

* * *

О применении нестационарных методов определения теплопроводности корпусной изоляции обмоток электрических машин

ГУРЕВИЧ Э.И., ЛЯМИН А.А., МАЯНЦЕВ М.А., ПЕРМУТ А.С.

Предложены методы опытного определения коэффициента теплопроводности корпусной изоляции обмоток электрических машин на основе измерений не установившихся температур в натурных объектах. Первый метод относится к условиям лабораторных испытаний готовых стержней обмотки, второй — к условиям испытаний электрической машины в сборе. Оба метода обоснованы численным моделированием температурных полей и иллюстрированы примерами применения при испытаниях стержней обмотки статора в квазистационарном режиме и при стендовых испытаниях турбогенератора в переходном тепловом режиме.

Ключевые слова: электрическая машина, корпусная изоляция, коэффициент теплопроводности, методы определения

В мировой практике создания крупных электрических машин укрепляется тенденция к применению изоляционных материалов, обладающих возможно более высокой теплопроводностью при сохранении достаточного уровня диэлектрических свойств. Тем самым решается задача снижения главной составляющей термического сопротивления на пути теплового потока от источника тепла (меди обмотки) к охлаждающей среде. Эта задача особенно актуальна для мощных турбогенераторов с косвенным газовым охлаждением [1, 2]. На стадии проектирования таких машин для решения во-

Methods for experimentally determining the thermal conductivity coefficient of the frame insulation of electrical machine windings are proposed, central to which are measurements of unsteady temperatures in full-scale equipment. The first method relates to the conditions under which laboratory tests of prefabricated winding bars are carried out, and the second one, to the conditions under which a fully assembled electrical machine is tested. Both the methods are substantiated by numerical simulation of temperature fields and illustrated by examples of applying them during tests of stator winding bars under quasi steady-state operating conditions and during bench tests of a turbine generator in a transient thermal mode of its operation.

Key words: electrical machine, frame insulation, thermal conductivity coefficient, determination methods

проса о допустимой степени использования активных материалов требуются надежные сведения о термических свойствах корпусной изоляции обмотки статора.

Принципиально наибольшего доверия заслуживала бы опытная информация, получаемая на натурных стержнях обмотки, которые прошли полный технологический цикл изготовления и поэтому обладают реальными термофизическими качествами. Однако на практике обычно ограничиваются испытанием образцов малых размеров [3], и только в некоторых случаях в качестве опытных объектов

используются готовые стержни, питаемые током от внешнего источника в стационарных тепловых режимах. На реализацию последних требуется длительное время (несколько часов на каждый режим).

Опытная информация представляет особенную ценность, если удается выполнить необходимые измерения на действующих машинах и учесть тем самым особенности процесса теплопередачи в пазу в присутствии реально существующих газовых (воздушных) микрополостей между стержнем и стенкой паза. К сожалению, подготовка подобных натуральных измерений весьма трудоемка, имеются лишь чрезвычайно редкие сообщения об успешных единичных экспериментах такого рода [1, 4].

Сегодня в отношении исследований на натуральных объектах (будь то готовый стержень статорной обмотки или готовая машина) необходимо совершенствование методики эксперимента с учетом возросших возможностей измерительной техники и инструментальной доступности расчетно-теоретического анализа методических погрешностей, присущих тому или иному виду опытной процедуры.

В данной статье сосредоточено внимание на динамических методах натуральных исследований теплопроводности корпусной изоляции электрических обмоток, когда необходимые температурные измерения выполняются в нестационарных тепловых режимах. Это дает возможность определения термических параметров безотносительно к качеству сведений о тепловой нагрузке и занимает значительно меньше времени. Привлекательность динамических методов, не раз отмеченная в электротехнической литературе прежних лет, до недавнего времени ограничивалась существенными, а иногда и практически непреодолимыми затруднениями.

