

АНАЛИТИЧЕСКИЙ МЕТОД ОЦЕНКИ НАГРЕВА ОБМОТКИ РОТОРА ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ПУСКОВЫХ РЕЖИМАХ

Для снижения просадки напряжения в процессе запуска высоковольтных асинхронных двигателей широко используются устройства плавного пуска на основе тиристорных преобразователей напряжения. При таком запуске высокоинерционных электроприводов наблюдается перегрев роторной обмотки двигателя, что вызывает серьезный термомеханический стресс для элементов ротора, приводящий к выходу машины из строя. Целью работы является получение аналитических соотношений для приближенной оценки перегрева обмотки ротора в пусковых режимах. В работе применялись аналитические методы на основе интегральных уравнений Фредгольма и численное моделирование на основе метода тепловых схем в пакете Matlab/Simulink. На основе решения уравнения Фредгольма второго рода получены аналитические соотношения для расчета максимума температуры обмотки ротора при пуске с учетом теплоотдачи в окружающую среду. Результаты расчетов по этим выражениям были проверены с помощью комплексной модели, которая включает в себя все элементы привода от питающей сети до рабочего механизма. Показано, что адиабатический подход для оценки максимума температуры роторной обмотки при пуске, не учитывающий теплоотдачу в окружающую среду, может приводить к существенной ошибке. Получены аналитические выражения, позволяющие выполнить приближенный учет неравномерности распределения температуры вдоль обмотки ротора при оценке ее максимальной температуры. Обоснован подход, который позволяет выполнить оценку максимума температуры обмотки в пусковых режимах на основе соотношений, устанавливающих взаимосвязь между температурой элементов двигателя и энергией, которая выделяется в них и передается в окружающую среду, без решения дифференциальных уравнений, которые описывают изменение температуры во времени. Полученные результаты позволяют провести оценку максимальной температуры обмотки ротора в пусковых режимах без привлечения методов численного моделирования, для использования которых у проектировщика электропривода зачастую недостаточно информации о конструктивных особенностях двигателя.

Ключевые слова: асинхронный двигатель, обмотка ротора, интегральное уравнение Фредгольма, тепловая модель, термомеханический стресс.

ВВЕДЕНИЕ

Прямой пуск высоковольтных асинхронных двигателей (АД) сопровождается пусковыми токами, в 5-7 раз превышающими номинальный ток. Столь высокие токи могут вызывать просадки напряжения сети, превышающие допустимые значения. Для уменьшения этого эффекта широко используются устройства плавного пуска на основе тиристорных преобразователей напряжения (ТПН). Однако использование таких устройств приводит к проблемам, связанным с перегревом обмоток машины, особенно в высокоинерционных приводах. Согласно некоторым источникам [1, 2] температура обмотки ротора при пуске может достигать 600 °С. Это вызывает серьезный термомеханический стресс для элементов ротора АД, что может приводить к выходу машины из строя [3, 4]. На **рис. 1** показан выход стержня ротора двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 из паза вследствие перегрева при запуске многоступенчатого нагнетателя типа RC 4A-3N-95 фирмы MAN TURBO AG (фото предоставлено ОАО «Соликамскбумпром»). Указанные обстоятельства свидетельствуют о том, что, несмотря на отсутствие изоляции у обмотки ротора, и, следовательно, отсутствие проблем, связанных с ускоренным истощением термического ресурса изоляции, проблема оценки теплового состояния обмотки ротора АД в пусковых режимах является актуальной. В частности, представляет интерес получение простых способов приближенной оценки нагрева обмотки ротора, поскольку не всегда имеется достаточно информации для детального моделирования.



