

ДВУХКАНАЛЬНАЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ДЛЯ СИСТЕМ ТЕПЛОВОЙ ЗАЩИТЫ

В статье изложен подход к построению системы тепловой защиты асинхронного двигателя на основе разделения термодинамических процессов на быстрые и медленные. Обоснована структура двухканальной термодинамической модели, в которой реализован этот принцип разделения процессов, получено математическое описание такой модели. Преимуществом предлагаемого подхода является небольшой объем исходных данных, необходимых для параметрирования системы тепловой защиты. Предлагаемый вариант системы тепловой защиты использует двухмассовую термодинамическую модель двигателя для вычисления превышения температуры обмотки статора над температурой окружающей среды, при этом обеспечивая более простое решение проблемы задания начальных условий для запуска в работу системы защиты после перерыва, чем системы контроля теплового состояния электродвигателя, использующие традиционные тепловые модели. Рассмотрены вопросы определения параметров предлагаемой двухканальной термодинамической модели. Приведены значения постоянных времени быстрого и медленного каналов модели для асинхронных двигателей закрытого исполнения различной мощности. Изложен подход к учету влияния изменения скорости на охлаждение двигателя. Проанализировано влияние погрешности, возникающей при переходе от исходной термодинамической модели (двухмассовой модели традиционного типа) к модели, преобразованной к двухканальному варианту. Описан алгоритм работы системы тепловой защиты на основе двухканальной модели для ситуаций медленного возрастания температуры и для кратковременной сильной перегрузки. Отмечены особенности задания начальных условий для рассматриваемой термодинамической модели после перерыва в работе системы. Приведены результаты моделирования в Matlab/Simulink работы этой системы защиты.

Ключевые слова: тепловая защита, асинхронный двигатель, термодинамическая модель, тепловая проводимость, теплоемкость, математическое моделирование, Matlab/Simulink, постоянная времени нагрева, термодинамические процессы, превышение температуры обмотки статора.

ВВЕДЕНИЕ

Проблемы тепловой защиты электродвигателей в настоящее время могут решаться различными путями – использованием тепловых реле, системами с датчиками температуры и системами, построенными на основе термодинамических моделей (ТДМ).

Тепловая защита с помощью тепловых реле, при невысокой стоимости и простоте, не всегда может обеспечить надежную защиту электродвигателей. Так, подобная защита практически непригодна для двигателей с самовентиляцией, работающих в режимах с переменной скоростью из-за существенно изменяющихся величин тепловых проводимостей и теплоотдачи в окружающую среду. Системы защиты, основанные на непосредственном измерении температуры обмотки, имеют очевидный недостаток – необходимость использования встроенных датчиков температуры.

Указанные обстоятельства делают актуальной задачу создания систем тепловой защиты на основе ТДМ защищаемых двигателей. В этом случае не требуется встраивать датчики температуры непосредственно в двигатель. Однако для реализации и обеспечения правильного функционирования ТДМ требуется достаточно большой объем информации о защищаемом двигателе, не всегда доступный для персонала, занимающегося эксплуатацией электропривода. В ряде случаев бывает не просто решить проблему определения начальных условий для запуска модели после паузы в работе электропривода.

Здесь рассмотрим возможности построения тепловой защиты на основе ТДМ асинхронного двигателя (АД) с учетом того факта, что при создании защиты, предназначенной для использования в электроприводах общего назначения, требуется минимизация требований к объему исходной информации для параметрирования модели и простота ее использования при перерывах в работе привода.

ОПИСАНИЕ ТДМ АД ЗАКРЫТОГО ИСПОЛНЕНИЯ

У АД закрытого исполнения тепловой поток от обмотки статора к окружающей среде проходит через элементы остальной части машины. Поэтому можно принять тепловую проводимость от обмотки статора к окружающему машину воздуху (λ_{10}) равной нулю. Это дает возможность представить ТДМ такого двигателя в виде двухмассовой модели, где в качестве первой массы выступает обмотка статора, а в качестве второй массы – вся остальная часть машины [1]. Такая двухмассовая ТДМ показана на **рис. 1**, где обозначено: 1 – обмотка статора; 2 – остальная часть машины; λ_{12} – тепловая проводимость от статора к остальной части машины; λ_{20} – тепловая проводимость к окружающему машину воздуху (охлаждающей среде).

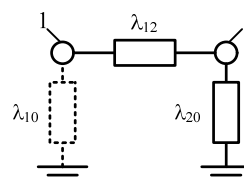


Рис. 1. Схема двухмассовой термодинамической модели АД

Запишем уравнения теплового баланса для 2-массовой ТДМ АД, показанной на **рис. 1**:

$$\begin{cases} C_1 (d\tau_1 / dt) + \lambda_{12} (\tau_1 - \tau_2) = \Delta P_1; \\ C_2 (d\tau_2 / dt) + \lambda_{12} (\tau_2 - \tau_1) + \lambda_{20} \tau_2 = \Delta P_2, \end{cases} \quad (1)$$

где C_1 и C_2 – теплоемкости первой и второй массы ТДМ; ΔP_1 и ΔP_2 – мощности потерь в этих массах.

Обозначим: $\Delta\tau_1 = \tau_1 - \tau_2$; $T_{1out} = C_1 / \lambda_{12}$ – постоянная времени теплоотдачи от обмотки статора к остальной части машины, которая является здесь внешней средой по отношению к обмотке статора; $T_{2out} = C_2 / \lambda_{20}$ – постоянная времени теплоотдачи от остальной части машины во внешнюю среду, под которой будем понимать окружающий машину воздух. С учетом введенных обозначений перепишем (1) в виде

$$\begin{cases} \Delta\tau_1 = \lambda_{12}^{-1} (\Delta P_1 - C_1 \tau_2) (T_{1out} p + 1)^{-1}; \\ \tau_2 = \lambda_{20}^{-1} (\Delta P_2 + \lambda_{12} \Delta\tau_1) (T_{2out} p + 1)^{-1}. \end{cases} \quad (2)$$

Систему уравнений (2) можно представить в виде структурной схемы, показанной на **рис. 2**.