Речь идет, в первую очередь, о достижимом качестве опытных температурно-временных зависимостей. Проблема их удовлетворительной дифференцируемости, необходимой для решения всякой обратной задачи теплопроводности [5], в недалеком прошлом представляла основное препятствие на пути обработки экспериментальной информации. Сегодня такое препятствие легко преодолимо благодаря быстрдействию, помехозащищенности и высокой разрешающей способности электроизмерительной аппаратуры последних поколений.

Другим сравнительно новым благоприятным фактором является широкая доступность численного моделирования нестационарных полей температуры. Исследование этих полей при надлежащей постановке задачи с применением стандартных конечноэлементных пакетов позволяет выполнить количественное обоснование экспериментальной процедуры с априорным анализом методических погрешностей в зависимости от масштаба сторон-

них физических воздействий и ожидаемого информационного шума.

Указанные достижения побуждают сегодня к внедрению динамических методов определения теплофизических параметров в силовых электротехнических устройствах. Корпусная изоляция электрической обмотки представляет собой один из типичных объектов для решения этой достаточно общей задачи. В статье рассмотрены методическая состоятельность и условия достоверности конечного результата применительно к двум видам нестационарных опытов – на готовых стержнях обмотки статора и на действующем турбогенераторе.

Метод исследования теплопроводности изоляции готовых стержней в квазистационарном тепловом режиме. В основу метода положено широко используемое в экспериментальной теплофизике представление о регулярном режиме второго рода [6]. Согласно этому представлению, если на одной грани бесконечной пластины с теплопроводностью λ (Вт/мЖ) обеспечено изменение температуры по линейному закону $q_1 = bt$, то функция изменения температуры $q_2(t)$ на противоположной идеально теплоизолированной ее грани с достаточной для практики точностью описывается формулой

$$q_2(t) = \frac{bt}{c} \left[1 - \frac{cr d^2}{2\lambda} \exp(-t/\theta) \right], \quad (1)$$

где cr – удельная теплоемкость материала пластины на единицу объема, Дж/м³Ж; d – толщина пластины, м; θ – собственный показатель термической инерции пластины, с;

$$\theta = \frac{cr d^2}{2,47\lambda}. \quad (2)$$

По завершении переходного процесса, т.е. при практическом затухании экспоненциального члена в (1), пластина вступает в регулярный режим второго рода, характеризующийся постоянной скоростью изменения температуры всех ее точек:

при $t > t_{\text{рег}}$

$$q_2(t) = \frac{bt}{c} - \frac{cr d^2}{2\lambda} \frac{\ddot{\theta}}{\theta} \quad (3)$$

где время запаздывания функции $q_2(t)$ по отношению к $q_1(t)$

$$t = cr d^2 / 2\lambda \quad (4)$$

есть величина, обратно пропорциональная искомому значению коэффициента теплопроводности: чем он ниже, тем дальше отстоит кривая $q_2(t)$ от исходного луча $q_1(t) = bt$ (рис. 1). Для определения коэффициента теплопроводности λ достаточно по-

лучить опытную температурно-временную зависимость на наружной поверхности стержня, реконструировать по регулярной (прямолинейной) части этой кривой луч, соответствующий исходной зависимости $q_1(t)$ (пунктирная прямая на рис. 1), и определить время запаздывания $t = cr d^2 / 2l$; при известных значениях удельной теплоемкости cr найдем искомый коэффициент теплопроводности:

