0	1736,8	370,9	318,1	199,6	307,1
6	118,0	–38,7	847,3	1783,8	288,5	248,0	160,7	240,2
7	112,0	–34,7	870,5	1817,8	215,5	185,9	123,5	180,4
8	106,0	–31,8	886,8	1841,5	149,4	129,4	87,5	125,7
9	100,0	–29,9	897,1	1856,4	88,0	76,5	52,4	74,4
10	94,0	–29,0	902,1	1863,7	29,4	25,6	17,8	25,0
11	88,0	–29,0	902,1	1863,6	–28,3	–24,5	–16,6	–23,8
12	82,0	–29,9	897,1	1856,4	–87,0	–75,4	–51,2	–73,3
13	76,0	–31,8	886,8	1841,4	–148,3	–128,3	–86,3	–124,6
14	70,0	–34,7	870,5	1817,8	–214,4	–184,8	–122,3	–179,3
15	64,0	–38,8	847,3	1783,7	–287,5	–246,9	–159,5	–239,1
16	58,0	–44,1	815,8	1736,7	–369,9	–317,0	–198,4	–306,1
17	52,0	–50,6	774,7	1672,5	–464,3	–398,5	–239,5	–383,0
18	46,0	–57,7	722,3	1584,6	–572,6	–496,5	–283,6	–473,7
19	40,0	–62,6	657,8	1461,2	–694,7	–619,1	–332,2	–583,9
20	34,0	–50,6	582,1	1274,8	–821,8	–778,1	–387,9	–720,4
Средние		–43,0	795,0	1689,4	0,5	0,5	0,6	

Таблица 3

Результаты расчета осевых и радиальных усилий

№ катушки	$P(Y)$, кН	Давление, МПа		Коэффициент заполнения	Напряжение, МПа			Коэффициент заполнения
		осевого сжатия	осевого допуска		Радиальное среднее	Критическое		
						без опор	с опорой	
Верх	0,0	0,0	12,9					
1	2,3	0,2	12,9	77,3	-18,3	4,3	5,6	0,3
2	6,5	0,4	12,9	28,6	-21,0	5,4	7,0	0,3
3	9,9	0,7	12,9	18,9	-22,8	6,1	8,0	0,4
4	12,6	0,9	12,9	14,9	-24,0	6,7	8,7	0,4
5	14,9	1,0	12,9	12,7	-25,0	7,0	9,2	0,4
6	16,6	1,1	12,9	11,3	-25,7	7,3	9,5	0,4
7	18,0	1,2	12,9	10,5	-26,2	7,5	9,8	0,4
8	18,9	1,3	12,9	10,0	-26,5	7,7	10,0	0,4
9	19,6	1,3	12,9	9,6	-26,8	7,8	10,1	0,4
10	19,9	1,3	12,9	9,5	-26,9	7,8	10,2	0,4
11	19,9	1,3	12,9	9,6	-26,9	7,8	10,2	0,4
12	19,6	1,3	12,9	9,6	-26,8	7,8	10,1	0,4
13	19,0	1,3	12,9	9,9	-26,5	7,7	10,0	0,4
14	18,0	1,2	12,9	10,5	-26,2	7,5	9,8	0,4
15	16,7	1,1	12,9	11,3	-25,7	7,3	9,5	0,4
16	14,9	1,0	12,9	12,6	-25,0	7,1	9,2	0,4
17	12,7	0,9	12,9	14,8	-24,0	6,7	8,7	0,4
18	9,9	0,7	12,9	18,8	-22,8	6,1	8,0	0,4
19	6,6	0,4	12,9	28,4	-21,0	5,4	7,0	0,3
20	2,4	0,2	12,9	75,4	-18,3	4,3	5,6	0,3
Низ	0,1	0,0	3,2					
Сила прессовки 0,02 кН					Давление 00 МПа			

ры» и «с опорой» и коэффициент запаса по устойчивости. Отметим, что для обмотки НН из фольги осевое допустимое давление и критическое напряжение радиальной устойчивости рассчитаны условно, так как заданы условные размеры катушек и проводников (как уже указывалось, необходимости расчета радиальной устойчивости такой обмотки НН по методике РЭСТ пока нет). В табл. 3 указаны основные результаты расчета осе-

вых сил: необходимые сила и давление прессовки, максимальная сила и давление, силы, действующие на верхнюю и нижнюю опоры. Из табл. 2 и 3 и рис. 4 следует, например, что обмотка НН сжимается осевыми силами: максимальная сила 19,9 кН возникает в середине высоты обмотки, а силы на опорах равны нулю. Проведены расчеты для обмоток НН и ВН во всех расчетных режимах. По данным таблиц, аналогичным табл. 2 и 3 по-

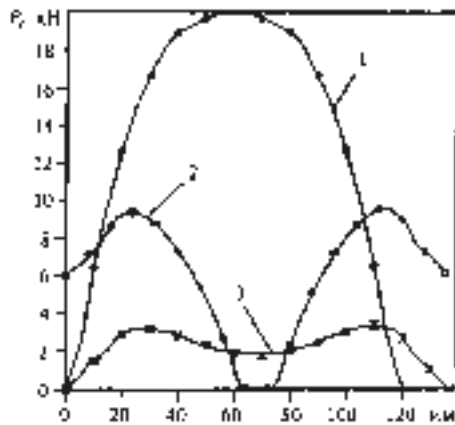


Рис. 4. Расчетные осевые силы в обмотках ВН и НН трансформатора 25-1 (по табл. 2 и 3): 1 — обмотка НН в режиме МАХ; 2, 3 — обмотка ВН в режимах MIN и МАХ

строены кривые распределения осевых сил. В обмотке ВН получена несколько иная, чем для обмоток НН, картина — в режиме МАХ имеется тенденция к осевому растяжению: максимальная осевая сила сжатия возникает не в середине высоты, а примерно на 1/5 высоты, в середине же имеется некоторый «провал», хотя силы на опорах равны нулю. Следует отметить, что «силы на опорах» в монолитных обмотках — это условная величина. На самом деле эти силы эквиваленты силам, разрывающим обмотку ВН в середине.

В режимах NOM и MIN с отключением витков осевые силы существенно больше, чем в режиме МАХ без отключения витков (рис. 4). Например, в обмотке ВН максимальная сила в режиме МАХ равна 4 кН (около 400 кГ), в режиме MIN 9,2 кН (около 900 кГ); сила, растягивающая обмотку ВН, близка к нулю в режиме МАХ и превышает 5 кН в режиме MIN (все цифры приведены для области «вне окна»). Это вызвано неудачным соотношением высот обмоток и неоптимальным расположением регулировочных витков в середине высоты ВН, что может привести (и приводило) к повреждению трансформатора.

По уровню динамической стойкости вариант конструкции трансформатора 25-1 не является оптимальным

из-за очень больших для данной мощности осевых сил. Так, среди поврежденных трансформаторов мощностью 25 кВ·А почти все (5 из 7) — типа 25-1, в которых расчетные осевые силы больше из-за большой осевой несимметрии обмоток, а не типа 25-2, в которых расчетные осевые силы ниже, как это показано в следующем разделе.

Расчет осевых сил в обмотках для варианта 25-2. Как было указано, в отличие от трансформатора 25-1 трансформатор 25-2 имеет другую, более рациональную по динамической стойкости, схему расположения витков (рис. 3,б): регулировочными витками являются средние 94 витка в 8 и 9 слоях обмотки ВН, а сверху и снизу в этих слоях расположено по 13 витков основной части обмотки ВН (по расчетной записке в каждом слое ВН по 120 витков). Такое расположение регулировочных витков должно привести к снижению осевых сил, несмотря на сохранение несимметрии по высоте обмотки в режимах NOM и -5%, хотя и в меньшей степени, чем в варианте 25-1.

Сравнение основных результатов расчета осевых сил для вариантов 25-1 и 25-2 в области «вне окна» (табл. 1) показывает, что вариант конструкции трансформатора 25-2 является более предпочтительным, поскольку имеет вдвое меньшие осевые силы из-за отсутствия полностью выключаемых регулировочных зон в середине высоты обмотки ВН. Так, наихудшим режимом для варианта 25-2 является режим NOM, а не MIN, как в варианте 25-1. Максимальные осевые силы в обмотке ВН в варианте 25-2 (4,9 кН) почти вдвое меньше, чем в варианте 25-1 (9,2 кН), практически отсутствуют силы, действующие на опорные конструкции (в варианте 25-1 эта сила достигает 5,7 кН в режиме MIN). Как уже указывалось, сохранилась некоторая несимметрия в режиме NOM ($P_{\text{низ}} = 1,3$ кН), когда несимметрично отключаются регулировочные витки одной ступени. При испытаниях осевых деформаций в трансформаторах 25-2 не зафиксировано.

Расчеты осевых сил для варианта 25-1 при разных значениях высот обмоток. Можно предположить, что осевые силы в обмотках варианта 25-1 достаточно велики из-за неудачного соотношения высот обмоток (обмотка ВН выше, чем обмотка НН) и, что наиболее важно, неудачного расположения регулировочных витков в середине высоты обмотки ВН.