Рис. 1. Выход стержня ротора двигателя АДЧР-1600 из паза

РЕШЕНИЕ ПРОБЛЕМЫ

Адиабатический подход

Известны упрощенные методы расчета подъема температуры в процессе пуска, основанные на адиабатическом подходе [5]. Тем не менее подъем средней температуры $\Delta\theta_r$ элементов ротора, имеющих теплоемкость C_r , в течение времени пуска (t_n) будет определяться разностью между выделившейся в этих элементах энергией ($W_{\Sigma r}$) и энергией, ушедшей в окружающую среду (W_{out}):

$$\Delta\theta_r = (W_{\Sigma r} - W_{out}) / C_r. \quad (1)$$

а) Джоулевы потери в обмотке ротора

В [6, 7] показано, что в случае разгона АД при постоянной скорости вращения магнитного поля статора (прямой пуск, пуск при использовании устройств на основе ТПН) количество энергии, выделяющейся в роторной обмотке за время пуска (W_r), может быть

представлено суммой двух составляющих. Одна из них является долей энергии, которая определяется изменением кинетической энергии системы ($W_{r.din}$), а другая определяется работой по преодолению момента сопротивления, создаваемого рабочим механизмом (W_{rc}). Проанализируем связь величины W_r с параметрами механической характеристики привода.

Если выразить момент двигателя из уравнения движения электропривода, пренебрегая разницей между электромагнитным и механическим моментом, появляется возможность записать выражение для мощности потерь в обмотке ротора в следующем виде [6]:

$$\Delta P_r = M\omega_0 s = \left(J_\Sigma \omega_0 \frac{d\omega}{dt} - J_\Sigma \omega \frac{d\omega}{dt} \right) + M_c (\omega_0 - \omega), \quad (2)$$

где M – момент двигателя; M_c – момент сопротивления на валу двигателя; J_Σ – суммарный момент инерции привода; ω_0 – скорость вращения магнитного поля; ω – скорость двигателя; s – скольжение.

Интегрируя (2), получаем выражение для энергии, выделяющейся в обмотке ротора в процессе пуска:

$$W_r = J_\Sigma \left(\omega_0 \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} d\omega - \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} \omega d\omega \right) + \int_0^{t_n} M_c (\omega_0 - \omega) dt, \quad (3)$$

где $\omega_{нач}$ и $\omega_{кон}$ – начальная и конечная скорости в процессе разгона.

Из выражения (3) получим (при $\omega_{нач} = 0$)

$$W_{r.din} = J_\Sigma \left(\omega_0 \omega_{кон} - \frac{\omega_{кон}^2}{2} \right). \quad (4)$$

Для мощных двигателей, у которых рабочий участок механической характеристики имеет очень высокую жесткость, значение $\omega_{кон}$ очень близко к ω_0 , поэтому величина $W_{r.din}$ практически совпадает с величиной кинетической энергии (W_{kin}), которая запасается во вращающихся массах привода к концу разгона:

$$W_{r.din} \approx W_{kin} = J_\Sigma \frac{\omega_{кон}^2}{2}. \quad (5)$$

Получим выражение для W_{rc} . Представим выражение для момента сопротивления, создаваемого рабочим механизмом в следующем виде:

$$M_{ct} = M_{c0} + M_{c.vN} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^m, \quad (6)$$

где M_{c0} – постоянная составляющая момента сопротивления; $M_{c.vN}$ – величина переменной составляющей момента сопротивления при номинальной скорости; ω_N – номинальная скорость.

Получение аналитических выражений $\omega(t)$ весьма затруднительно из-за индивидуальных особенностей механических характеристик различных двигателей.

Кроме того, эта задача дополнительно осложняется необходимостью учета влияния вытеснения тока в проводниках обмотки ротора. Поэтому, в целях получения приближенных выражений, используем аппроксимацию зависимости скорости от времени при пуске степенной функцией:

$$\omega = a_\omega t^n, \quad (7)$$

где величина n находится между 1 и 2...3.

В этом случае из (6) получим следующее выражение:

$$M_c = M_{c0} + M_{c.vN} \left(\frac{a_\omega}{\omega_N} \right)^m t^{nm}. \quad (8)$$

Из (3) с учетом (7) и (8) можно записать

$$W_{rc} = \omega_0 M_{c0} t_n + \omega_0 M_{c.vN} \left(\frac{a_\omega}{\omega_N} \right)^m \frac{t_n^{nm+1}}{nm+1} - \frac{M_{c0} a_\omega t_n^{n+1}}{n+1} - \frac{M_{c.vN} a_\omega^{m+1}}{\omega_N^m (nm+n+1)} t_n^{nm+n+1}. \quad (9)$$