$$l = cr d^2 / 2t. \tag{5}$$

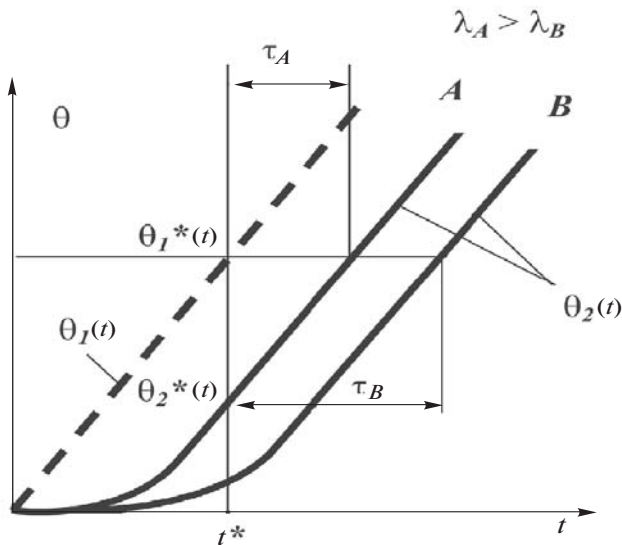


Рис. 1. Температурно-временные зависимости для двух пластин одинаковой толщины с различной теплопроводностью

Имея в виду, что на регулярной стадии процесса остаются неизменными как время запаздывания t , так и разность температур $Dq = q_2(t^*) - q_1(t^*)$ в заданный момент времени t^* , можно определять коэффициент теплопроводности также и на основании этой измеренной разности

$$l = cr bd^2 / 2Dq. \tag{5a}$$

Так обстоит дело, если исходная функция температуры линейна с начала процесса, что довольно сложно осуществить в реальной опытной установке. Адаптируем изложенный метод к типичной конструкции стержня статорной обмотки. Если в его проводниках обеспечить постоянное во времени тепловыделение q_V , то при отсутствии отвода тепла с наружной поверхности скорость нарастания температуры меди и наружной поверхности изоляции по истечении достаточного времени составит

$$\frac{dq_{\neq}}{dt} = b_{\neq} = \frac{q_V}{c_M \gamma_M S_M + c_I \gamma_I S_I} = \frac{D_{ад}}{1 + s_{и}} = D_K, \tag{6}$$

где

$$D_{ад} = \frac{q_V}{c_M \gamma_M S_M}; \quad s_{и} = \frac{c_I \gamma_I S_I}{c_M \gamma_M S_M};$$

S, c, γ – площади поперечного сечения, удельная теплоемкость и плотность меди (индекс «м») и изоляции (индекс «и»).

Выходу системы на квазистационарный режим, характеризуемый асимптотическим соотношением (6), предшествует промежуток времени Dt_0 , на протяжении которого происходит прогрев изоляционных элементов композиции. За это время скорость нарастания температуры меди снижается от начальной (адиабатной в отношении меди) $D_{ад}$ до конечной (квазистационарной, присущей композиции меди и изоляции) D_K . Последнее состояние системы не зависит от начальных условий (в частности, от начального графика тепловой нагрузки, например от реального темпа нарастания питающего тока до установившегося значения).

С учетом сказанного будем использовать для обработки по формуле (5) прямолинейные участки опытных функций температуры меди $q_1(t)$ и наружной поверхности изолированного стержня $q_2(t)$, что показано на рис. 2.

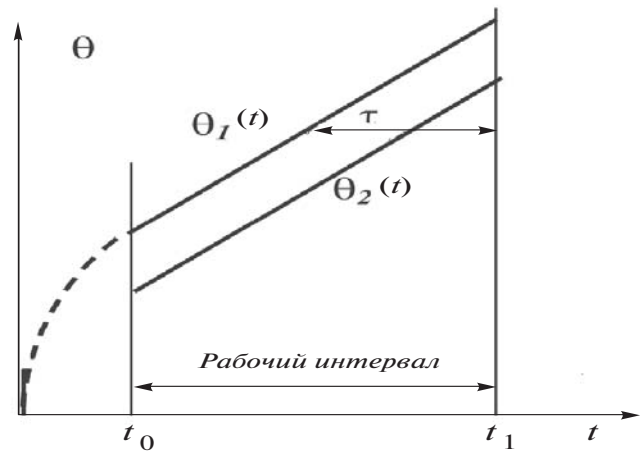


Рис. 2. К обработке экспериментальных кривых

Экспериментальная установка содержит испытуемый изолированный стержень обмотки с датчиками температуры на наружной поверхности, покрытой слоем эффективной теплоизоляции (пенопласт толщиной не менее 50 мм). Опытная процедура состоит в непрерывной регистрации температуры медных проводников и наружной поверхности стержня при питании его током от регулируемого внешнего источника. На протяжении опыта значение тока поддерживается неизменным.