В табл. 4 приведены результаты расчета осевых сил для пяти значений высоты обмотки ВН: 156, 146, 136 (исходная высота), 126 и 116 мм в наиболее тяжелом режиме MIN для области «вне окна» (программа РЭСТ-ВЭИ позволяет автоматически выполнять такого типа «оптимизационные» расчеты). Взаимное расположение обмоток НН и ВН считалось при этом симметричным. Из табл. 4 видно, что при увеличении высоты обмотки ВН осевые силы возрастают, а при ее уменьшении — снижаются. Так, при уменьшении высоты ВН на 20 мм (по сравнению с исходной высотой 136 мм) силы растяжения обмотки ВН уменьшаются практически до нуля. Уменьшаются (с 23 до 18 кН) и максимальные силы в обмотке НН. Аналогичные расчеты для режима MAX показывают, что уменьшение на 20 мм вы-

соты обмотки ВН не приводит к увеличению сил и в этом режиме.

Следует отметить, что уменьшение осевых сил может быть достигнуто как за счет уменьшения высоты ВН, так и соответствующего увеличения высоты НН.

Исследования осевых сил при осевом сдвиге обмоток. Опыт исследований и испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ показывает, что увеличение осевых сил возможно из-за начальной несимметрии обмоток, вызванной, например, несовпадением размеров с расчетными, неточностью сборки, недомоткой (перемоткой) витков в слоях и другими причинами.

В табл. 5 приведены результаты расчета осевых сил при возможном осевом несимметричном сдвиге обмоток друг относительно друга для варианта 25-1 в наиболее тяжелом режиме MIN для области «вне окна». Анализ таблицы показывает, что даже незначительный (5–10 мм) начальный сдвиг обмоток по высоте приводит к резкому увеличению осевых сдвигающих сил: с 6 до 10 кН в обмотке ВН. Такие силы вполне могут привести к осевому смещению обмоток, особенно при отсутствии осевой

Таблица 4

Расчетные осевые силы трансформатора 25-1 в области «вне окна» при разных значениях высоты обмотки ВН

Концентр	$H_{ВН}$, мм	$P_{пресс}$, кН	$\sigma_{пресс}$, МПа	P_{max} , кН	σ_{max} , МПа	$P_{верх}$, кН	$P_{низ}$, кН
НН	156	0,0	0,0	26	1,4	0,0	0,0
	146	0,0	0,0	24	1,3	0,0	0,0
	136	0,0	0,0	22	1,2	0,0	0,0
	126	0,0	0,0	20	1,1	0,0	0,0
	116	0,0	0,0	18	1,0	0,0	0,0
ВН	156	4,0	0,1	14	0,5	12	12
	146	3,0	0,1	12	0,4	9	9
	136	2,0	0,1	9	0,3	6	6
	126	1,0	0,1	7	0,3	2	2
	116	1,0	0,0	8	0,3	0	0

Таблица 5

**Расчетные осевые силы трансформатора 25-1 в области «вне окна»
при разных значениях высоты обмоток (D)**

Концентр	Δ , мм	$P_{\text{пресс}}$, кН	$\sigma_{\text{пресс}}$, МПа	P_{max} , кН	σ_{max} , МПа	$P_{\text{верх}}$, кН	$P_{\text{низ}}$, кН
НН	10	1,0	0,1	26	1,4	6,0	0,0
	5	1,0	0,0	24	1,3	3,0	0,0
	0	0,0	0,0	22	1,2	0,0	0,0
	-5	1,0	0,0	24	1,3	0,0	3,0
	-10	1,0	0,1	26	1,4	0,0	6,0
ВН	10	2,0	0,1	13	0,5	1	10
	5	2,0	0,1	11	0,4	3	8
	0	2,0	0,1	9	0,3	6	6
	-5	2,0	0,1	11	0,4	8	3
	-10	2,0	0,1	13	0,5	10	1

опоры, как это имеет место в области «вне окна». Отметим, что аналогичный результат может появиться, если одна обмотка несимметрично ниже второй, не точно в середине высоты обмотки расположены регулировочные витки, или различны числа витков в слоях.

Не исключено, что осевые деформации обмоток трансформатора 25-1 при испытании связаны именно с начальной несимметрией обмоток.

Расчет трехфазного трансформатора мощностью 75 кВ·А. Было отмечено, что каждая фаза трехфазного трансформатора мощностью 75 кВ·А (рис. 1) аналогична по конструкции однофазному трансформатору мощностью 25 кВ·А. Объем расчетов трехфазного трансформатора больше, чем однофазного, поскольку в нем имеются не две, а три характерные области: «вне окна» (лобовые части), в двух крайних окнах, и двух средних окнах (рис. 5).

При расчете магнитного поля и сил «вне окна» (в лобовых частях обмоток) было сделано допущение о том, что магнитные поля лобовых частей каждой из трех фаз не имеют взаимного влияния. Поэтому расчет сил в лобовых частях трехфазного

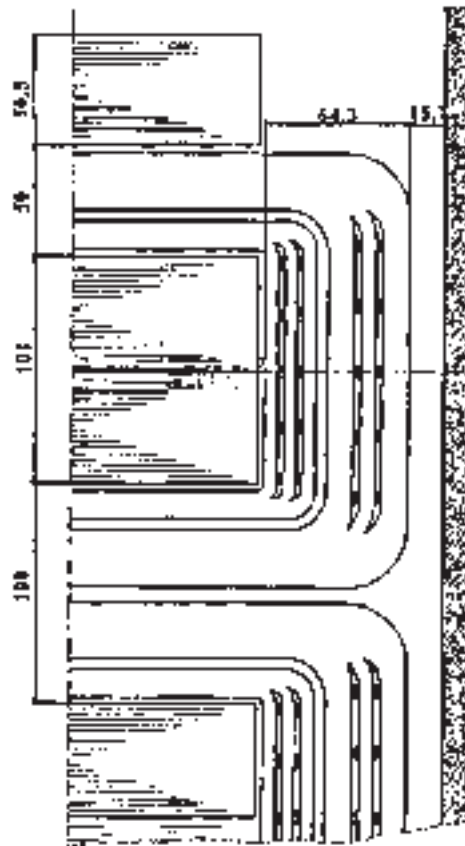


Рис. 5. Поперечное сечение трехфазного трансформатора мощностью 75 кВ·А

трансформатора такой же, как и в однофазном.

В области обмоток в крайних окнах действие сил в точности такое же, как и в однофазном трансформаторе в области «в окне».

В двух средних окнах двойной ширины расположено не по две обмотки одной фазы (НН и ВН), а по четыре — плюс по две обмотки соседней фазы (рис. 5). Для расчета такой системы обмоток с целью правильного учета токов соседней фазы по системе РЭСТ-ВЭИ задавались реальные токи КЗ для обмоток одной фазы и половинные значения токов КЗ (с обратным знаком) для обмоток соседней фазы.

Выбранный для расчета вариант трансформатора мощностью 75 кВ·А, продольное сечение которого показано на рис. 3,в, отличается от конст-

рукции варианта 25-2 однофазного трансформатора (рис. 3,б) тем, что в нем обмотка НН (170 мм) существенно выше обмотки ВН (124 мм), в то время как в рассчитанном ранее трансформаторе 25 кВ·А высота обмотки ВН выше, чем обмотки НН. Это расхождение должно дать существенное изменение осевых сил, причем в худшую сторону.

Основные результаты расчета осевых сил для областей «вне окна» и «в окне» приведены в табл. 6. Как и ожидалось, осевые силы достаточно велики, особенно в обмотке ВН: осевая сжимающая сила составляет 19 кН для областей «вне окна», 25 кН — «в окнах» крайних и около 12 кН — в средних (примерно вдвое меньшие осевые силы «в окне» объясняются взаимным влиянием обмоток соседних фаз в сторону снижения

Таблица 6

Расчетные осевые силы трансформатора мощностью 75 кВ·А

Расчетная область	Концентр	Режим	$P_{\text{пресс}},$ кН	$P_{\text{max}},$ кН	$\sigma_{\text{max}},$ МПа	$P_{\text{верх}},$ кН	$P_{\text{низ}},$ кН
«Вне окна»	НН	1MAX	0,1	4,6	0,45	0,3	0,0
		2NOM	0,2	5,2	0,51	0,8	0,0
		3MIN	0,1	4,6	0,45	0,3	0,0
	ВН	1MAX	2,0	18,9	0,85	0,0	0,3
		2NOM	2,2	19,3	0,87	0,0	1,2
		3MIN	2,0	18,2	0,82	0,0	0,3
«В окне» крайних фаз	НН	1MAX	4,0	10,4	2,16	10,2	9,8
		2NOM	4,2	11,4	2,36	11,1	9,6
		3MIN	3,8	10,0	2,08	9,8	9,4
	ВН	1MAX	2,6	24,3	1,79	0,0	0,6
		2NOM	2,9	25,2	1,86	0,0	1,9
		3MIN	2,6	23,6	1,74	0,0	0,6
«В окне» средней фазы	НН	1MAX	1,5	4,9	1,01	3,9	3,7
		2NOM	1,6	5,3	1,10	4,3	3,6
		3MIN	1,6	5,3	1,10	4,3	3,6
	ВН	1MAX	1,3	11,7	0,86	0,0	0,2
		2NOM	1,4	11,8	0,87	0,0	0,8
		3MIN	1,4	11,8	0,87	0,0	0,8