ПРИНЦИП РАЗДЕЛЕНИЯ ПРОЦЕССОВ

Поскольку постоянные времени T_{1out} и T_{2out} отличаются друг от друга в десятки раз, можно использовать принцип разделения термодинамических процессов на быстрые (определяемые T_{1out}) и медленные (определяемые T_{2out}). Здесь медленный процесс будет выступать в роли регулярного процесса по Кондратьеву [2, 3]. Величина τ_2 изменяется значительно медленнее, чем τ_1 (а значит, и $\Delta\tau_1$). При этом C_1 много меньше, чем C_2 . Эти соображения позволяют пренебречь связью от τ_2 через $C_1 p$. В этом случае, учитывая, что $T_{1out} \ll T_{2out}$, можно принять $\lambda_{12} \Delta\tau_1 \approx \lambda_{12} \Delta\tau_{1уст}$. Поскольку $\lambda_{12} \Delta\tau_{1уст} = \Delta P_1$, эти соображения позволяют представить исходную схему на **рис. 2** в таком виде, как это показано на **рис. 3**.

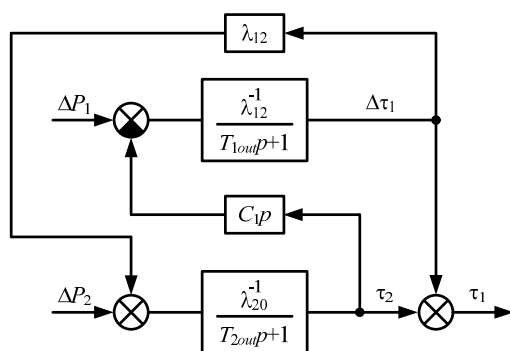


Рис. 2. Структурная схема двухмассовой ТДМ АД

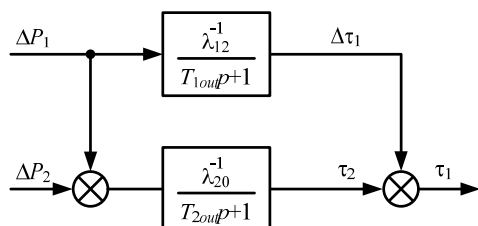


Рис. 3. Преобразованная структурная схема двухмассовой ТДМ АД с разделением процессов

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ДВУХМАССОВОЙ ТДМ АД

Вопросы определения тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ для АД закрытого исполнения подробно рассмотрены в [1]. Здесь остановимся кратко лишь на некоторых аспектах.

Определение λ_{12}

Из первого уравнения системы (1) можно получить для установившегося номинального режима

$$\lambda_{12} = \Delta P_{1N} (1 - \vartheta_N)^{-1} \tau_{1N}^{-1}, \quad (3)$$

где ΔP_{1N} – мощность потерь в первой массе в номинальном режиме; $\tau_{1N} = \tau_{1устN}$ – превышение температуры обмотки статора, допустимое по ГОСТ для данного класса нагревостойкости изоляции [4], $\vartheta_N = \tau_{2устN} / \tau_{1устN}$ – отношение установившихся превышений температуры узлов двухмассовой ТДМ в номинальном режиме.

Как показывают расчеты на примере двигателей серии 4А, величина ϑ_N находится, в большинстве случаев, в пределах от 0,75 до 0,85.

На **рис. 4** показана зависимость λ_{12} от номинального момента (M_N) для закрытых АД серии 4А с различным количеством полюсов, которая практически линейна. Также на **рис. 4** непрерывной линией показана аппроксимирующая зависимость

$$\lambda_{12} = k_{12} M_N^\delta, \quad (4)$$

найденная с использованием метода наименьших квадратов, которая обеспечивает аппроксимацию по указанной выборке двигателей с относительным средним квадратичным отклонением 9,02% (здесь $k_{12} = 4,025$ и $\delta = 0,520$). Эту зависимость можно использовать с целью приближенной оценки величины λ_{12} для двигателей разных габаритов.

Определение λ_{20}

Тепловая проводимость λ_{20} может быть найдена из соотношения (см. **рис. 3**)

$$\lambda_{20} = \Delta P_{\Sigma N} / \tau_{устN}, \quad (5)$$

где $\Delta P_{\Sigma N}$ – суммарная мощность потерь в двигателе при работе в номинальном режиме; $\tau_{устN}$ – среднее превышение температуры двигателя при работе в номинальном режиме,

$$\tau_{устN} = \tau_{1N} [c_1 + \vartheta_N (1 - c_1)], \quad (6)$$

где $c_1 = C_1 / C_\Sigma$; $C_\Sigma = C_1 + C_2$.

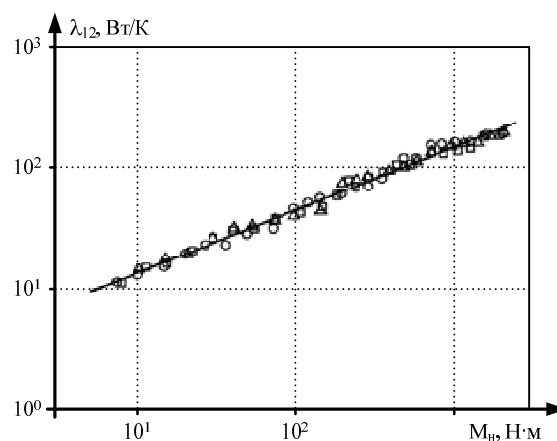


Рис. 4. Зависимость λ_{12} от номинального момента для закрытых АД серии 4А (\circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; \triangle – $2p=8$)

Выражение (6) позволяет записать (5) в виде

$$\lambda_{20} = \Delta P_{\Sigma N} \left[c_1 + \vartheta_N (1 - c_1) \right]^{-1} \tau_{1N}^{-1} \quad (7)$$

Определение C_1

Величину C_1 нетрудно определить экспериментально. При интенсивных термодинамических процессах нагрев обмотки статора можно считать близким к адиабатическому [5–7].

В таком случае начальный темп изменения температуры обмотки статора будет определяться выражением $\dot{t}_{1\text{нач}} = (d\tau_1/dt)_{\text{нач}} = \Delta P_1 / C_1$, которое дает возможность легко рассчитать величину C_1 по экспериментальным данным.