При выборе параметров испытательного режима (продолжительности опыта и токовых нагрузок) необходимо учитывать ряд противоречивых требований. Так, в стремлении получить значимое ре-

зультатирующее различие экспериментальных функций $q_1(t)$ и $q_2(t)$ ценой увеличения тока при заданной разрешающей способности средств измерения и заданном интервале $(t_1 - t_0)$ мы увеличиваем температурный диапазон $q_{1,2}(t_1) \dots q_{1,2}(t_0)$. При этом возникает различие в значениях удельного тепловыделения в пределах указанного диапазона, что искажает требуемую линейность функции $q_1(t)$. Противоположное действие, т.е. удержание температурной разности $[q_{1,2}(t_1) \dots q_{1,2}(t_0)]$ на умеренном уровне за счет сокращения временного интервала $(t_1 - t_0)$, негативно сказывается на статистических характеристиках массива измеренных температур [7]. Компромисс достигается путем минимизации результирующей погрешности конечной величины — искомого коэффициента теплопроводности $\lambda_{\text{и}}$.

Серия оптимизационных расчетов, выполненных применительно к типичным конструкциям обмотки статора современных турбо- и гидрогенераторов с помощью конечноэлементного моделирования температурных полей в поперечном сечении стержня, позволяет рекомендовать следующие границы параметров режима:

испытания следует проводить при плотности тока $5\text{--}6 \text{ А/мм}^2$, что соответствует скорости повышения температуры на рабочем участке опытных зависимостей от $0,08$ до $0,12 \text{ К/с}$;

продолжительность иррегулярной стадии процесса t_0 находится в пределах от 50 до 120 с в зависимости от параметров конструкции стержня; разумно принять $t_0 \approx 150 \text{ с}$ (с некоторым запасом);

рабочий временной интервал $(t_1 - t_0)$ можно ограничить значением 100 с , так что повышение температуры меди за это время на $8\text{--}12 \text{ }^\circ\text{C}$ приведет к увеличению тепловыделения на границах диапазона не более чем на 5% . Уменьшить это воздействие можно размещением слоя наружной теплоизоляции (пенопласта) не на всей длине стержня, а лишь на центральном его участке, вследствие чего возникают аксиальный тепловой поток, компенсирующий рост тепловыделения на этом участке (рис. 3).

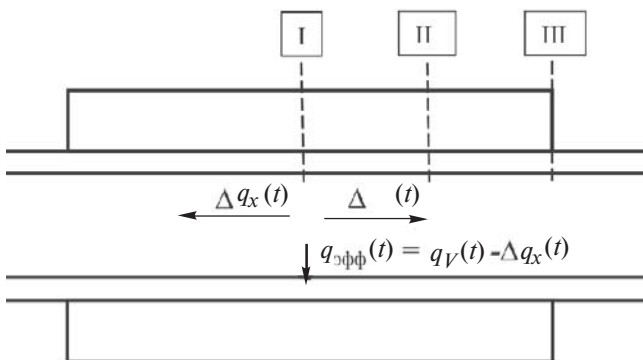


Рис. 3. Температурные изменения во времени удельного тепловыделения и продольного теплового потока

Температуру наружной поверхности стержня можно измерить термопарами «медь — константан» или плоскими платиновыми термометрами сопротивления. При использовании термопар требуется их тщательная индивидуальная градуировка. Температура медных проводников стержня может быть измерена миниатюрными термопарами «медь — константан», горячие спаи которых зачеканиваются в отверстия, сделанные в проводниках.