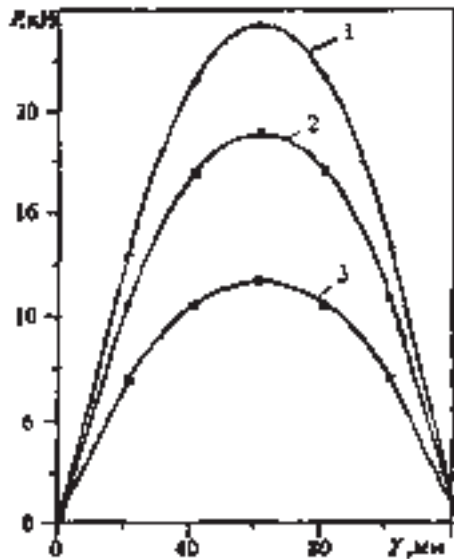


Рис. 6. Расчетные осевые силы в обмотке ВН трехфазного трансформатора мощностью 75 кВ·А: 1 — область «вне окна»; 2 — «в окне»; 3 — «в окне» средней фазы

сил). Это опасно для обмотки ВН, поскольку может произойти «сползание» витков круглого провода и взаимное смещение обмоток. На рис. 6 показаны сравнительные кривые осевых сил в обмотке ВН для трех указанных областей в режимах МАХ. Отметим, что в трансформаторе 75 кВ·А по сравнению с трансформатором 25 кВ·А осевые силы «в окне» несколько выше, чем «вне окна» из-за указанных отличий в геометрии обмоток. Кроме того, в трансформаторе 25 кВ·А распределение осевых сил иное: большая сила действует на обмотку НН из фольги, которая обладает большей стойкостью к осевым силам, чем выполненная из большого числа витков круглого провода обмотка ВН. Поэтому можно утверждать, что по осевым силам конструкция трансформатора 75 кВ·А хуже, чем трансформатора 25 кВ·А, из-за неоптимального соотношения высот обмоток, хотя расположение регулировочных витков в нем лучше, чем в однофазном трансформаторе по варианту 25-1. Это и подтвердилось при испытании: деформации от осевых

сил в трансформаторе 75 кВ·А зафиксированы в 7 случаях, а в 25 кВ·А — только в 3 случаях.

Для поиска оптимального по осевым силам соотношения высот обмоток проведены специальные расчеты для трех описанных характерных областей («вне окна» и две области «в окне»).

В табл. 7 приведены результаты расчета осевых сил в режимах МАХ при разных значениях высоты обмотки ВН (для областей «вне окна», «в окне» и «в окне» средней фазы, соответственно): 184, 154, 124 (исходная высота) и 94 мм, которые показывают, что практически для всех расчетных областей оптимальная высота обмотки ВН близка к высоте обмотки НН (180 мм). При такой высоте максимальная сила, действующая на обмотку ВН «вне окна», снижается с 19 до 2 кН (почти в 10 раз), а на обмотку НН — увеличивается всего в 2 раза (с 5 до 12 кН). Еще больший эффект от увеличения высоты обмотки ВН наблюдается в областях «в окне»: в этих областях снижается не только сила в обмотке ВН (тоже примерно в 10 раз), но и в обмотке НН (в 1,5–2 раза). Аналогичные расчеты были проведены и при осевом сдвиге обмоток. На рис. 7 приведено распределение радиальной индукции по высоте обмотки ВН при принятом и оптимальном соотношениях высот обмоток, на рис. 8 — распределение осевых сил по высоте обмотки ВН в исходном варианте, при сдвиге и разновысокости обмоток для случая «вне окна».

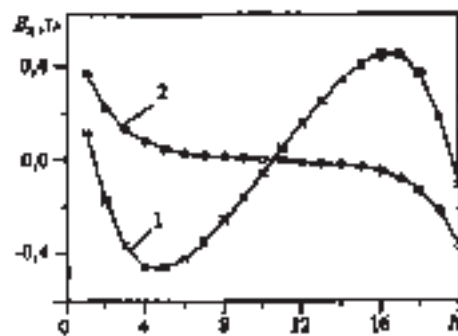


Рис. 7. Распределение радиальной составляющей магнитной индукции по высоте обмотки ВН: 1 — исходный вариант; 2 — оптимальный вариант

Таблица 7

**Расчетные осевые силы трансформатора мощностью 75 кВ·А
при разных значениях высоты обмотки ВН в режиме МАХ**

Расчетная область	Концентр	$H_{ВН}$, мм	$P_{пресс}$, кН	№ катушки	P_{max} , кН	σ_{max} , МПа	$P_{верх}$, кН	$P_{низ}$, кН
«Вне окна»	НН	184	0,0	10	12	1,2	0,0	0,0
		154	0,0	9	7	0,7	0,0	0,0
		124	0,0	4	5	0,4	0,0	0,0
		94	1,0	3	7	0,7	4	3,0
	ВН	184	0,0	102	2	0,1	0,0	0,0
		154	1,0	62	9	0,4	0,0	0,0
		124	2,0	61	19	0,8	0,0	0,0
		94	2,0	61	31	1,4	0,0	0,0
«В окне» крайних фаз	НН	184	0,0	9	4	0,8	0,0	0,0
		154	1,0	2	4	0,8	3,0	0,0
		124	4,0	1	10	2,2	10	10,0
		94	7,0	1	18	3,8	18	18,0
	ВН	184	0,0	95	2	0,1	0,0	1,0
		154	2,0	62	13	0,9	0,0	1,0
		124	3,0	61	24	1,8	0,0	1,0
		94	2,0	61	38	2,8	0,0	1,0
«В окне» средней фазы	НН	184	0,0	10	4	0,9	0,0	0,0
		154	0,0	3	2	0,3	0,0	0,0
		124	2,0	2	5	1,0	4,0	4,0
		94	3,0	2	9	1,9	8,0	8,0
	ВН	184	0,0	105	1	0,1	0,0	0,0
		154	1,0	62	6	0,4	0,0	0,0
		124	1,0	61	12	0,9	0,0	0,0
		94	1,0	61	19	1,4	0,0	0,0

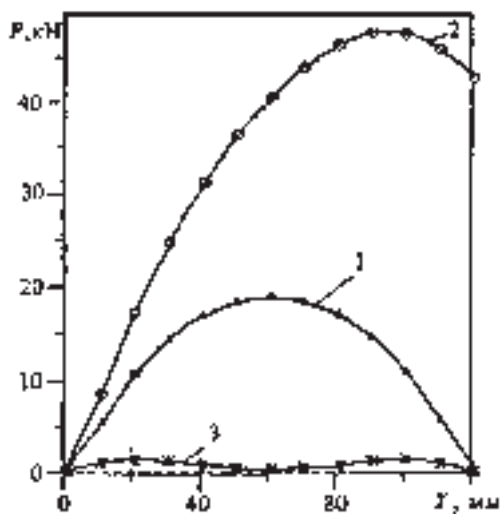


Рис. 8. Осевые силы в обмотке трансформатора мощностью 75 кВ·А: 1 — исходный вариант; 2 — сдвиг обмоток ВН и НН на 30 мм; 3 — разновысокость обмоток 60 мм

Таким образом, целесообразно рекомендовать увеличение высоты обмотки ВН (или уменьшение высоты обмотки НН) трансформатора 75 кВ·А. Это позволит существенно повысить стойкость трансформатора к осевым силам.

Радиальные силы. Рассмотрим более подробно действие радиальных сил (рис. 2).

Расчет радиальных сил «в окне» и «вне окна» можно сделать, используя известную формулу:

$$F_{\text{рад}} = K_{\text{уд}}^2 B_{\text{ср}} I w \sqrt{2} L, \quad (2)$$

где $K_{\text{уд}}$ — ударный коэффициент тока; $B_{\text{ср}}$ — осевая индукция в середине сечения обмотки ВН или НН при токе КЗ; I , w — ток КЗ (действующее значение) и число витков обмотки; L — длина рассматриваемого участка обмотки, т.е. ширина магнитопровода при расчете «в окне» или длина лобовой части при расчете «вне окна».

Входящая в формулу средняя индукция $B_{\text{ср}}$ может быть найдена по данным расчета в системе РЭСТ-ВЭИ, т.е.

$$B_{\text{ср}} = \frac{\sigma_{\text{ср}} \sqrt{2} S_{\text{в}}}{D_{\text{ср}} I K_{\text{уд}}^2}, \quad (3)$$

где $\sigma_{\text{ср}}$ — среднее напряжение сжатия провода в обмотке НН или растяжения в обмотке ВН; I , $S_{\text{в}}$ — ток и сечение витка обмотки; $D_{\text{ср}}$ — условный средний расчетный диаметр обмотки.

Все численные значения параметров в этих формулах могут быть взяты из исходных данных и результатов расчета по методике РЭСТ-ВЭИ.