Также в литературе приводится информация, которая позволяет провести расчет или приближенную оценку C_1 . Так, в [8] приводятся сведения о $\dot{t}_{1\text{нач}}$ при заторможенном роторе для двигателей серии 4А. В [8–10] приводятся сведения о массе обмотки статора для двигателей 4А, МТФ, МТН, а в [8–10] – сведения о числе пазов статора, количестве элементарных проводников в эффективном, числе параллельных ветвей фазы, диаметре провода (или размере сечения провода), сопротивлении фазы статора (R_1) и некоторые другие данные. Если имеется информация о R_1 , то можно получить выражение для расчета теплоемкости меди обмотки, воспользовавшись выражением, связывающим R_1 с длиной и площадью сечения проводников [11, 12]. При наличии сведений о плотности тока в обмотке статора при номинальном токе или при пуске двигателя (такие сведения, например, приведены в [10] для двигателей 4МТКФ и 4МТКН, в [8] для серии 4А) также есть возможность определить C_1 . Подробнее вопросы оценки величины параметров ТДМ закрытых АД рассмотрены в [13]. Расчеты показывают, что большинство значений c_1 для двигателей 4А находится в пределах от 0,04 до 0,06, а у двигателей МТКФ все значения c_1 находятся в диапазоне от 0,03 до 0,05.

Определение постоянных T_{1out} и T_{2out}

Соотношения (3) и (7) позволяют записать выражения для постоянных времени.

$$T_{1out} = C_1 (1 - \vartheta_N) \tau_{1N} / \Delta P_{1N}, \quad (8)$$

$$T_{2out} = C_{\Sigma} (1 - c_1) \tau_{1N} [c_1 + \vartheta_N (1 - c_1)] / \Delta P_{\Sigma N}. \quad (9)$$

Суммарную теплоемкость машины C_{Σ} не трудно определить приближенно, используя информацию о массе машины. Постоянную T_{2out} можно представить как

$$T_{2out} = T (1 - c_1), \quad (10)$$

где T – постоянная времени для одномассовой ТДМ.

Из соотношения (10) видно, что, поскольку c_1 мала, то T_{2out} весьма близка к T . Величины T_{1out} и T_{2out} для двигателей серии 4А закрытого исполнения показаны на рис. 5 и 6. На этих рисунках обозначено: $\circ - 2p=4$; $\square - 2p=6$; $\Delta - 2p=8$, где $2p$ – число полюсов двигателя.

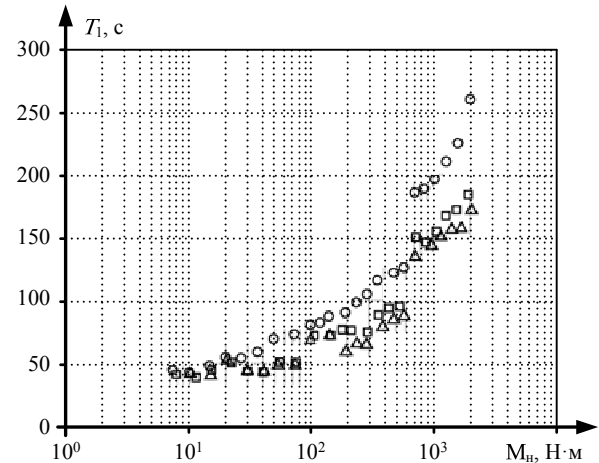


Рис. 5. Зависимость постоянной времени T_{1out} от номинального момента и числа полюсов

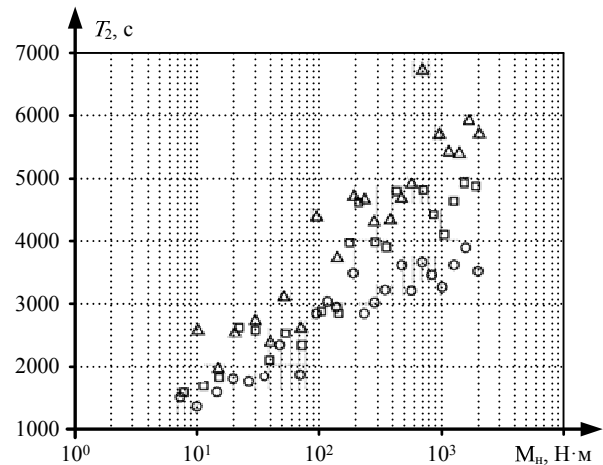


Рис. 6. Зависимость постоянной времени T_{2out} от номинального момента и числа полюсов

Учет влияния скорости на охлаждение машины

Учет влияния скорости на λ_{12} и T_{1out}

Тепловая проводимость λ_{12} складывается из тепловых проводимостей между лобовыми частями обмотки статора и внутренним воздухом ($\lambda_{лв}$) и между пазовыми частями обмотки статора и сталью статора $\lambda_{пс}$. Величина $\lambda_{пс}$ не зависит от скорости, так как определяется теплопередачей от пазовой части обмотки к стали статора. Величина $\lambda_{лв}$ зависит от скорости, так как определяется обдувом лобовых частей обмотки внутренним воздухом, и может быть представлена в следующем виде [14]

$$\lambda_{лв} = \lambda_{лв0} + (\lambda_{лвN} - \lambda_{лв0}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}, \quad (11)$$

где $\lambda_{лв0}$ и $\lambda_{лвN}$ – тепловые проводимости при нулевой и номинальной скоростях; ω_N – номинальная скорость двигателя.

Исходя из (11) можем записать λ_{12} как

$$\lambda_{12} = \lambda_{12N} \left[a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}} \right], \quad (12)$$

где $a_{12} = (\lambda_{пс} + \lambda_{лв0}) / \lambda_{12N}$.

При учете введенных обозначений можем записать выражение для постоянной времени T_{1out} как

$$T_{out} = \frac{T_{outN}}{a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}}, \quad (13)$$

где $T_{outN} = C_1 / \lambda_{12N}$ – постоянная времени T_{out} при номинальной скорости.

На рис. 7 показаны значения коэффициента a_{12} , рассчитанные для двигателей серии 4А закрытого исполнения. Здесь видно, что нет явной зависимости a_{12} от размеров машины, однако прослеживается зависимость от числа пар полюсов. Это связано с тем, что для более скоростных машин доля переменной (зависящей от скорости) составляющей теплоотдачи от лобовых частей к внутреннему воздуху больше. Из рис. 7 можно видеть, что для машин с $\omega_0 = 3000$ об/мин величина a_{12} , в среднем, близка к 0,6; для $\omega_0 = 1500$ об/мин – около 0,65; для $\omega_0 = 1000$ об/мин – около 0,7; для $\omega_0 < 1000$ об/мин – 0,7...0,85.