Поскольку $\omega_{кон} = a_\omega t_n^n$, выражение (9) может быть переписано в следующем виде (если $\omega_{кон} = \omega_N$):

$$W_{rc} = M_{c0} \left(\omega_0 - \frac{\omega_N}{n+1} \right) t_n + M_{c.vN} \left(\frac{\omega_0}{nm+1} - \frac{\omega_N}{nm+n+1} \right) t_n. \quad (10)$$

Для мощных двигателей, где ω_N близко к ω_0 , можно без существенной ошибки записать выражение (10) как

$$W_{rc} = \left[M_{c0} \frac{n}{n+1} + M_{c.vN} \frac{n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \times \omega_N t_n. \quad (11)$$

Как видно из (11), энергия, расходуемая на преодоление момента сопротивления, уменьшается с увеличением коэффициентов n и m , но увеличивается при росте продолжительности пуска и номинальной скорости двигателя. При правильном согласовании по мощности двигателя и приводимого механизма в приводах с более скоростными двигателями значения M_{c0} и $M_{c.vN}$ будут меньше (обратно пропорциональны номинальной скорости двигателя). Поэтому при одинаковой мощности двигателей с различными значениями номинальной скорости величина W_{rc} зависит только от времени разгона.

б) Учет добавочных потерь

В общем балансе потерь, выделяющихся в роторной обмотке, есть еще одна компонента кроме джоулевых потерь – добавочные потери ($\Delta P_{r.доб}$). Получим выражение для энергии добавочных потерь, выделяющихся в обмотке ротора при пуске ($W_{r.доб}$). Добавочные потери при нагрузке в АД пропорциональны квадрату тока нагрузки [8]. В процессе пуска, когда токи большие, можно принять, что ток нагрузки пропорционален току статора I_1 . Существует несколько видов добавочных потерь. Используя выражения для расчета раз-

личных видов добавочных потерь, приведенные в [9], $\Delta P_{r,доб}$ можно представить в следующем виде (здесь рассматривается пуск АД с использованием ТПН при ограничении тока статора):

$$\Delta P_{r,доб} = \Delta P_{добN} k_{I1}^2 \times \left[a_{r,доб} + b_{r,доб} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{1,5} + c_{r,доб} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^2 \right], \quad (12)$$

где $\Delta P_{добN}$ – мощность добавочных потерь в номинальном режиме; $k_{I1} = I_{1п}/I_{1N}$; $I_{1п}$ – ток статора при пуске; I_{1N} – номинальный ток статора.

Выразим в (12) скорость через время с помощью (7) и, интегрируя результат от 0 до t_n , получим выражение для энергии $W_{r,доб}$ при $\omega_{кон} = \omega_N$:

$$W_{r,доб} = \Delta P_{добN} k_{I1}^2 \left(a_{r,доб} + \frac{b_{r,доб}}{1,5n+1} + \frac{c_{r,доб}}{2n+1} \right) t_n. \quad (13)$$

Полная энергия, выделяющаяся в обмотке ротора в течение пуска:

$$W_{\Sigma r} = W_{r,дин} + W_{rc} + W_{r,доб}. \quad (14)$$

Учет теплоотдачи в окружающую среду

а) Обоснование «энергетического подхода» для оценки нагрева ротора

Анализ нагрева ротора, так же как и других элементов электродвигателя, на основе методов численного моделирования, дает возможность получить информацию, относящуюся лишь к отдельным случаям с набором параметров для конкретного привода. В то же время имеется необходимость в получении выводов общего характера, которые бы позволили проследить влияние различных факторов на нагрев ротора. Это можно сделать только на основе аналитических выражений. Получение аналитических выражений для температуры обмотки в конце пуска, базирующихся на решении дифференциальных уравнений, описывающих процессы в двигателе, практически невозможно по причине сложного характера теплообмена между обмоткой и другими частями двигателя, входящими в термодинамическую модель, а также из-за температурной зависимости сопротивления обмотки, влияния вытеснения тока в пазах и других обстоятельств. Рассмотрим возможность использования для этого «энергетического подхода». Под термином «энергетический подход» в данном случае будем подразумевать подход, базирующийся на энергетическом балансе. Этот подход предусматривает использование выражений, которые устанавливают взаимосвязь между температурой элементов двигателя и энергией, которая выделяется в них и передается в окружающую среду, без привлечения дифференциальных уравнений, решение которых описывает изменение температуры во времени.