В итоге

$$F_{\text{рад}} = \frac{2\sigma_{\text{ср}} S_{\text{в}} w}{D_{\text{ср}}} L. \quad (4)$$

Для обмоток НН и ВН трансформатора типа 25-1 в режиме МАХ, соответственно, получаем:

$$F_{\text{рад.НН в окне}} = 2 \cdot 9,1 \cdot 42 \cdot 34 \cdot \frac{0,16}{0,134} = 31,0 \text{ кН};$$

$$F_{\text{рад.ВН в окне}} = 2 \cdot 11,4 \cdot 0,82 \cdot 1918 \times$$

$$\times \frac{0,16}{0,194} = 29,6 \text{ кН};$$

$$F_{\text{рад.НН вне окна}} = 2 \cdot 9,1 \cdot 12,6 \cdot 34 \cdot \frac{0,105}{0,196} = 19,3 \text{ кН};$$

$$F_{\text{рад.ВН вне окна}} = 2 \cdot 14,6 \cdot 0,82 \cdot 1918 \times \frac{0,17}{0,2696} = 28,9 \text{ кН}.$$

Как видно, получаются достаточно большие радиальные силы.

В окне магнитопровода участки обмоток НН и ВН прямолинейны, токи КЗ — противоположно направлены, поэтому обмотки отталкиваются друг от друга электромагнитными силами, как две шины. Эти силы передаются на магнитную систему трансформатора, при этом радиальные силы обмотки НН в двух окнах сжимают стержень. Сжатие стержня этими силами, даже если они достаточно велики, для трансформатора не опасно. Радиальные силы обмотки ВН в окне крайних фаз действуют на боковые ярма. Ярма, выполненные шихтованными из листов электротехнической стали, не являются жесткими телами, и поэтому радиальные силы ВН могут повредить узлы крепления и «стяжки» магнитопровода. Как показали результаты испытаний, имеются случаи деформации магнитопровода и случаи увеличения потерь и тока холостого хода, что вызвано увеличением зазоров между пластинами также из-за радиальных сил, действующих на магнитопровод. Поэтому расчет радиальных сил в области «в окне» необходим для механического расчета стяжки магнитопровода при проектировании трансформаторов.

В области «вне окна» обмотка ВН подвергается растяжению, т.е. возможна ее деформация, показанная на рис. 2.

Для механического расчета прямолинейного участка лобовой части обмотки ВН необходимо рассчитать его на изгиб под действием распределенной нагрузки, т.е. найти механические напряжения изгиба и сравнить их с допустимым для меди значением. При этом важно правильно учесть то, что балка состоит из большого числа медных проводов ($w = 1918$).

Например, если бы проводники обмотки ВН не были склеены между собой (терморезактивный клеевой состав нанесен в виде сетки на межслоевую изоляцию), в механическом отношении все провода обмотки ВН (число смежных проводов 1918, диаметр провода 1 мм) работали бы на изгиб с очень малым суммарным сопротивлением изгибу. В результате механическое напряжение в меди было бы далеко за пределами допустимых 70 МПа:

$$\begin{aligned}\sigma &= \frac{F_{\text{рад.ВН вне окна}} L_{\text{вне окна}}^4}{12\pi R^3 w} = \\ &= 28,9 \cdot 10^3 \cdot 0,17 \cdot \frac{4}{12} \pi 0,0005^3 \cdot 1918 = \\ &= 2175 \text{ МПа} \gg 70 \text{ МПа},\end{aligned}\quad (5)$$

где $\frac{\pi R^3}{4}$ — момент сопротивления провода обмотки ВН на изгиб; w — число проводов (витков) в обмотке ВН.

Такое существенное превышение значения напряжения над допустимым означает, что без склейки произошло бы «выпучивание» обмотки ВН, которое привело бы к недопустимому снижению изоляционного расстояния от обмотки до стенки бака.

В действительности провода обмотки ВН, как уже указывалось, склеены. Если принять, что обмотка при этом монолитна, тогда напряжение в меди равно

$$\begin{aligned}\sigma &= \frac{F_{\text{рад.ВН вне окна}} L_{\text{вне окна}}^6}{12hR^2} = \\ &= 28,9 \cdot 10^3 \cdot 0,17 \cdot \frac{6}{12} 0,136 \cdot 0,0334^2 = \\ &= 16,2 \text{ МПа} < 70 \text{ МПа},\end{aligned}\quad (6)$$

где h — высота обмотки ВН; R — радиальный размер обмотки ВН в области «вне окна»; $\frac{hR^2}{6}$ — момент сопротивления обмотки ВН на изгиб.

Видно, что в случае склейки проводов ВН радиальные силы не опасны.

Как показал анализ результатов испытаний многих трансформаторов, деформации растяжения в обмотке ВН не возникают, т.е. склейка витков обмотки эффективна. Однако имеет-

ся случай испытания трансформатора с сильным нагревом обмоток, когда в обмотке ВН «вне окна» была зафиксирована деформация типа «выпучивание». Это объясняется тем, что при разогреве склеивающий состав (сетка) размягчается и не удерживает обмотку от деформаций. Таким образом, радиальные силы, действующие «вне окна» на обмотку ВН, могут быть иногда опасны.

Рассмотрим деформации типа «волна» части обмотки НН в области «вне окна», где имеются каналы с рейками, в которых возможна потеря устойчивости слоев. Как видно из рис. 2, радиальные силы прижимают обмотку НН к стержню. Деформации сжатия не очень велики, но материалу обмотки «некуда деться», фольга толщиной 0,35 мм имеет очень большую жесткость на изгиб, поэтому возникает «волнистость» в пролетах между рейками. Сделаем расчет амплитуды такой волны, предположив, что эта волна имеет вид одной полусинусоиды:

$$Y(x) = h \sin \frac{\pi x}{l(1-k)}, \quad (7)$$

где k — относительное уменьшение длины.

Из условия сохранения длины провода после деформации

$$\begin{aligned}l &= \frac{2l}{2} = 2 \int_0^{0,5l(1-k)} \sqrt{\left(\frac{dy}{dx}\right)^2} dx = \\ &= l(1-k) + 2 \frac{\pi^2}{8} \frac{h^2}{l(1-k)},\end{aligned}\quad (8)$$

откуда

$$h = \frac{2l}{\pi} \sqrt{k(1-k)} = 0,6367. \quad (9)$$

Если число полуволн (соответствующее числу реек в охлаждающем канале) равно m , то размах волны равен $2h = \frac{4l}{\pi m} \sqrt{k}$.

Например, для рассматриваемого трансформатора $l = 105$ мм, $kl = 1$ мм ($k = 0,01$), $m = 5$ и $2h = 2,5$ мм. Такая «волна» вполне заметна визуально, т.е. расчеты объясняют возникновение таких деформаций. Заметим, что эти деформации, как правило, не

вливают на работоспособность трансформатора, если при этом не возникают витковые замыкания.

Отметим также, что из-за радиальных сил в обмотках при динамических испытаниях возникали такие деформации, как выпадение реек из охлаждающих каналов. Причина этого в том, что характер действия электромагнитных сил — вибрационный, т.е. имеются моменты времени, когда силы максимальны, и моменты, когда они равны нулю. Это означает, что в процессе КЗ есть моменты времени, когда силы трения, удерживающие рейки в каналах, ослабевают. На рейки действуют при этом ничем не сдерживаемые вибрационные силы — рейки «выталкиваются» из канала. Такое явление аналогично самопроизвольному раскручиванию гаек в механизмах, находящихся в условиях вибраций. Явление выталкивания реек неоднократно наблюдалось при динамических испытаниях трансформаторов на стендах в России. Чтобы этого избежать, необходимо предпринять специальные конструктивные меры для закрепления реек на исходных местах, например, при помощи банджа, клея, механических ограничителей и др.

При испытаниях также был случай, когда радиальные силы сжатия между слоями выдавили на торцы обмоток склеивающий состав, нанесенный на бумагу в виде сетки; однако, по-видимому, первопричина такого вида повреждения не столько радиальные силы, сколько недостаточное время технологической сушки трансформатора, из-за чего склеивающий состав не перешел в терморезистивное состояние.

В заключение отметим, что проведенный специально уточненный расчет поля в «лобовых частях» с применением трехмерной модели показал, что осевые индукции в зоне обмоток могут быть несколько ниже (на 10–15%), Это приведет к снижению рассматриваемых радиальных сил на 20–30%, таким образом расчет с использованием плоскопараллельной модели магнитного поля по системе

РЭСТ-ВЭИ дает некоторый (20–30%) запас по радиальным силам.

В качестве основного вывода следует подчеркнуть, что проведенные расчеты осевых сил полностью соответствуют выявленным при испытаниях повреждениям и деформациям. Особенно опасны осевые силы, причиной которых являются несимметрия обмоток (из-за несимметричного расположения регулировочных секций) и разновысокость обмоток ВН и НН, а также отсутствие у обмоток надежных опор, воспринимающих осевые силы. Разработанная методика расчета радиальных сил полностью объясняет зафиксированные при испытаниях деформации «выпучивания» обмотки ВН и деформации типа «волна» в обмотке НН и ослабление стяжки магнитопровода.