Степенной коэффициент $\alpha_{12} < 1$. Например, в [14] используется значение 0,8. В [15] предлагаются меньшие значения, причем зависящие от размеров и конструктивных особенностей машины. Необходим способ учета влияния скорости на λ_{12} и T_{out} , который был бы достаточно универсальным. С этой целью примем линейный закон зависимости относительной тепловой проводимости λ_{12} от скорости. На рис. 8 показаны зависимости $\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ от скорости для $\alpha_{12} = 1$ и $\alpha_{12} < 1$. Здесь видно, что линейная аппроксимация несколько «недооценивает» величину λ_{12} в области $\omega < \omega_N$. Относительная погрешность $\delta\lambda_{12}^* = \delta\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ составляет

$$\delta\lambda_{12}^* = (1 - a_{12}) (\omega / \omega_N) \left[(\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}-1} - 1 \right]. \quad (14)$$

На рис. 9 показана зависимость погрешности $\delta\lambda_{12}^*$ от относительной скорости и α_{12} при $a_{12} = 0,5$. Учитывая, что, как правило, $a_{12} > 0,5$ и $\alpha_{12} > 0,5$, можно считать незначительной погрешность от линейной аппроксимации зависимости λ_{12} от скорости. При работе системы тепловой защиты это обстоятельство будет обеспечивать некоторый «запас» в оценке нагрева в области $\omega < \omega_N$.

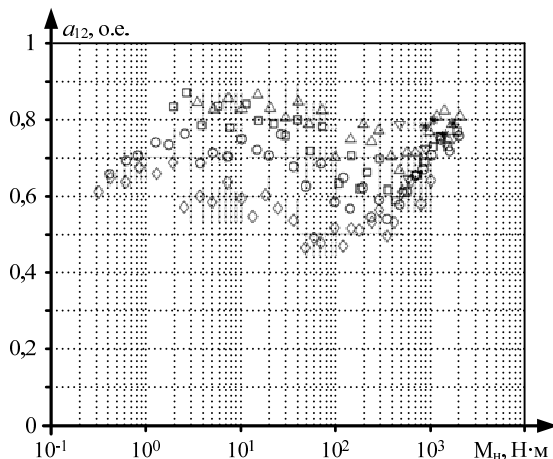


Рис. 7. Зависимости a_{12} от номинального момента для двигателей 4А ($\diamond - 2p=2$; $\circ - 2p=4$; $\square - 2p=6$; $\Delta - 2p=8$; $\nabla - 2p=10$; $*$ – $2p=12$)

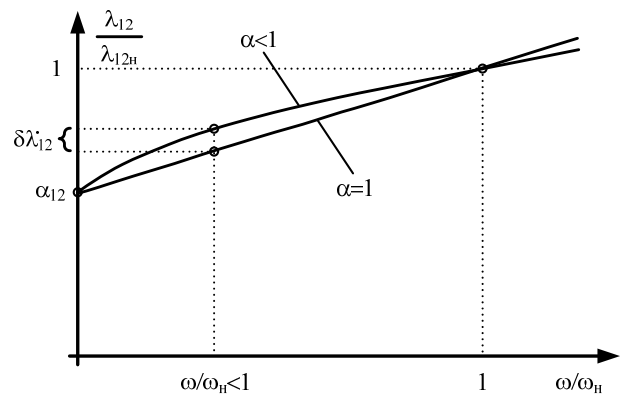


Рис. 8. Зависимости $\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ от скорости для $\alpha_{12} = 1$ и $\alpha_{12} < 1$

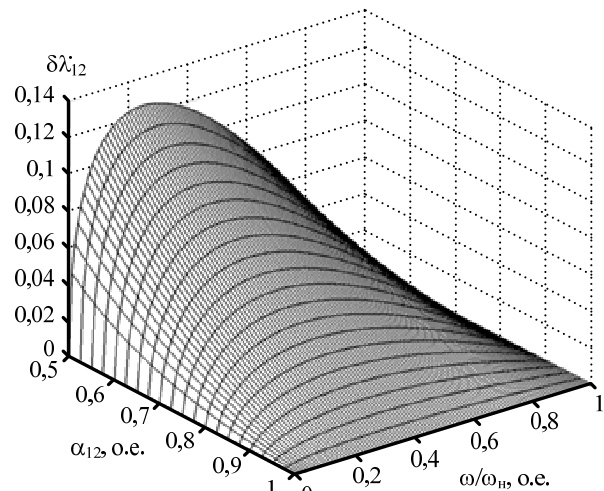


Рис. 9. Зависимость погрешности $\delta\lambda_{12}^*$ от относительной скорости и α_{12}

Учет влияния скорости на λ_{20} и T_{out}

Тепловая проводимость λ_{20} также складывается из двух частей – постоянной и переменной, зависящей от скорости. Для двигателей с самовентиляцией переменная составляющая оказывает существенное влияние на λ_{20} и T_{out} при изменении скорости. Учет влияния скорости на тепловую проводимость λ_{20} осложняет то, что теплоотдача от различных элементов корпуса машины в окружающую среду зависит от скорости в разной степени. Так, число Рейнольдса, пропорциональное скорости, входит в формулу для числа Нуссельта, определяющего коэффициент теплоотдачи с поверхности в степени, равной 0,500–0,685 для воздуха, входящего в межреберные каналы [15]. Для подшипниковых щитов предлагаются зависимости со степенью от 0,6 до 0,9 [14, 15].

По тем же соображениям, которые были изложены выше, при рассмотрении связи λ_{12} со скоростью, используем линейную аппроксимацию и для связи λ_{20} со скоростью. Для записи зависимости λ_{20} от скорости используем известное из литературы выражение для коэффициента ухудшения условий охлаждения [16] $\beta = \beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N)$, с учетом которого запишем выражение для λ_{20} в виде

$$\lambda_{20} = \lambda_{20N} [\beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N)], \quad (15)$$

где λ_{20N} – тепловая проводимость при номинальной скорости; β_0 – коэффициент ухудшения охлаждения при нулевой скорости.

Исходя из (15) можем записать выражение для постоянной времени T_{1out} как

$$T_{2out} = T_{2outN} [\beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N)]^{-1}, \quad (16)$$

где $T_{2outN} = C_2 / \lambda_{20N}$ – постоянная времени при номинальной скорости.

В [16, 17] приводятся обобщенные данные по величине β_0 . В [18] приведены более детальные сведения о значениях β_0 для общепромышленных электродвигателей основного исполнения производства ОАО «ВЭМЗ», ОАО «НИПИТЭМ».