б) Вывод уравнения Фредгольма

Энергия, отдаваемая в окружающую среду, может быть представлена следующим образом:

$$W_{out} = \int_0^{t_n} \lambda_{r,out}(t) [\Delta \theta_r(t) - \Delta \theta_{out}(t)] dt, \quad (15)$$

где $\lambda_{r,out}(t)$ – тепловая проводимость от элементов ротора к окружающей среде, которая является функцией скорости вращения ротора; $\Delta \theta_r(t)$ – зависимость от времени усредненной величины подъема температуры элементов ротора относительно начального значения; $\Delta \theta_{out}(t)$ – зависимость от времени усредненной величины подъема температуры окружающей среды относительно начального значения:

$$\Delta \theta_{out} = \frac{\sum_{i=1}^l \Delta \theta_{out,i} \lambda_{r,out,i}}{\sum_{i=1}^l \lambda_{r,out,i}}, \quad (16)$$

где $\Delta \theta_{out,i}$ – подъем температуры i -го элемента окружающей среды, к которому направлен тепловой поток от ротора; $\lambda_{r,out,i}$ – тепловая проводимость от ротора к i -му элементу окружающей среды; l – количество элементов окружающей среды, к которым идет тепловой поток от ротора.

Обозначим

$$\lambda_{r,out}^*(t) = \lambda_{r,out}(t) / \lambda_{r,outN}, \quad (17)$$

где $\lambda_{r,outN}$ – тепловая проводимость от ротора к элементам окружающей среды при номинальной скорости двигателя.

Запишем выражение (1) в следующем виде:

$$\Delta \theta_r = \Delta \theta_r' - W_{out} / C_r, \quad (18)$$

где $\Delta \theta_r' = W_{\Sigma r} / C_r$ – максимум подъема температуры, который был бы при адиабатическом нагреве.

Второе слагаемое в правой части выражения (18), принимая во внимание (17), может быть представлено таким образом:

$$\frac{W_{out}}{C_r} = \int_0^{t_n} \frac{\lambda_{r,out}^*(t)}{T_{r,outN}} [\Delta \theta_r(t) - \Delta \theta_{out}(t)] dt, \quad (19)$$

где $T_{r,outN} = C_r / \lambda_{r,outN}$ – отношение суммарной теплоемкости элементов, принимаемых во внимание при оценке нагрева во время пуска, к тепловой проводимости от них к элементам окружающей среды (включая воздух) при номинальной скорости двигателя.

Представим разность $\Delta \theta_r(t) - \Delta \theta_{out}(t)$, как $\bar{k}_{\theta,out,r} \Delta \theta_r(t)$. Учтем, что окружающей средой для элементов ротора являются элементы конструкции двигателя, которые имеют весьма значительную тепловую инерцию, а также охлаждающий воздух, температура которого к концу пуска значительно ниже температуры интенсивно греющихся элементов ротора. Это дает возможность принять, что средняя за время пуска величина $\bar{k}_{\theta,out,r}$ близка к 0,5.

Принимая во внимание выражение для $\bar{k}_{\theta,out,r}$, а также выражение (19), можем переписать (18) в виде

$$\Delta \theta_r = \Delta \theta_r' - \frac{\bar{k}_{\theta,out,r}}{T_{r,outN}} \int_0^{t_n} \lambda_{r,out}^*(t) \Delta \theta_r(t) dt. \quad (20)$$

Уравнение (20) является уравнением Фредгольма второго рода, которое, при определенных условиях,

может иметь аналитическое решение. Ядром этого уравнения является функция $\lambda_{r.out}^*(t)$.

Принимая во внимание нелинейную связь между теплоотдачей с поверхности и скоростью потока охлаждающей среды, можно аппроксимировать зависимость $\lambda_{r.out}^*(t)$ выражением

$$\lambda_{r.out}^*(t) = a_\lambda + \frac{b_\lambda \omega^\beta(t)}{\omega_N^\beta}, \quad (21)$$

где $a_\lambda + b_\lambda = 1$, величина a_λ является постоянной составляющей теплоотдачи, а b_λ – переменная составляющая теплоотдачи при номинальной скорости.