По результатам расчетов и испытаний на стойкость при КЗ разработаны рекомендации по усовершенствованию конструкции трансформаторов, в частности: конструкция со слоевыми регулировочными зонами намного лучше, чем с «галетами»; несимметрия обмоток (конструктивная, технологическая) недопустима; необходимо обеспечить надежную опору торцов обмоток, способную воспринимать осевые силы, оптимизировать выбор размеров обмоток.

Список литературы

1. *Кадавид Р.Э.* Магнитное поле и стойкость при коротком замыкании распределительных трансформаторов, Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М: МЭИ. 1995.
2. *Aponte G.M., Cadavid R.H., Castro A.F., Lozano M.C.* Resultados de la ejecucion de la prueba de cortocircuito franco sobre transformadores de distribucion. Energia y Computacion. 1994. Vol. 3. № 2.
3. *Лурье А.И., Левицкая Е.И.* Электродинамическая прочность трансформаторов I-II габаритов со слоевыми цилиндрическими обмотками. Электротехника. 1967. № 4.
4. *Лурье А.И.* Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 4.
5. *Панибратец А.Н., Савельев М.П.* Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-37». Электротехника. 1978. № 4.

Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания

Мильман Л.И., Лурье А.И.

В связи с резким увеличением мощности трансформаторов в единице и ростом токов короткого замыкания сетей вопросы правильного расчета механических напряжений в обмотках трансформаторов от радиальных усилий приобретают все большее значение.

Расчет напряжений растяжения в витках наружной обмотки является первым и необходимым этапом в решении проблемы динамической прочности трансформаторов.

Ранее механическая прочность внешних обмоток оценивается по условному среднему напряжению растяжения витка обмотки [1, 2], т.е. предполагалось, что все проводники нагружены равномерно. При такой оценке оставалось неизвестным действительное распределение растягивающих напряжений по виткам (слоям) катушки.

Задача расчета механических напряжений с учетом витковой изоляции ставилась неоднократно [2, 3], однако получить ее исчерпывающее решение не удавалось. Приведенный в [3] метод расчета неприемлем, так как автор исходит из неправильного предположения о равномерном сжатии всех слоев изоляции.

Решение задачи о прочности внутренней обмотки, предложенное в [4], не может быть распространено на наружные обмотки, так как для них гипотеза о неизменности радиального размера обмотки является некорректной.

В настоящей работе дан метод расчета прочности наружных обмоток трансформатора с учетом витковой изоляции и предложены упрощенные расчетные формулы для определения механических напряжений в любом

проводнике обмотки. Принимаются следующие допущения:

1. Обмотка представляется в виде системы, состоящей из n концентрических колец (рис. 1).

2. Электромагнитная сила q_k [1], действующая на единицу длины витка k , для каждого витка (кольца) есть величина постоянная. В радиальном направлении электромагнитная сила изменяется по линейному закону (рис. 1)

$$q_k = q_0 \left(1 - \frac{2k-1}{2n} \right).$$

В силу п. 1 и 2 распределение напряжений симметрично относительно оси обмотки. Из условия симметрии следует также отсутствие азимутальных сдвигов витков и равенство нулю касательных напряжений в проводниках.

3. Механические характеристики (зависимость деформации от напряжения) проводникового материала и изоляции принимаются линейными.

4. Так как радиальный размер провода намного меньше его диаметра, распределение растягивающих напряжений по сечению любого провода принимается равномерным [5].

В этом случае напряжение растяжения витка (обозначения геометрических размеров показаны на рис. 1 и 2)

$$\sigma = \frac{q_{\Sigma} R}{F}, \quad (1)$$

а радиальная деформация

$$\delta = \varepsilon R = \frac{\sigma}{E} R, \quad (2)$$

где q_{Σ} — сумма радиальных давлений на единицу длины провода; F — сече-

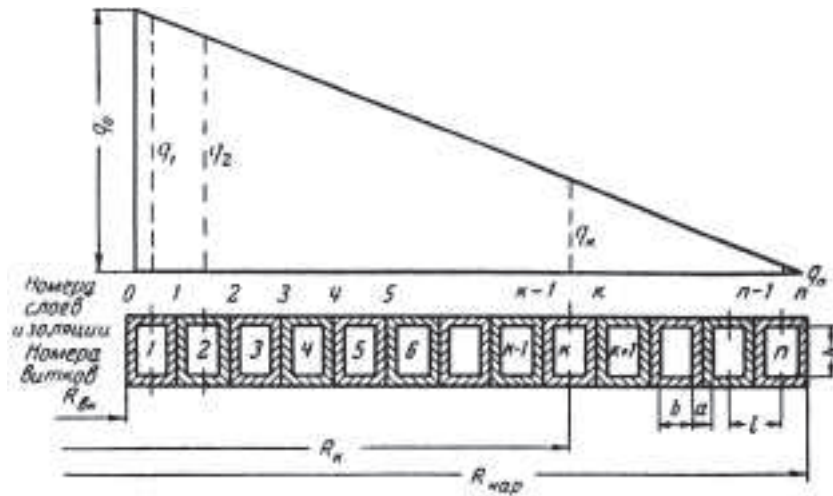


Рис. 1. Геометрические размеры и кривая изменения электромагнитной нагрузки наружной (растягиваемой) обмотки

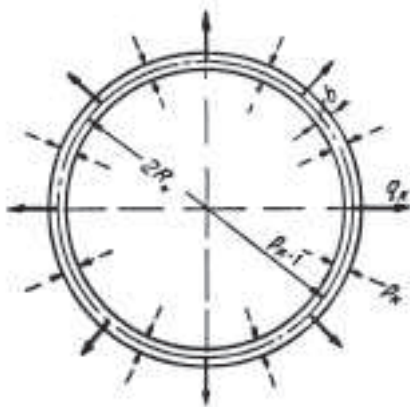


Рис. 2. Силы, действующие на виток k

ние провода; ε — относительная деформация провода.

5. Деформация сжатия провода в радиальном направлении считается малой по сравнению с деформацией изоляции, так как модуль упругости меди (или алюминия) по крайней мере на два порядка больше модуля упругости витковой изоляции.

Конечная цель расчета — получить выражение для напряжения и деформации провода в общем виде в функции порядкового номера провода k (рис. 1).

Выделим из обмотки произвольный виток k ($k = 1, 2, \dots$) и рассмотрим действующую на него систему сил (рис. 2). Если между соседними

проводами катушки нет зазоров, то на виток k со стороны прилегающих к нему внутреннего и наружного слоев изоляции действует распределенная нагрузка p_{k-1} и p_k (рис. 2).

Заменяя величину q_Σ в формуле (1) алгебраической суммой давлений, из условия равновесия витка k получаем:

$$\sigma_k = \frac{R_k (q_k + p_{k-1} - p_k)}{F}. \quad (3)$$

Данная механическая система является статически неопределимой, так как одних уравнений равновесия (3) для решения задачи недостаточно: имеем n уравнений (3) и $2n - 1$ неизвестных σ_k и p_k , так как $p_0 = p_n = 0$.

Рассмотрим условие совместности деформации системы.

Из принятых выше допущений следует, что под действием внешней электромагнитной нагрузки все слои изоляции между проводами будут сжиматься, так что ни в одном месте обмотки не произойдет отрыва витков друг от друга, т.е.

$$\delta_k = \delta_{k+1} + \delta_{p_k}, \quad (4)$$

где δ_k, δ_{k+1} — радиальные перемещения соответствующих проводов; $\delta_{p_k} = \frac{p_k a}{h E_{из}}$ — абсолютная деформация сжатия слоя изоляции k .

Выражая перемещения и деформации в уравнении (4) через механические напряжения, модули упругости и геометрические размеры, в соответствии с (2) получаем:

$$p_k = \frac{hE_{\text{из}}}{aE} (\sigma_k R_k - \sigma_{k+1} R_{k+1}), \quad (5)$$

где E — модуль упругости проводникового материала; $E_{\text{из}}$ — модуль упругости витковой изоляции.

С учетом (3) уравнение (5) может быть приведено к следующему виду:

$$p_{k-1} + \left(1 + \frac{t}{1+kt}\right)^2 p_{k+1} - \left[2 + \frac{N}{(1+kt)^2} + \frac{2t}{1+kt} + \left(\frac{t}{1+kt}\right)^2\right] p_k = -0,5q \left[2 - t \frac{(2n-2k-1)(2-2kt+t)}{(1+kt)^2}\right], \quad (6)$$

где

$$t = \frac{l}{R_0}; \quad R_0 = R_1 - l \quad (\text{рис. 1});$$

$$q = \frac{q_0}{n}; \quad N = \frac{ab}{R_0^2} \frac{E}{E_{\text{из}}}; \quad q_0 = Bi;$$

B — максимальное значение индукции продольного поля рассеяния; i — мгновенное значение тока витка.

Все расчеты проведены в системе СИ.

Выражение (6) есть неоднородное уравнение в конечных разностях относительно величины давления в изоляции p_k , причем коэффициенты уравнения являются функцией k . Как известно, уравнения такого типа не могут быть решены в общем виде [6] и для получения решения прибегают к численным методам [7, 8].