СРАВНЕНИЕ ИСХОДНОЙ И ПРЕОБРАЗОВАННОЙ ДВУХМАССОВОЙ ТДМ АД

Проведем анализ погрешности, которую дает переход к ТДМ с разделением каналов от исходной двухмассовой модели. Для достижения большей общности результатов воспользуемся записью уравнений модели в относительных единицах. Используем следующую систему относительных единиц: $\lambda_{12}^* = \lambda_{12} / \lambda_{12N}$; $\lambda_{20}^* = \lambda_{20} / \lambda_{20N}$; $\Delta P_1^* = \Delta P_1 / \Delta P_{\Sigma N}$; $\Delta P_2^* = \Delta P_2 / \Delta P_{\Sigma N}$; $T_{1out}^* = T_{1out} / t_6$; $T_{2out}^* = T_{2out} / t_6$; $t_6 = C_\Sigma / \lambda_{20N}$; $\omega^* = \omega / \omega_N$.

На рис. 10 приведены зависимости ошибки расчета превышения температуры обмотки статора $\delta\tau_1$ при переходе к ТДМ с разделением каналов. Графики построены для $\lambda_{20}^* = 1,0$; $\lambda_{12}^* = 2,0$; $T_{1out}^* = 0,025$ и $T_{2out}^* = 0,975$. Здесь обозначено: 1 – при постоянных значениях ΔP_1^* и ΔP_2^* , равных 0,5; 2 – прямоугольные импульсы $\Delta P_1^* = 1,0$ с шириной 50% и периодом 0,5 о.е. при $\Delta P_2^* = 0,5$. Как видим, максимальная погрешность составляет порядка 2,5%.

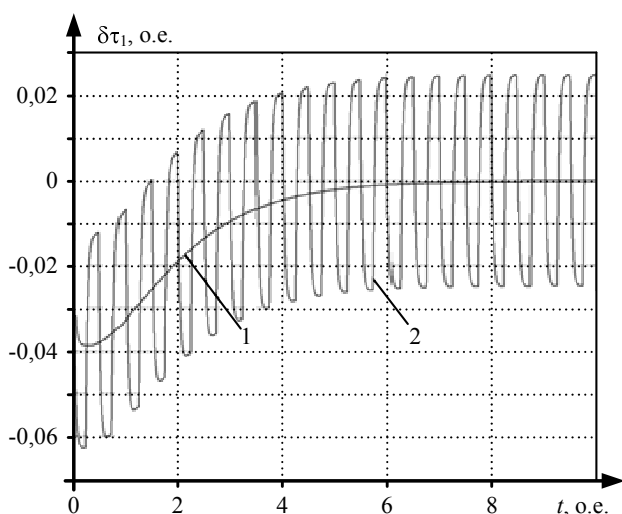


Рис. 10. Зависимость ошибки от времени при $\omega = \omega_N$

ПОСТРОЕНИЕ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ НА ОСНОВЕ ТДМ АД С РАЗДЕЛЕНИЕМ ПРОЦЕССОВ

Известны варианты системы тепловой защиты электродвигателей на основе полной термодинамической модели, например [19]. Преимущество такого варианта в том, что обеспечивается непосредственный расчет температуры обмотки (в том числе и при существенных изменениях скорости вращения), а это позволяет использовать для оценки теплового состояния двигателя вычисление расхода термического ресурса изоляции обмотки. Недостаток этого варианта связан с проблемой определения начальных условий для продолжения расчета процессов после перерыва в работе. Рассмотрим организацию работы системы защиты на основе двухмассовой ТДМ с разделением процессов, которая позволяет обойти эту проблему. При использовании только быстрого канала, в ходе длительной работы с пониженной скоростью, из-за ухудшения теплоотдачи во внешнюю среду, даже при эквивалентном токе меньшем номинального, может происходить рост средней температуры двигателя (а значит, и 2-й массы модели) выше уровня, характерного для работы в номинальном режиме, что не будет учитываться системой защиты.

Преодоление этого недостатка может быть осуществлено приближенно за счет суммирования с $\Delta\tau_1$ величины $\Delta\tau_2$, которая вычисляется с учетом изменения теплоотдачи от второй массы при изменении скорости двигателя. При изменении скорости двигателя или нагрузки на больших интервалах времени происходит заметное изменение превышения температуры второй массы термодинамической модели $\Delta\tau_2$.

Можно осуществить приближенный учет изменения температуры 2-й массы следующим образом.

Для номинального установившегося режима

$$\Delta\tau_{1N} = R_1 I_{1N}^2 / \lambda_{12N} \approx (1 - g_N) \tau_{1N}, \quad (17)$$

где R_1 – сопротивление статорной обмотки; I_{1N} – номинальный ток статора.

Запишем уравнения для ТДМ АД с разделением процессов, показанной на рис. 3, в следующем виде:

$$\begin{cases} \Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{1outN} p} \left(\frac{\Delta P_1}{\lambda_{12N}} - \Delta\tau_1 F_1 \right); \\ \tau_2 = \frac{1}{T_{2outN} p} \left(\frac{\Delta P_1 + \Delta P_2}{\lambda_{20N}} - \tau_2 F_2 \right), \end{cases} \quad (18)$$

где

$$F_1 = a_{12} + (1 - a_{12}) \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{\alpha_{12}}$$

и

$$F_2 = \beta_0 + (1 - \beta_0) \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right).$$

Из первого уравнения системы (18) получим

$$\Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{1outN} p} \left[\frac{R_1 I_{1N}^2}{\lambda_{12N}} - \Delta\tau_1 F_1(\omega) \right]. \quad (19)$$

С учетом (17) перепишем (19) в виде

$$\Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{outN}P} \left[\Delta\tau_{1N} \left(\frac{I_1}{I_{1N}} \right)^2 - \Delta\tau_1 F_1(\omega) \right]. \quad (20)$$

Из-за малой величины T_{out} даже после небольшого перерыва в работе системы (более нескольких десятков секунд) можно задавать нулевые начальные условия для $\Delta\tau_1$. Соотношение (20) позволяет учесть лишь влияние изменения скорости на теплоотдачу от обмотки статора к остальной части двигателя и не позволяет учесть изменение средней температуры машины.

Для номинального установившегося режима, исходя из схемы на рис. 3, получим

$$\tau_{2N} = (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}) / \lambda_{20N}. \quad (21)$$

На самом деле отношение $(\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}) / \lambda_{20N}$ равно установившейся средней величине превышения температуры двигателя $\tau_{устN}$, но разница между τ_{2N} и $\tau_{устN}$ очень мала. Нетрудно показать, что при $c_1=0,05$ и $\theta_N=0,8$ она составляет лишь около 1,25% и ею можно пренебречь.