Специфика эксперимента диктует особо жесткие требования к взаимному соответствию показаний средств измерений, установленных по обе стороны испытуемого слоя корпусной изоляции стержня, поэтому требуется их совместная калибровка на полностью готовой экспериментальной установке. Калибровка проводится в состоянии теплового равновесия объекта, когда в пределах испытуемого стержня практически отсутствуют тепловые потоки, а температура различных точек по обе стороны корпусной изоляции одинакова с точностью, соизмеримой с разрешающей способностью приборов. Такое состояние сравнительно легко достигается в установке без тока благодаря эффективной теплоизоляции испытуемого стержня. Кроме этого «холодного» состояния объект должен пройти еще несколько этапов калибровки, на каждом из которых после непродолжительного включения тока следует дождаться надлежащего выравнивания температуры в объекте с точностью до $0,2 \text{ }^\circ\text{C}$. На каждом этапе калибровки внутренней и наружной поверхностям корпусной изоляции приписывается одно и то же значение температуры, с которым соотносятся показания соответствующих электроприборов.

На рис. 4 показаны в качестве примера фрагменты опытных температурно-временных зависимостей, полученных при тепловых исследованиях стержня статора гидрогенератора большой мощности. Опыт проведен при умеренной тепловой нагрузке (плотность тока около 3 А/мм^2), чему соответствовала результирующая разность температур на границах изоляционного слоя менее $2 \text{ }^\circ\text{C}$.

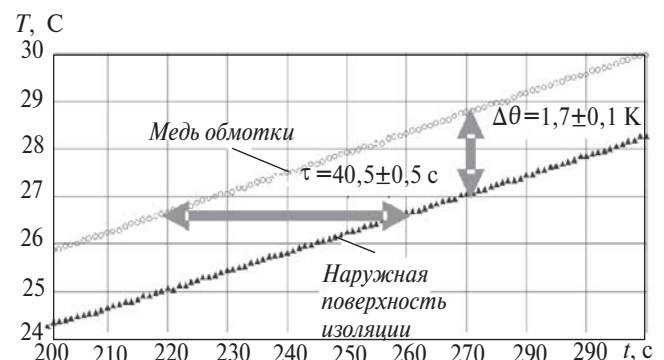


Рис. 4. Пример опытных температурно-временных зависимостей для внутренней и наружной поверхностей изоляции стержня обмотки статора гидрогенератора

Можно видеть, что реальные несистематические колебания тепловыделения практически не сказываются на температурных кривых: по-видимому, сглаживающую роль играет тепловая инерционность объекта. Обращает на себя внимание весьма точное совпадение скорости нарастания температуры на внутренней и наружной поверхностях корпусной изоляции стержня, что свидетельствует о безусловном достижении регулярного теплового режима. Обработка приведенных опытных данных по (5) дает значение коэффициента теплопроводности $\lambda_{и} = 0,27$ Вт/мЖ при температуре 30 °С.

Определение коэффициента теплопроводности корпусной изоляции обмотки в пазу статора по результатам измерений в нестационарном тепловом режиме при стендовых испытаниях турбогенератора. В процессе стендовых испытаний турбогенератора мощностью 225 МВт выполнены измерения температуры элементарных проводников обмотки статора с помощью оптоволоконных датчиков [4]. Одновременно с их показаниями, которые регистрировались по всем каналам 1 раз в минуту, велась непрерывная запись показаний термопар, установленных в зубцах статора (рис. 5).