Анализ показывает, что при $t \ll 1$ (это справедливо для трансформаторов средней и большой мощности, где $t = 0,02 - 0,004$), полное уравнение (6) с достаточной для практических целей точностью может быть заменено уравнением

$$p_{k-1} + p_{k+1} - p_k (2 + N) + q = 0. \quad (7)$$

Задавая в последнем уравнении значения $k = 1, 2, \dots$, получаем систе-

му из $(n+1)$ уравнений с $(n+1)$ неизвестными, из которой можно найти любое давление p_k . Однако такой путь не дает возможности в общем виде оценить влияние различных факторов на напряжения σ_k .

Введем новую переменную $p_k - \frac{q}{N}$ и преобразуем линейное неоднородное уравнение в однородное, общее решение которого запишется в следующем виде [9]:

$$p_k - \frac{q}{N} = A \operatorname{ch} k\theta + B \operatorname{sh} k\theta, \quad (8)$$

где $\operatorname{ch} \theta = 1 + 0,5N$.

Граничные условия (отсутствие внешних давлений на крайние витки)

$$p_k = 0 \quad \text{при} \quad k = 0 \quad \text{и} \quad k = n \quad (9)$$

дают

$$A = -\frac{q}{N}; \quad B = \frac{q}{N} \operatorname{th} 0,5n\theta, \quad (10)$$

откуда

$$p_k = \frac{q}{N} \left[1 - \frac{\operatorname{ch} \theta (0,5n - k)}{\operatorname{ch} 0,5n\theta}\right], \quad (11)$$

и на основании (3)

$$\sigma_k = \frac{R_k q}{F} \times \left[n + 0,5 - k - \frac{\operatorname{sh} \theta (0,5n + 0,5 - k)}{2 \operatorname{sh} 0,5\theta \operatorname{ch} 0,5n\theta}\right]. \quad (12)$$

На рис. 3 в качестве иллюстрации приведены кривые $\sigma_k = f(k)$, показывающие распределение напряжений растяжения по виткам для трех значений модуля упругости изоляции. При $E_{\text{из}} = 10 \text{ кГ/см}^2$ распределение напряжений резко неравномерно, в то время как при модуле упругости 1000 кГ/см^2 напряжения во всех витках практически одинаковы. Выравнивание напряжений растяжения витков приводит к росту сжимающих усилий в изоляции p_k (рис. 4), причем для любого значения $E_{\text{из}}$ максимальная нагрузка приходится на средний слой изоляции.

Введем коэффициент неравномерности распределения напряжения растяжения по виткам обмотки

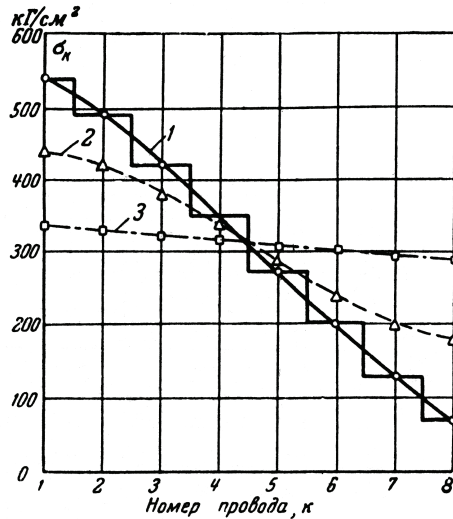


Рис. 3. Распределение напряжений растяжения по виткам наружной обмотки: 1 — $E_{из} = 10 \text{ кг/см}^2$; 2 — $E_{из} = 100 \text{ кг/см}^2$; 3 — $E_{из} = 1000 \text{ кг/см}^2$; $q = 0,2 \text{ кг/см}$, провод $\frac{1,68 \times 5,9}{3,03 \times 7,25}$ мм, $R_1 = 36,8 \text{ см}$, $R_8 = 38,9 \text{ см}$

$$K_{\sigma} = \frac{\sigma_1 - \sigma_n}{\sigma_{0,5(n+1)}} = 2 - \frac{2 \operatorname{th} 0,5n\theta}{n \operatorname{th} 0,5\theta} - \frac{\Delta}{R_{cp}} \left(1 - \frac{1}{n}\right) = \varphi(\theta, n) - \frac{\Delta}{R_{cp}} \left(1 - \frac{1}{n}\right), \quad (13)$$

где $\sigma_{0,5(n+1)}$ — напряжение растяжения среднего витка; R_{cp} — средний радиус обмотки, $R_{cp} = \frac{R_{вн} + R_{нар}}{2}$; Δ — радиальная ширина катушки, $\Delta = R_{нар} - R_{вн}$.

График функции $\varphi(\theta, n)$ дан на рис. 5. В практических расчетах величиной $\frac{\Delta}{R_{cp}} \left(1 - \frac{1}{n}\right)$ можно пренебречь.

Анализ выражения (12) и проведенные расчеты реальных трансформаторов показывают, что практически всегда кривая $\sigma_k = f(k)$ достаточно близка к прямой линии (рис. 3), проходящей через точки ($k = 1, \sigma_{\max}$) и ($k = n, \sigma_{\min}$). В общем случае эта прямая будет проходить ниже точки ($k = 0,5(n+1), \sigma_k = \sigma_{0,5(n+1)}$), где $\sigma_{0,5(n+1)}$ — напряжение растяжения в среднем витке обмотки; однако отклонение, как правило, невелико (менее 5%) и лишь в отдельных слу-

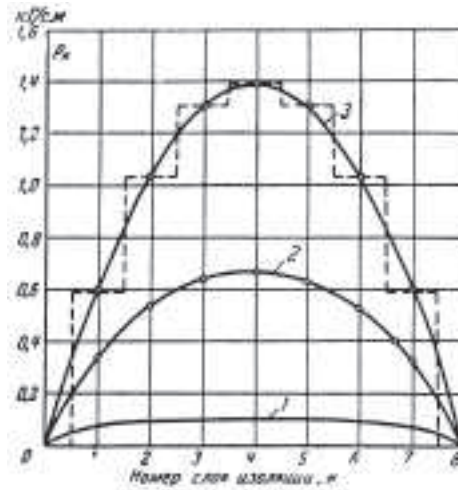


Рис. 4. Сила сжатия слоев межвитковой изоляции: 1 — $E_{из} = 10 \text{ кг/см}^2$; 2 — $E_{из} = 100 \text{ кг/см}^2$; 3 — $E_{из} = 1000 \text{ кг/см}^2$; $q = 0,2 \text{ кг/см}$

чаях достигает 8–10% по отношению к $\sigma_{0,5(n+1)}$.

В случае упрощенного расчета напряжение в любом витке k можно вычислить по формуле

$$\sigma_k = \sigma_{0,5(n+1)} \left[1 + \frac{K_{\sigma}(n+1-2k)}{2(n-1)} \right]. \quad (14)$$

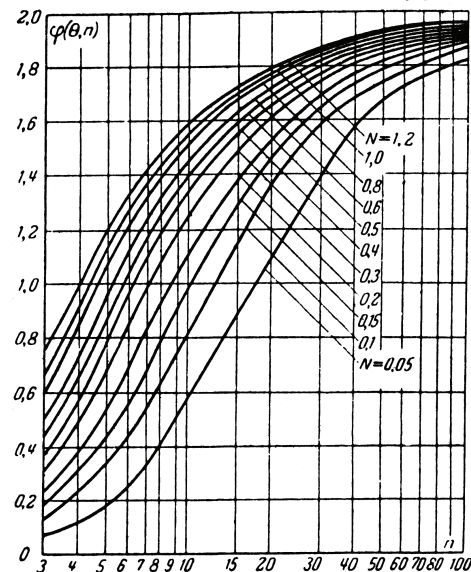


Рис. 5. График функции $\varphi(\theta, n)$

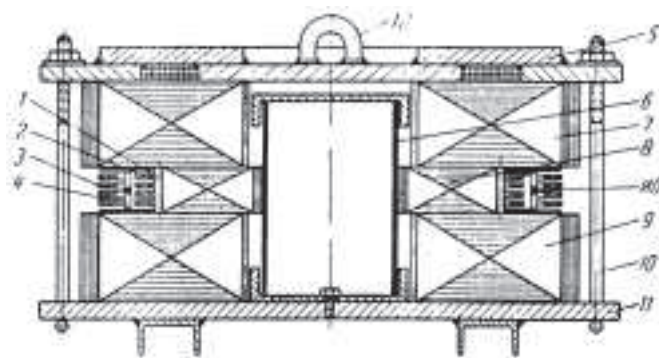


Рис. 6. Устройство для исследования радиальных усилий: 1 — картонное кольцо; 2 — внутренняя обмотка; 3 — внешняя обмотка; 4 — изоляционный цилиндр; 5 — подъемный электромагнит; 6 — цилиндр для центрирования средней шихтованной плиты; 7 — верхняя шихтованная плита; 8 — средняя шихтованная плита; 9 — нижняя шихтованная плита; 10 — стяжная шпилька; 11 — основание модели; 12 — подъемная скоба

Порядок проведения упрощенного расчета и числовой пример даны в приложении.