С учетом (21) получим из (20) уравнение Фредгольма второго рода с вырожденным ядром, которое имеет аналитическое решение. Найдем решение этого уравнения.

в) Решение уравнения Фредгольма

В общем случае уравнение Фредгольма второго рода с вырожденным ядром может быть записано в следующем виде:

$$y(x) - \chi \int_a^b \left[\sum_{k=1}^n g_k(x) h_k(t) \right] y(t) dt = f(x), \quad (22)$$

где n – количество слагаемых в ядре уравнения.

Решение уравнения (22) выглядит следующим образом [10]

$$y(x) = f(x) + \chi \sum_{k=1}^n A_k g_k(x). \quad (23)$$

Постоянные A_k находятся из решения системы линейных алгебраических уравнений:

$$A_m - \chi \sum_{k=1}^n S_{mk} A_k = f_m, \quad m = 1, 2, \dots, n, \quad (24)$$

где m – номер уравнения в системе.

Отметим, что коэффициенты A_k могут быть найдены и непосредственно по формуле [10]

$$A_k = \int_a^b h_k(t) y(t) dt, \quad (25)$$

однако для этого необходимо сначала найти зависимости $y(t)$, что в нашем случае, само по себе, очень сложная задача. Определение коэффициентов A_k из решения системы уравнений (24) позволяет избежать этих сложностей.

Величины S_{mk} и f_m могут быть найдены с использованием следующих выражений:

$$S_{mk} = \int_a^b h_m(x) g_k(x) dx; f_m = \int_a^b f(x) h_m(x) dx, \quad (26)$$

$$m, k = 1, 2, \dots, n.$$

В нашем случае $n=2$, $g_1(x) = 1$ и $g_2(x) = 1$, поэтому решение (23) будем искать в форме

$$y(x) = f(x) + \chi(A_1 + A_2). \quad (27)$$

По (27) получим решение интегрального уравнения в следующем виде:

$$\Delta\theta_r = \Delta\theta_r' \times \left[1 + a_\lambda D + \frac{1 + DB}{1 - \chi a_\lambda t_n} \cdot \left(\frac{1}{\chi t_n B} - 1 - dB \right)^{-1} \right], \quad (28)$$

где $D = \frac{\chi t_n}{1 - \chi a_\lambda t_n}$; $B = b_\lambda \frac{a_\omega^\beta}{\omega_N^\beta (n\beta + 1)} t_n^\beta$; $\chi = -\frac{k_{\theta r}}{T_{r.outN}}$.

Физический смысл выражения (28) заключается в том, что второе и третье слагаемое в квадратных скобках показывают ту долю, на которую уменьшается максимум температуры в процессе пуска за счет отдачи части выделившейся энергии в окружающую среду (эти слагаемые здесь отрицательные, поскольку $\chi < 0$).

Количественный анализ решения

а) Термодинамическая схема для двигателя со стержневой сварной обмоткой ротора

Рассмотрим пример использования полученных соотношений для двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 (1600 кВт, 1500 об/мин). Этот двигатель имеет стержневую сварную обмотку ротора и радиальные каналы охлаждения. На **рис. 2** показан фрагмент из 6 элементов, входящих в состав упрощенной тепловой схемы термодинамической модели АД с такой обмоткой ротора. Пунктирной линией охвачены элементы модели, рассматриваемые в этом исследовании. Штрихпунктирной линией охвачены те элементы модели ротора, которые целесообразно принимать во внимание при анализе нагрева стержневой обмотки в пусковых режимах.

На **рис. 2** обозначено: 1 – пазовая часть обмотки ротора; 2 – короткозамыкающее кольцо; 3 – сталь ротора; 4 – воздух (внутренний воздух для двигателя закрытого исполнения, проходящий охлаждающий воздух для защищенного двигателя); 5 – сталь статора; 6 – вал; λ_{ij} – тепловые проводимости.