Прямые измерения температуры элементарных проводников обмотки в переходном тепловом ре-

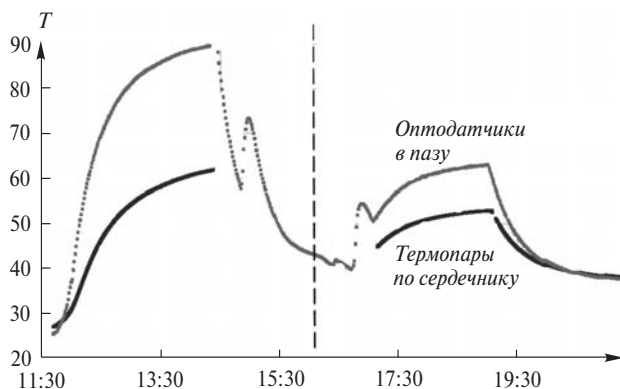


Рис. 5. Результаты температурных измерений при стендовых испытаниях турбогенератора мощностью 225 МВт

жиме дают возможность определить эквивалентный коэффициент теплопроводности корпусной изоляции $\lambda_{и}$ (с учетом воздушных включений между наружной поверхностью изоляции и стенкой паза).

Для обработки используются измеренные оптоволоконными датчиками значения избыточной температуры в верхнем стержне пазовой части обмотки $q_{п}$ и результаты измерения температуры зубцов статора J_z . Рассматриваются кривые нагрева, показанные на рис. 6, на протяжении режима трехфазного короткого замыкания вплоть до практически установившегося теплового состояния (индекс «у»).

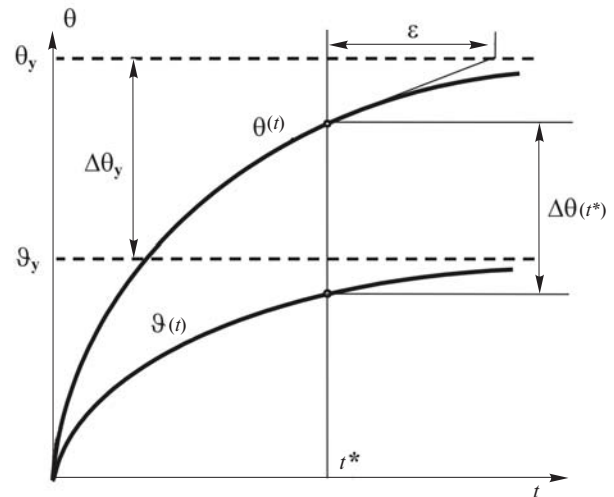


Рис. 6. Кривые нарастания температуры обмотки и зубца статора во времени

В строгой постановке искомое значение $\lambda_{и}$ является предметом решения обратной задачи нестационарной теплопроводности, граничными условиями для которой являются экспериментальные функции температуры на обеих границах изоляционного слоя $f_{1п}(t)$ и $f_{2п}(t)$. При этом рассматривается одномерная модель, содержащая пару сопряженных пластин, одна из которых (имитирующая медь обмотки) имеет бесконечную теплопроводность, а другая (имитирующая изоляционный слой толщиной $d_{и}$) — конечное значение теплопроводности $\lambda_{и}$. Формулировка задачи:

$$c_{и} r_{и} \frac{\partial q_{и}}{\partial t} = \lambda_{и} \frac{\partial^2 q_{и}}{\partial x^2}; \quad (7)$$

краевые условия:

$$q_{и}(x,0) = 0; \quad q_{и}(0,t) = f_1(t); \quad q_{и}(d_{и},t) = f_2(t). \quad (8)$$

Численное моделирование в пакете ELCUT температурного поля стержня статора при варьируемом коэффициенте теплопроводности $\lambda_{и}$ дает возможность определить то значение $\lambda_{и}$, при котором наилучшим образом удовлетворяются условия (8). Анализ показывает, что для моментов переходного процесса, достаточно удаленных по времени от его начала (в регулярной стадии), задача определения обсуждаемых параметров подлежит более простому решению: в основу расчета может быть положена одноемкостная модель, в которой не учитывается аккумуляция тепла в изоляционном слое. В этих условиях для произвольного момента времени t^* процесс поглощения тепла медными элементарными проводниками и одномерного распространения его в тангенциальном направ-