Полученные выше теоретические соотношения были проверены при испытаниях образцов обмоток трансформаторов на специальной модели [10]. Конструкция модели показана на рис. 6. Аналогичное устройство описано в [11].

На рис. 7 дана принципиальная схема испытаний. Модель подключается к ударному генератору ТИ-2,5. Специальное устройство ПАУ позволяет регулировать фазу напряжения при включении схемы. Напряжение на измерительной катушке ИО, пропорциональное производной индукции магнитного поля рассеяния по времени, подается на интегрирующий контур RC и через усилитель УПТ — на шлейф осциллографа (рис. 7).

Для выяснения характера распределения механических напряжений по сечению обмотки проводилось измерение деформаций крайних (наружного и внутреннего) витков при помощи тензодатчиков сопротивления.

Испытание катушек представляло собой серию опытов с постепенно увеличивающимся током короткого замыкания. Опыты проводились с различными типами медных и алюминиевых обмоток. Результаты одной из серий испытаний алюминиевой обмотки приведены на рис. 8, где по оси абсцисс отложены полные максимальные деформации крайних витков, а по оси ординат — удельная

электромагнитная нагрузка q . Теоретическая и экспериментальная зависимости $\varepsilon(q)$ при напряжениях, не превышающих предела пропорциональности проводникового материала, достаточно хорошо совпадают друг с другом (при расчетах было принято $E_{из} = 100 \text{ кГ/см}^2$; модуль упругости бумажной изоляции получен нами в результате статических испытаний на специальной установке).

С ростом электромагнитной нагрузки вначале внутренний, а затем и внешний витки переходят в зону текучести, где происходит некоторое выравнивание напряжений по сечению обмотки (рис. 9), однако деформация внутреннего витка и здесь

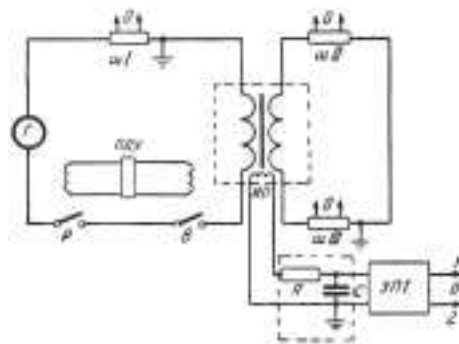


Рис. 7. Принципиальная схема испытаний модели: wI , wII и $wIII$ — омические шунты для измерения тока; G — ударный генератор ТИ-2,5; P — разъединитель; B — выключатель; ПАУ — пульт автоматического управления; ИО — обмотка для измерения индукции; УПТ — усилитель постоянного тока; O — к шлейфу осциллографа

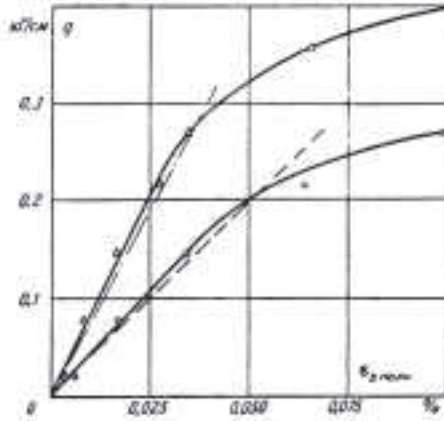


Рис. 8. Сравнение опытных и расчетных значений напряжений растяжения в крайних витках наружной обмотки: — — опыт; - - - - расчет; ○ — внутренний виток; Δ — наружный виток; провод $\frac{2,1 \times 10}{2,55 \times 10,45}$ мм, $n = 10$, $N = 0,091$

остаётся примерно в 1,4–1,5 раз больше, чем внешнего. Следует отметить, что в области перехода внутреннего провода в зону текучести его деформация $\epsilon_{s \text{ полн}}$ (рис. 9) в 4–5 раз превышает соответствующую деформацию внешнего провода.

Экспериментально было также установлено, что при напряжении

ниже условного предела текучести $\sigma_{0,2}$ накопления остаточных деформаций не происходит. Если материал работает в зоне текучести, то при многократных нагружениях происходит постепенное увеличение суммарной остаточной деформации $\epsilon_{s \text{ ост. сумм}}$. Основная часть этой деформации возникает при первом ударе, при последующих опытах величина $\epsilon_{s \text{ ост. сумм}}$ увеличивается весьма медленно, так что общая величина остаточного удлинения приближается к некоторому конечному значению.

Разрушение наружных обмоток при постепенном от опыта к опыту увеличении радиальных усилий происходит в следующей последовательности:

за счет сжатия витковой изоляции уменьшается радиальная ширина катушки;

появляются остаточные деформации проводов, что приводит к увеличению диаметра катушки и «сморщиванию» витковой изоляции;

возникают разрывы изоляции на внутренних проводах;

витковая изоляция рвется по всей радиальной ширине катушки. Эта последняя стадия разрушения отмечается при увеличении диаметра обмотки на 2–2,5%.

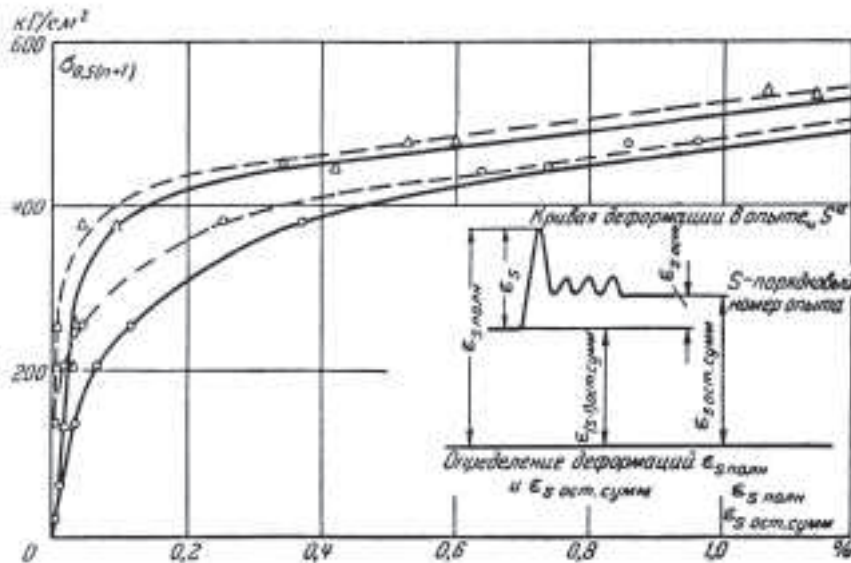


Рис. 9. Усредненные значения деформации внутреннего и внешнего витков обмотки в зависимости от величины среднего напряжения $\sigma_{0,5(n+1)}$: — — полная деформация; - - - - остаточная деформация; ○ — внутренний виток; Δ — наружный виток

Для создания методики расчета на прочность обмоток трансформаторов необходимо выяснить, имеются ли особенности в поведении обмотки как сложной механической системы при динамическом действии силы по сравнению со статическим, и совпадают ли механические характеристики проводниковых и изоляционных материалов в динамическом и статическом режиме.

Проведенные эксперименты показали, что максимальные деформации, а следовательно, и соответствующие им механические напряжения в проводах, наблюдаются при ударном токе короткого замыкания (рис. 10). Как видно из приводимых осциллограмм, остаточные деформации также появляются непосредственно после первого пика тока. Это обстоятельство, а также практическое отсутствие свободных колебаний обмотки после отключения ее от ударного генератора говорят о том, что собственная частота механических колебаний проводников намного превышает частоту возбуждающей электромагнитной силы 100 гц.

Эксперименты показали также удовлетворительное совпадение напряжений в крайних витках катушки со статическим расчетом, проведенным по выведенным в статье формулам. Это дает основание считать, что статическое распределение напряжений и деформаций по виткам совпадает с их динамическим распределением при коротком замыкании.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что для данного типа обмотки имеет место случай статического нагружения. Многочисленные эксперименты, проведенные с другими типами медных и алюминиевых обмоток, и предварительные расчеты показывают, что этот вывод, по-видимому, остается справедливым для всех мощных силовых трансформаторов.