Расчетное значение постоянной времени $T_{r.out}$ для двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 при номинальной скорости вращения составляет 62,1 с, а расчетная величина a_λ близка к 0,5. Относительно малое значение постоянной $T_{r.out}$, соизмеримое с продолжительностью пуска, предопределяет более выраженное влияние теплоотдачи от обмотки на максимумы ее температуры в пусковых режимах, чем для двигателей с залитой обмоткой, где условный средний зазор между алюминием и сталью ротора принимается от $0,6 \cdot 10^{-6}$ до $0,6 \cdot 10^{-5}$ м [11], и можно рассматривать обмотку и сталь ротора как единое целое. Таким образом, и характерные величины χt_n оказываются по модулю, как минимум, на порядок больше, чем для двигателей с залитой обмоткой.

б) Результаты расчета при адиабатическом подходе и оценка влияния теплоотдачи в окружающую среду

На **рис. 3** показана поверхность $\Delta\theta_r / \Delta\theta_r' = f(\chi t_n, a_\lambda)$ при $\omega_{кон} = \omega_N$, а на **рис. 4** – линии уровня этой поверхности. Из этих графиков следует, что, как правило, для двигателей со стержневой обмоткой ротора оценивать максимум температуры ротора в пусковых режимах по

адиабатической модели нельзя из-за слишком большого влияния теплоотдачи от обмотки. В случае электропривода нагнетателя RC 4A-3N-95 с двигателем АДЧР-1600-6.0-4У1 время пуска при уставке ограничения тока статора на уровне четырех номиналов составляет 36 с, что для этого двигателя соответствует $\chi_{тп} = -0,58$. При таком значении $\chi_{тп}$ и $a_\lambda = 0,5$ погрешность расчета максимума средней температуры обмотки по адиабатической модели может составить порядка 30%, поэтому необходимо пользоваться более точным выражением (28) или использовать численное моделирование.

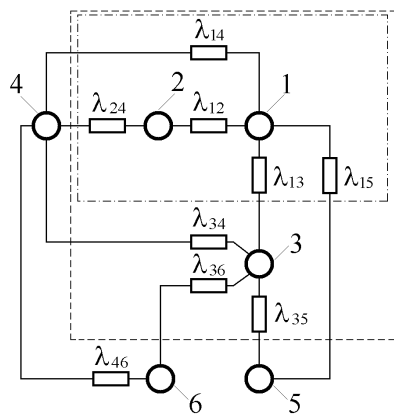


Рис. 2. Фрагмент тепловой схемы термодинамической модели АД со стержневой сварной обмоткой ротора

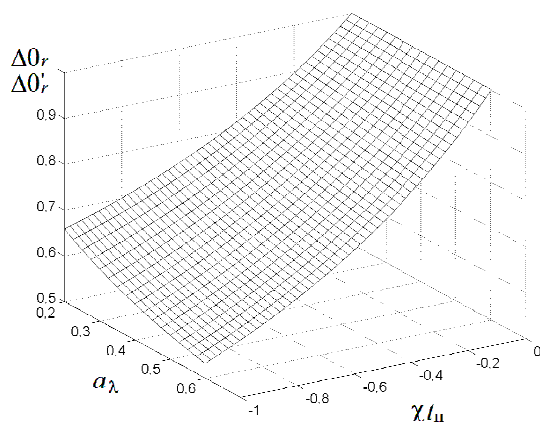


Рис. 3. Зависимость отношения $\Delta\theta_r / \Delta\theta_r'$ от безразмерных факторов $\chi_{тп}$ и a_λ при $n=1$ и $\omega_{кон}=\omega_N$