лении через слой корпусной изоляции к зубцу статора описывается уравнением теплового баланса:

$$q_V d_M = c_M r_M d_M \frac{dq}{dt} + \frac{l_{и}}{d_{и}} (q - J), \quad (9)$$

где q_V – потери на единицу объема пазовой части стержня обмотки, Вт/м³; $c_M = 390$ Дж/кгК – удельная теплоемкость меди; $r_M = 8900$ кг/м³ – плотность меди; d_M – половина ширины неизолированного стержня обмотки статора, м; $l_{и}$ – эквивалентный коэффициент теплопроводности композиции на промежутке от медных проводников до стенки паза, Вт/мК; $d_{и}$ – расстояние между медными проводниками и стенкой паза, м; $q(t)$, $J(t)$ – текущие значения температуры проводников обмотки и зубца статора.

Выражая удельную тепловую нагрузку на единицу поверхности стержня $q_V d_M$ через установившиеся превышения температуры на границах изоляционного промежутка

$$q_V d_M = \frac{l_{и}}{d_{и}} (q_y - J_y),$$

получаем для искомого коэффициента теплопроводности

$$l_{и} = \frac{c_M r_M d_M d_{и} \frac{dq}{dt}}{Dq_y - Dq(t)} = \frac{c_M r_M d_M d_{и}}{e}, \quad (10)$$

где $Dq_y = q_y - J_y$; $Dq(t) = q(t) - J(t)$;

$$e = \frac{Dq_y - Dq(t)}{dq/dt}.$$

Параметр e в (10), имеющий размерность времени, можно рассматривать в качестве показателя термической инерции обмотки в пазовой части. В частности, если тепловой процесс описывается одной экспонентой, этот показатель служит ее постоянной времени и не изменяется на всем протяжении процесса. В иных обстоятельствах, характеризующихся более сложной функцией $Dq_y - Dq(t)$, параметр e может зависеть от времени.

Следует подчеркнуть, что изложенная методика определения коэффициента теплопроводности на базе опытных кривых, получаемых в переходном тепловом режиме, не требует знания потерь, выделяющихся в стержне, чем выгодно отличается от известных стационарных методов [9].

Требуется оговорить временной интервал, в пределах которого обработка температурно-временных зависимостей корректна. Понятно, что на ранней стадии процесса особенно заметна методическая погрешность, обусловленная неучетом теплоемкости изоляции в исходном уравнении теплового баланса (9). С другой стороны, поздняя стадия

процесса характеризуется малыми разностями температур, а также малыми значениями производных опытных функций, так что здесь можно ожидать значительного искажения конечного результата случайными погрешностями. По указанным причинам ранняя стадия (практически до текущих значений избыточных температур, составляющих около 30% установившейся) и поздняя стадия (текущие значения свыше 80% установившихся) должны быть исключены из обработки, и рабочий диапазон опытных зависимостей составит $0,3q_y < q(t) < 0,8q_y$.

Результаты определения по (10) эквивалентного коэффициента теплопроводности композиции между медью обмотки и стенкой паза на основании опытных данных представлены на рис. 7 в виде зависимости этого коэффициента от температуры на внутренней поверхности изоляционного слоя.

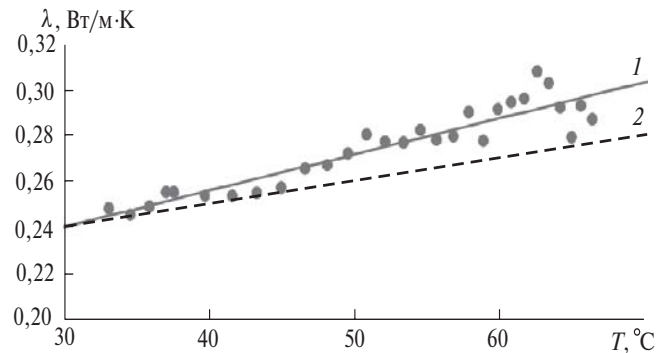


Рис. 7. Экспериментальная зависимость эквивалентного коэффициента теплопроводности изоляции в пазу статора от температуры