Выразив из второго уравнения системы (18) τ_2 и обозначив $\tau_{2N} = \theta_N \tau_{1N}$, получим следующее выражение:

$$\tau_2 = \frac{\theta_N \tau_{1N} [i_1^2 p_{1N} + H] - \tau_2 F_2(\omega)}{T_{outN}P}, \quad (22)$$

где $p_{1N} = \Delta P_{1N} / (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N})$; $H = (1 - p_{1N}) \Delta P_2 / \Delta P_{2N}$.

Построим параллельный канал расчета, который будет давать превышение температуры второй массы при условии номинальной нагрузки и скорости $\tau_{2(\omega N, PN)}$

$$\tau_{2(\omega N, PN)} = \frac{1}{T_{outN}P} [\theta_N \tau_{1N} - \tau_{2(\omega N, PN)}]. \quad (23)$$

Разность $\Delta\tau_{2(\omega N, PN)} = \tau_2 - \tau_{2(\omega N, PN)}$ показывает насколько отличается превышение температуры при работе с произвольной нагрузкой и скоростью от превышения, которое было бы в этот же момент времени при работе с номинальными значениями нагрузки и скорости. Отметим, что благодаря использованию в алгоритме разности $\tau_2 - \tau_{2(\omega N, PN)}$ здесь можно после перерыва в работе задавать нулевые начальные условия для τ_2 и $\tau_{2(\omega N, PN)}$ без большой погрешности.

При использовании (20), (22) и (23) имеется также возможность выполнить приближенную оценку абсолютного значения превышения температуры обмотки статора τ_1^0 в предположении о том, что среднее значение превышения температуры двигателя на больших интервалах времени не должно превышать уровень, соответствующий номинальному режиму. Для этого необходимо суммировать значения $\Delta\tau_1$ и $\Delta\tau_{2(\omega N, PN)}$, а также превышение температуры второй массы при работе в номинальном режиме $\tau_{2N} = \theta_N \tau_{1N}$:

$$\tau_1^0 = \Delta\tau_1 + \Delta\tau_{2(\omega N, PN)} + \theta_N \tau_{1N}. \quad (24)$$

Для оценки необходимости срабатывания тепловой защиты используем величину $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ – значение оценки превышения температуры обмотки статора τ_1^0 , усредненное за время, равное ширине скользящего окна. Минимальную ширину окна можно принять равной 10 мин, как

границу длительности повторно-кратковременного режима. Максимальной шириной окна может быть значение, близкое к постоянной времени T_{out} . Условием срабатывания защиты является выполнение неравенства $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0 > k_3 \tau_{1N}$, где k_3 – коэффициент запаса (например, 1,05–1,1). В принципе, величина $k_3 \tau_{1N}$ должна быть такой, чтобы абсолютная температура обмотки не превышала значение температуры срабатывания защиты при медленной нарастающей перегрузке по ГОСТ, например [20].

Сама величина τ_1^0 , полученная по (24) (без усреднения по ширине окна) может быть использована для определения ситуации, когда необходимо срабатывание защиты по причине кратковременной сильной перегрузки. Такая ситуация возможна при работе двигателя с током статора, равным уровню ограничения, установленному в САР электропривода. Этого уровня недостаточно для срабатывания устройства защиты на основе электромагнитного расцепителя, однако температура обмотки достаточно быстро растет и через некоторое время, меньшее ширины окна, может достигнуть недопустимых значений. Условием срабатывания защиты в такой ситуации должно быть выполнение условия $\tau_1^0 > \theta_{кр, доп} - \theta_0$, где $\theta_{кр, доп}$ – кратковременно допустимая температура для данного класса изоляции. В качестве основы для определения предельно допустимой температуры можно принять температуру срабатывания встроенной температурной защиты [8]. Значения предельно допустимой температуры устанавливаются ГОСТ [20], они зависят от категории защиты и класса нагревостойкости изоляции.

РЕЗУЛЬТАТЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ СИСТЕМЫ ЗАЩИТЫ

На рис. 11 показаны результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели: график изменения нагрузки (момента двигателя) во времени (а); график изменения скорости (б); график изменения величины $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ и пороговый уровень срабатывания $k_3 \tau_{1N}$ (в); значение превышения температуры обмотки статора, рассчитанное с помощью термодинамической модели τ_1 (г). Использовалась ширина окна $t_w = T_{outN}$. Графики построены в относительных единицах, где в качестве базисных величин приняты следующие: $\omega_6 = \omega_N$ – базисная скорость; $M_6 = M_N$ – базисный момент; $\tau_6 = \Delta P_{\Sigma N} / \lambda_{20N}$ – базисное превышение температуры; $t_6 = C_{\Sigma} / \lambda_{20N}$ – базисное время.

Срабатывание защиты происходит в момент времени, отмеченный стрелкой на рис. 11, в, после чего происходит отключение привода. Разница уровней, к которым стремятся значения превышения температуры $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ и τ_1 на рис. 11, в и 11, г после отключения, объясняется следующим. Превышение $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ включает в себя постоянную составляющую $\theta_N \tau_{1N}$, не изменяющуюся во времени, позволяющую создать некоторый «запас», необходимый из-за отсутствия информации о тепловом состоянии термодинамической модели при начале ее работы после отключения системы. Соответственно, это превышение температуры после отключения двигателя стремится к уровню $\theta_N \tau_{1N}$. Превышение температуры τ_1 на рис. 11, г является реальным превышением температуры обмотки статора (при моделировании системы защиты оно рассчитывалось непосредственно по полной термодинамической модели двигателя), и после отключения двигателя стремится к нулю.