В исследованиях последних лет большое внимание уделяется динамическим характеристикам проводниковых материалов. В ряде опубликованных работ [12, 13] имеются сведения о том, что при кратковременном действии растягивающих усилий ($t \approx 0,005$ сек) условный предел теку-

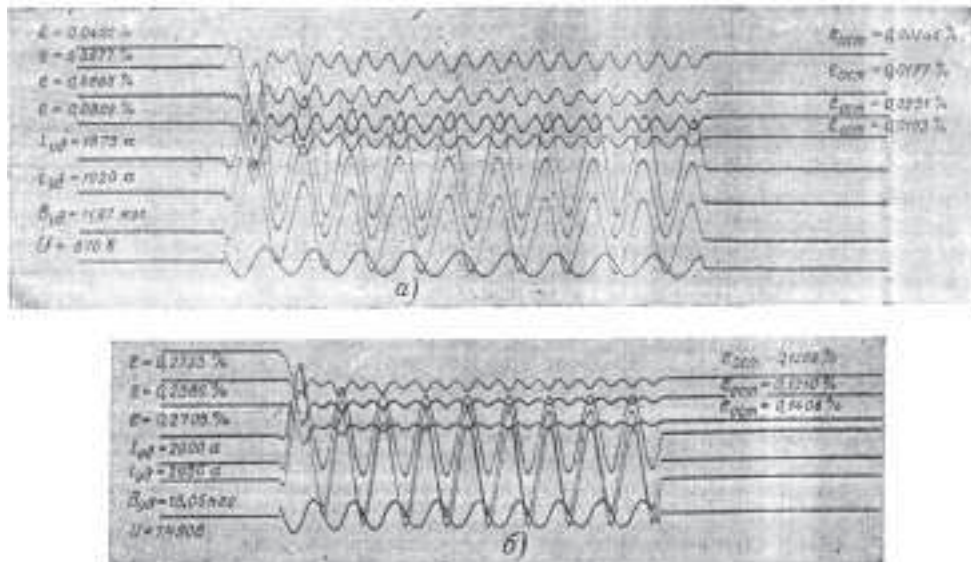


Рис. 10. Осциллограммы короткого замыкания при испытании наружной обмотки. Все тензодатчики расположены на внутреннем витке: а — малые остаточные деформации; б — большие остаточные деформации

части $\sigma_{0,2}$ на 10–40% превышает величину статического предела текучести. Однако экспериментальное сопоставление статической и динамической кривых растяжения меди и алюминия показало, что при динамическом растяжении практически не имеется никаких запасов прочности по сравнению со случаем статического действия нагрузки.

Наряду с испытанием образцов при нормальной температуре ($t = 25^\circ\text{C}$) экспериментально исследовано поведение обмоток при повышенных температурах. Опыты показали, что с ростом температуры механическая прочность обмоток снижается. Так, при 110°C это снижение составляет 10–15% первоначальной величины.

Задача определения допускаемого механического напряжения $[\sigma]$ для внешних обмоток не имеет однозначного решения для трансформаторов всех габаритов. Это связано с тем обстоятельством, что в обмотках сравнительно небольшого диаметра можно допустить значительные остаточные деформации (порядка 1,5%), в то время как для мощных трансформаторов такие цифры неприемлемы. Таким образом, приходим к двум критериям для оценки (расчета) динамической прочности трансформаторов.

1. Величина $[\sigma]$ определяется той максимальной деформацией, при ко-

торой еще не происходит разрыва витковой изоляции (табл. 1).

Ввиду того, что приведенные в табл. 1 значения превышают условный предел текучести проводниковых материалов $\sigma_{0,2}$, напряжения по виткам обмотки распределяются практически равномерно и о прочности обмотки можно судить по величине среднего растягивающего напряжения.

2. Значение $[\sigma]$ определяется допустимым остаточным удлинением диаметра катушек после короткого замыкания (по условиям электрической прочности изоляции и другим соображениям). Так как значительные остаточные деформации нежелательны, необходимо принять $[\sigma] = \sigma_{0,2}$ потому что при $\sigma > \sigma_{0,2}$ происходит резкое нарастание полных и остаточных деформаций (табл. 2).

Как было установлено ранее, в зоне до предела текучести проводникового материала растягивающие напряжения распределяются по виткам обмотки крайне неравномерно. В мощных высоковольтных трансформаторах с большим числом проводников и толстой витковой изоляцией определение только $\sigma_{0,5(n+1)}$ не позволяет судить о механической прочности обмотки, так как даже при условии $\sigma_{0,5(n+1)} \leq \sigma_{0,2}$ напряжение во внутреннем проводе может быть настолько большим, что

Таблица 1

Обмотка	Допускаемое напряжение, кГ/см^2 , при температуре, $^\circ\text{C}$			
	20	100	200	250
Медная	1300–1400	1130–1220	980–1050	910–980
Алюминиевая	570–600	500–520	430–450	—

Таблица 2

Обмотка	Допускаемое напряжение, кГ/см^2 , при температуре, $^\circ\text{C}$			
	20	100	200	250
Медная	1000	870	750	700
Алюминиевая	400	350	300	—

вызовет разрыв витковой изоляции или значительно увеличит первый масляный канал, что может привести как к витковому замыканию, так и электрическому пробоев в обмотке.

В таких случаях необходимо, чтобы выполнялось условие

$$\sigma_1 = \sigma_{\max} < [\sigma], \quad (15)$$

где σ_1 — напряжение растяжения внутреннего витка обмотки.

Необходимо указать, что вопрос о выборе рациональных допускаемых напряжений нуждается в дальнейшем теоретическом и экспериментальном изучении. В частности, необходимо учесть малую вероятность короткого замыкания с максимальной апериодической составляющей тока и еще меньшую вероятность сочетания всех неблагоприятных условий (максимальной температуры и наибольшего тока короткого замыкания), а также число коротких замыканий за время эксплуатации (кумулятивный эффект).

В заключение отметим, что и при расчетах за пределом упругости исходные уравнения (3) и (5) остаются верными. Однако в этом случае необходимо решить систему нелинейных уравнений, так как величина N будет принимать различные значения в зависимости от того, в какой части механической характеристики находится рабочая точка. Для подобных расчетов целесообразно использование электронно-вычислительной техники.

Выводы. 1. При работе на линейной части механической характеристики внутренние витки нагружены сильнее наружных, причем степень неравномерности распределения напряжений растяжения по сечению обмотки зависит от следующих факторов:

а) соотношения модулей упругости проводникового материала и витковой изоляции;

б) числа витков в катушке;

в) геометрических размеров обмотки.

2. Для определения динамической прочности внешних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания можно ограничиться статическим расчетом.

3. Изложен полный метод расчета на прочность наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Дальнейшие работы по динамической прочности обмоток должны быть направлены на уточнение значений допускаемых напряжений.

Приложение. Упрощенный расчет напряжений в наружной обмотке. Ход расчета рассмотрим на примере обмотки на рис. 3 ($E_{\text{из}} = 100 \text{ кГ/см}^2$).

1. Определяем величину

$$N = \frac{abE}{E_{\text{из}}R_0^2} = \frac{0,135 \cdot 0,168 \cdot 1,17 \cdot 10^6}{100 \cdot 36,45^2} = 0,1996.$$

2. По кривым на рис. 5 находим значение функции $\varphi(\theta, n) \approx K_{\sigma}$:

$$K_{\sigma} = 0,915.$$

3. Определяем напряжения растяжения:

а) в среднем проводе

$$\sigma_{0,5(n+1)} = \frac{R_{\text{ср}} q_0}{2F} = \frac{37,85 \cdot 1,6}{2 \cdot 0,097} = 312 \text{ кГ/см}^2;$$

б) в любом витке k по формуле (14)

$$\begin{aligned} \sigma_k &= \sigma_{0,5(n+1)} \left[1 + \frac{K_{\sigma}(n+1-2k)}{2(n-1)} \right] = \\ &= 495 - 40,9k, \text{ кГ/см}^2; \end{aligned}$$

в) в крайнем витке (максимальное напряжение)

$$\sigma_1 = \sigma_{0,5(n+1)} (1 + 0,5K_{\sigma}) = 454 \text{ кГ/см}^2.$$

Заметим, что результаты расчета по упрощенному выражению (15) и полной формуле (12) в пределах необходимой для практики точности совпадают друг с другом.

Литература

1. *Петров Г.Н.* Трансформаторы. Госэнергоиздат. М.: 1934.
2. *Stenkvist E.* Short-circuit problems in large transformers. CIGRE. 1958. № 155.
3. *Kulda J.* Short-circuit forces in large transformers. CIGRE. 1958. № 136.
4. *Болотин В.В., Макаров Б.П., Куранов Б.А.* Прочность и жесткость внутренних обмоток трансформаторов. Электричество. 1964. № 4.
5. *Беляев Н.М.* Сопротивление материалов. ГИТТЛ. М.: 1954.
6. *Гельфонд А.О.* Исчисление конечных разностей. Физматгиз. М.: 1959.
7. *Березин И.С., Жидков Н.П.* Методы вычислений. М.: Физматгиз. 1962.
8. *Марчук Г.И.* Численные методы расчета ядерных реакторов. М.: Атомиздат. 1958.
9. *Смайт В.* Электростатика и электродинамика. М.: Изд. иностр. лит-ры. 1954.
10. *Лурье А.И.* Устройство для испытания катушек трансформаторов. Авт. свидетельство СССР. № 148850.
11. *Берсма Р., Вильдебозер И.* Прочность внутренних обмоток трансформаторов под действием радиальных сил при коротких замыканиях. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. М.: Энергия. 1964.
12. *Wiersma B., Berkhout Th.* Eigencharpen van elektrolytish koper van belang voor da kortsluitvastheid van transformatoren. Smit-Mededclingen. 1963. 18. № 3.
13. *Торсеке Л.* Проблемы коротких замыканий в мощных трансформаторах. Энергетика за рубежом. Трансформаторы. М.: Энергия. 1964.