Сплошная линия 1 на рис. 7 базируется на заложенном в (10) предположении о постоянстве удельных потерь в обмотке статора при испытании турбогенератора в режиме симметричного короткого замыкания и поддержании неизменным тока статора. На самом деле изменяющаяся на протяжении режима температура меди оказывает на эти потери некоторое влияние: с ее увеличением основные (омические) потери возрастают, а дополнительные (обусловленные вихревыми токами) снижаются [8]. Таким образом, только в частном случае равенства между собой этих двух составляющих формула (10) является строгой. Ее модификация для условий полного отсутствия вихревых токов (что физически возможно лишь в обмотках, обтекаемых постоянным током) имеет вид при $q_V(q) = q_V(q_y) \frac{235 + q(t)}{235 + q_y}$:

$$l_{и} = \frac{c_M r_M d_M d_{и} \frac{dq}{dt}}{Dq_y \frac{235 + q(t)}{235 + q_y} - Dq(t)}. \quad (10a)$$

Линия 2, соответствующая нижнему пределу оценки искомой зависимости, изображена на рис. 7

штриховой линией. Согласно расчету для испытуемого турбогенератора дополнительные потери в верхнем стержне обмотки статора составляют около 50% основных при рабочей температуре, так что действительная зависимость $I_{\text{и}}(q)$ должна располагаться примерно посередине между кривыми 1 и 2.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hattori K., Okabe H., Ide K., Kobashi K., Watanabe T. Performance Evaluation and Measurement of the 250-MVA Class Air-Cooled Turbo Generator. — CIGRE Session 2004, Report A1-107.
2. Kitajima T., Ito H., Nagano S., Kazao Yu. The World's Largest Capacity Turbine Generators with Indirect Hydrogen-Cooling. — CIGRE Session 2004, Report A1-106.
3. Азизов А.Ш., Андреев А.М., Костельов А.М., Поликарпов Ю.И. Теплопроводность системы изоляции статорной обмотки мощных турбогенераторов с воздушным охлаждением. — Электротехника, 2009, № 3.
4. Гуревич Э.И., Лямин А.А., Шелемба И.С. Опыт измерения температуры обмотки статора оптоволоконными датчиками при стендовых испытаниях турбогенератора. — Электрические станции, 2010, № 2.
5. Темкин А.Г. Обратные методы теплопроводности. — М.: Энергия, 1973.
6. Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. — М.: Гостехиздат, 1954.
7. Шгорм Р. Теория вероятностей. Математическая статистика. Статистический контроль качества/пер. с нем. — М.: Мир, 1970.
8. Домбровский В.В., Хуторецкий Г.М. Основы проектирования электрических машин переменного тока. — Л.: Энергия, 1974.
9. Гуревич Э.И., Рыбин Ю.Л. Переходные тепловые процессы в электрических машинах. — М.: Энергоатомиздат, 1983.

[09.02.11]

Авторы: Гуревич Эльрих Иосифович окончил в 1960 г. электромеханический факультет Ленинградского политехнического института. Защитил докторскую диссертацию «Тепловые исследования и температурная диагностика электрических машин» в НИИэлектромаш в 1997 г. Профессор кафедры «Электрические машины» Санкт-Петербургского государственного политехнического университета (СПбГПУ).

Лямин Андрей Анатольевич окончил в 2004 г. электромеханический факультет СПбГПУ. Начальник лаборатории ОАО «Силовые машины», Санкт-Петербург.

Маянцев Максим Анатольевич окончил в 2006 г. факультет электротехники и автоматики Санкт-петербургского государственного электротехнического университета имени В.И. Ульянова (Ленина) «ЛЭТИ». Ведущий инженер ОАО «Силовые машины», Санкт-Петербург.

Пермут Антон Сергеевич окончил в 2001 г. электромеханический факультет СПбГПУ. Ведущий инженер ОАО «Силовые машины», Санкт-Петербург.