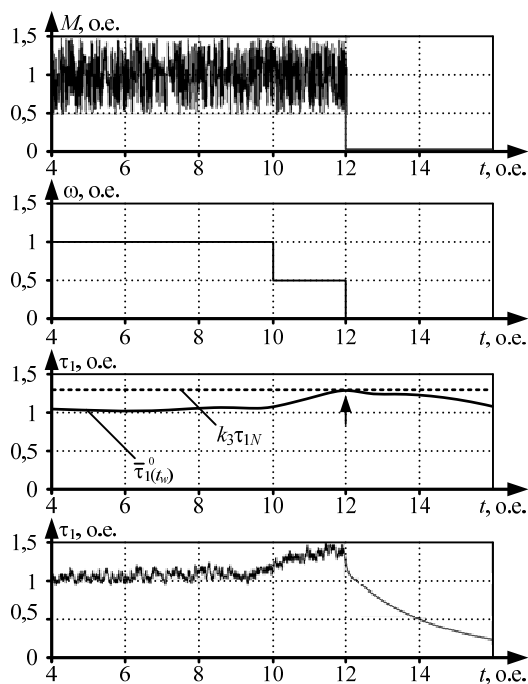


Рис. 11. Результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов ТД

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложен подход к построению тепловой защиты АД на основе варианта двухмассовой ТДМ АД с разделением быстрых и медленных термодинамических процессов, что позволяет минимизировать объем информации, необходимой для параметрирования модели и организации работы системы защиты. Описан алгоритм работы системы тепловой защиты на основе предложенного подхода для ситуаций медленного возрастания температуры и для кратковременной сильной перегрузки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Метельков В.П. О расчете параметров двухмассовой термодинамической модели асинхронного двигателя // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2016. Т. 16, №1. С. 58-65.
- Гуревич Э.И., Рыбин Ю.Л. Переходные тепловые процессы в электрических машинах. Л.: Энергоатомиздат, 1983. 216 с.
- Кондратьев Г.М. Регулярный тепловой режим. М.: Гостехиздат, 1954. 408 с.
- ГОСТ ИЕС 60034-1-2014. Машины электрические вращающиеся. Ч. 1. Номинальные значения параметров и эксплуатационные характеристики. М.: Стандартинформ, 2015. 58 с.
- Расчетно-теоретическое определение изменения теплового состояния обдуваемых асинхронных двигателей в режиме короткого замыкания и после него / А.Н. Бурковский, О.И. Пилипенко, О.А. Рыбалко, А.А. Мельник // Взрывозащищенное электрооборудование: сб. науч. тр. УкрНИИВЭ. Киев, 2007. С.183-193.

- Филиппов И. Ф. Теплообмен в электрических машинах: учеб. пособие. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 256 с.
- Бурковский А.Н., Макеев В.В. Исследование и аппроксимация кривых нагрева обмоток статоров взрывозащищенных асинхронных двигателей в режимах S1, S2 // Техническая электродинамика. 1982. №3. С.8-14.
- Асинхронные двигатели серии 4А: справочник / А.Э. Кравчик, М.М. Шлаф, В.И. Афонин, Е.А. Соболенская. М.: Энергоиздат, 1982. 504 с.
- Крановое оборудование: Справочник / Алексеев Ю.И., Богословский А.П., Певзнер Е.М. и др.; под ред. А.А. Рабиновича. М.: Энергия, 1979. 240 с.
- Яуре А.Г., Певзнер Е.М. Крановый электропривод. М.: Энергоатомиздат, 1988. 344 с.
- Гольдберг О.Д., Свириденко И.С. Проектирование электрических машин: учебник для вузов / под ред. О.Д. Гольдберга. 3-е изд., перераб. М.: Высш. шк., 2006. 430 с.
- Кацман М. М. Расчет и конструирование электрических машин: учеб. пособие. М.: Энергоатомиздат, 1984. 360 с.
- Зюзов А.М., Метельков В.П., Максимова В.А. Расчет параметров двухмассовой термодинамической модели асинхронного двигателя // Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике: материалы VI Международной научно-технической интернет-конференции (г. Пермь, 1-30 ноября 2012 г.). Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2013. С. 121-131.
- Сипайлов Г.А., Санников Д.И., Жадан В.А. Тепловые, гидравлические и аэродинамические расчеты в электрических машинах. М.: Высш. шк., 1989. 239 с.
- Борисенко А.И., Костиков О.Н., Яковлев А.И. Охлаждение промышленных электрических машин. М.: Энергоатомиздат, 1983. 296 с.
- Чиликин М.Г., Сандлер А.С. Общий курс электропривода: учебник для вузов. М.: Энергоиздат, 1981. 576 с.
- Автоматизированный электропривод промышленных установок. Г.Б. Онищенко, М.И. Аксенов, В.П. Грехов, М.Н. Зарицкий, А.В. Куприков, А.И. Нитиевская; под общ. ред. Г.Б. Онищенко. М.: РАСХН, 2001. 520 с.
- Захаров А.В., Кобелев А.С., Кудряшов С.В. Определение превышений температур и допустимых нагрузок закрытых асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором, эксплуатируемых в широком диапазоне частоты вращения // Электричество. 2010. №12. С. 35-42.
- Пат. 2415504 Российская Федерация, МПК H02N7/08. Устройство для защиты трехфазных асинхронных двигателей / Филичев О.А., Поздеев Н.Д.; заявитель ГОУ ВПО «Вологодский государственный технический университет» (ВоГТУ). № 2009110614/07; заявл. 23.03.2009; опубл. 27.03.2011.
- ГОСТ 27888-88. Машины электрические вращающиеся. Встроенная температурная защита. Правила защиты. М.: Изд-во стандартов, 1989. 18 с.

Поступила в редакцию 17 февраля 2018 г.

INFORMATION IN ENGLISH

TWO-CHANNEL THERMODYNAMIC MODEL OF THE INDUCTION MOTOR FOR THE HEAT PROTECTION SYSTEM

Anatoliy M. Ziuzev

D.Sc. (Eng.), Professor, Department of Electric drive and automation of industrial plants, Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia. E-mail: a.m.ziuzev@urfu.ru.

Vladimir P. Metelkov

Ph.D. (Eng.), Associate Professor, Department of Electric drive and automation of industrial plants, Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin, Ekaterinburg, Russia. E-mail: v.p.metelkov@urfu.ru. ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5640-1637>.

The article describes the approach to constructing a thermal protection system for an induction motor based on the separation of thermodynamic processes into fast and slow. The structure of a two-channel thermodynamic model is substantiated, in which this principle of process separation is realized and the mathematical description of such a model is obtained. The advantage of the proposed approach is a small amount of initial data necessary for the parameterization of the thermal protection system. The proposed version of the thermal protection system uses a two-mass thermodynamic model of the motor to calculate the stator winding temperature rise above the ambient temperature, and at the same time providing a simpler solution to the problem of setting the initial conditions for starting the protection system after a break than the thermal control system of the electric motor using traditional thermal models. The problems of the proposed thermodynamic model parameters determining are considered. The values of fast and slow channel time constants for enclosed induction motors of different power are given. The approach to the account of the speed changes effect on motor cooling is set out. The influence of the error arising from the transition from the initial thermodynamic model (the two-mass model of the traditional type) to the model transformed to the two-channel version is analyzed. The algorithm of the thermal protection system operation based on the two-channel model for the situations of slow temperature increase and for short-term strong overload is described. The features of determining the initial conditions for the thermodynamic model under consideration after a break in the operation of the system are noted. The results of simulation of this protection system in Matlab/Simulink are given.

Keywords: thermal protection, induction motor, thermodynamic model, thermal conductivity, heat capacity, mathematical modeling, Matlab/Simulink, heating time constant, thermodynamic processes, temperature rise of the stator winding.

REFERENCES

- Metelkov V.P. About calculation of parameters of two-mass thermodynamic model of induction motor. *Vestnik Yuzhno-Uralskogo gosudarstvennogo universiteta. Seriya "Energetika"* [Bulletin of the South Ural State University. Series "Power engineering"], 2016, vol. 16, no. 1, pp. 58-65. (In Russian)
- Gurevich E.I., Rybin Yu.L. *Perekhodnyye teplovyye protsessy v elektricheskikh mashinakh* [Transient thermal processes in electric machines]. Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1983. 216 p. (In Russian)
- Kondratyev G.M. *Regulyarnyy teplovoy rezhim* [Regular thermal mode]. Moscow: Gostehizdat Publ., 1954. 408 p. (In Russian)
- GOST IEC 60034-1-2014. Rotating electrical machines. Part. 1. Rating and performance. Moscow, Standartinform, 2015. 58 p. (In Russian)
- Burkovskiy A.N., Pilipenko O.I., Rybalko O.A., Melnik A.A. Calculation-theoretical determination of the change in the thermal state of blown induction motors in the short-circuit and after-fault mode. *Vzryvozashchishchennoye elektrooborudovaniye: sb. nauch. tr. UkrNIIVE* [Explosion-proof electrical equipment: a collection of scientific works of UkrNIIVE], 2007, pp. 183-193. (In Russian)
- Filippov I.F. *Teploobmen v elektricheskikh mashinakh* [Heat transfer in electrical machine]. Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1986. 256 p.
- Burkovskiy A.N., Makeyev V.V. Investigation and approximation of the heating curves of explosion-proof induction motors stator windings in S1, S2 modes. *Tekhnicheskaya elektrodinamika* [Technical electrodynamics], 1982, no. 3, pp. 8-14. (In Russian)
- Kravchik A.E., Shlaf M.M., Afonin V.I., Sobolenskaya E.A. *Asinkhronnyye dvigateli serii 4A: Spravochnik* [Asynchronous motors of 4A series: Reference book]. Moscow, Energoizdat Publ., 1982, 504 p. (In Russian)
- Alekseyev Yu.I., Bogoslovskiy A.P., Pevzner E.M., et al. *Kranovoye oborudovaniye: Spravochnik* [Crane equipment: Reference book]. Moscow, Energiya Publ., 1979. 240 p. (In Russian)
- Yaure A.G., Pevzner E.M. *Kranovyy elektropriwod* [Crane electric drive]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 344 p. (In Russian)
- Goldberg O. D., Sviridenko I. S. *Proyektirovaniye elektricheskikh mashin* [Design of electrical machines]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2006. 430 p. (In Russian)
- Katsman M.M. *Raschet i konstruirovaniye elektricheskikh mashin* [Calculation and design of electrical machines]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1984. 360 p. (In Russian)
- Zyuzev A.M., Metelkov V.P., Maksimova V.A. Calculation parameters of the two-mass thermodynamic model of asynchronous motor. *Energetika. Innovatsionnyye napravleniya v energetike. CALS-tehnologii v energetike* [Power engineering. Innovative directions in the energy sector. CALS-technologies in the energy sector.]. Materials of the VI Int. Sc. and Techn. Internet Conference (Perm, 1-30 Nov. 2012). Perm, National research polytechnic university Publ., 2013, pp. 121-131. (In Russian)
- Sipaylov G.A., Sannikov D.I., Zhadan V.A. *Teplovyye, gidravlicheskiye i aerodinamicheskiye raschety v elektricheskikh mashinakh* [Thermal, hydraulic and aerodynamic calculations in electric machines]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1989. 239 p. (In Russian)
- Borisenko A.I., Kostikov O.N., Yakovlev A.I. *Okhlazhdeniye promyshlennykh elektricheskikh mashin* [Cooling of industrial electric machines]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1983. 296 p. (In Russian)
- Chilikin M.G., Sandler A.S. *Obshchiy kurs elektropriroda* [General course of the electric drive]. Moscow, Energoizdat Publ., 1981. 576 p. (In Russian)
- Onishchenko G.B., Aksenov M.I., Grekhov V.P., Zaritskiy M.N., Kuprikov A.V., Nitiyevskaya A.I. *Avtomatizirovanny elektropriwod promyshlennykh ustanovok* [Automated electric drive of industrial installations]. Moscow, RASHN Publ., 2001. 520 p. (In Russian)
- Zakharov A.V., Kobelev A.S., Kudryashov S.V. Determination of temperature extremes and permissible loads of enclosed induction motors with squirrel cage rotor, operated in a wide range of rotation speed. *Elektrichestvo* [Electricity], 2010, no. 12, pp. 35-42. (In Russian)
- Filichev O.A., Pozdeyev N.D. *Ustroystvo dlya zashchity trekhfaznykh asinkhronnykh dvigateley* [Device for protection of three-phase asynchronous motors]. Patent RF, no. 2415504, 2011. (In Russian)
- GOST 27888-88. Rotating electrical machines. Built-in thermal protection. Rules for protection. Moscow, Publishing house of standards, 1989. 18 p. (In Russian)

Зюзов А.М., Метельков В.П. Двухканальная термодинамическая модель асинхронного двигателя для систем тепловой защиты // Электротехнические системы и комплексы. 2018. № 2(39). С. 4-11. [https://doi.org/10.18503/2311-8318-2018-2\(39\)-4-11](https://doi.org/10.18503/2311-8318-2018-2(39)-4-11)

Ziuzev A.M., Metelkov V.P. Two-Channel Thermodynamic Model of the Induction Motor for the Heat Protection System. *Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы* [Electrotechnical Systems and Complexes], 2018, no. 2(39), pp. 4-11. (In Russian). [https://doi.org/10.18503/2311-8318-2018-2\(39\)-4-11](https://doi.org/10.18503/2311-8318-2018-2(39)-4-11)