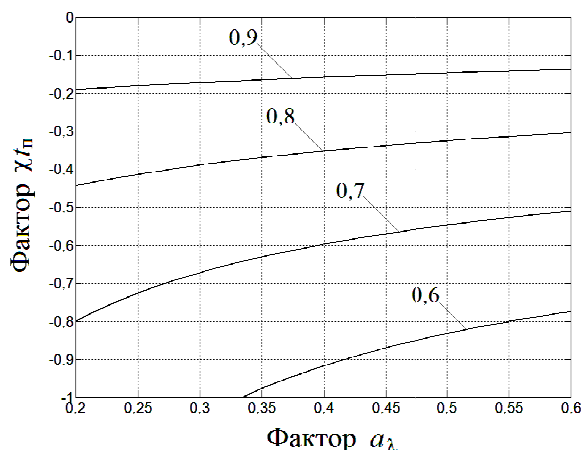


Рис. 4. Линии уровня поверхности $\Delta\theta_r / \Delta\theta_r'$

ПРОВЕРКА АНАЛИТИЧЕСКОГО РЕШЕНИЯ НА МОДЕЛИ

Описание модели

Экспериментальное исследование нагрева короткозамкнутой обмотки ротора асинхронного двигателя весьма затруднительно. Существуют способы оценки нагрева обмоток асинхронного двигателя без непосредственного измерения температуры [12 – 14], однако предлагаемые подходы дают усредненное значение температуры обмотки, точно так же, как и упрощенные методы расчета. В то же время для оценки точности, обеспечиваемой упрощенными аналитическими методами расчета, интерес представляет и информация о распределении температуры обмотки по различным ее участкам. Неравномерность нагрева обмотки может быть воспроизведена при использовании численного моделирования. С этой целью была создана комплексная модель асинхронного электропривода с двигателем АДЧР-1600-6.0-4У1, приводящим в движение многоступенчатый нагнетатель типа RC 4A-3N-95 фирмы MAN TURBO AG [15, 16]. Термодинамическая подмодель этой комплексной модели построена на основе тепловой схемы, содержащей 71 узел, включая 23 узла для обмотки ротора и столько же узлов для обмотки статора. Такая модель предъявляет существенно меньшие требования к вычислительным ресурсам, чем FEM и CFD-модели [17 – 19] и обеспечивает относительно высокую скорость расчетов, позволяющую исследовать относительно длительные процессы нагрева. При большом диапазоне изменения температуры элементов двигателя в процессе пуска представляется необходимым учитывать и температурную зависимость некоторых параметров [20]. При создании обсуждаемой здесь модели были учтены зависимости от температуры сопротивлений обмоток ротора и статора, а также теплоемкости роторной обмотки.

Сравнение теоретических и модельных результатов

При пуске АД происходит вытеснение тока в обмотке ротора, но только в стержнях. Примем начальную кратность сопротивления обмотки ротора равной отношению высоты паза ротора (60 мм у рассматриваемого двигателя) к глубине проникновения поля в паз (для алюминия 14,1 мм при 50 Гц [21]). Усреднив это значение за время пуска, получим коэффициент увеличения мощности потерь в стержнях из-за вытеснения тока \bar{k}_{skin} (для этого двигателя $\bar{k}_{skin} = 2,13$).

В конце разгона существенную роль играет сильный нагрев стержней обмотки. Поэтому, несмотря на то, что масса колец составляет существенную долю от всей обмотки, большая часть потерь при пуске выделяется в стержнях. Изменение температуры стержней обмотки с 25 до 300-350 °С вызывает увеличение удельного сопротивления алюминия в 2,1–2,3 раза. Усредняя это значение за все время пуска, получим коэффициент увеличения мощности потерь в стержнях из-за увеличения температуры \bar{k}_θ (при запуске рассматриваемого привода $\bar{k}_\theta \approx 1,6$).

Примем (в первом приближении), что добавочные потери в короткозамыкающих кольцах не выделяются, тогда получим выражение для расчета уровня средней температуры стержней при адиабатическом нагреве следующим образом. Введем обозначения:

$W_{ring} = w_{ring} m_{ring}$ – энергия, выделяющаяся за время пуска в короткозамыкающих кольцах; w_{ring} – удельная (на единицу массы) энергия, выделяющаяся за время пуска в короткозамыкающих кольцах; m_{ring} – масса короткозамыкающих колец;

$W_{bar} = w_{bar} m_{bar} + W_{r.доб}$ – энергия, выделяющаяся за время пуска в стержнях обмотки ротора; $w_{bar} = w_{ring} \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta$ – удельная (на единицу массы) энергия, выделяющаяся за время пуска в стержнях обмотки ротора; m_{bar} – масса стержней; $W_{r.доб}$ – энергия добавочных потерь, выделяющаяся за время пуска в стержнях обмотки ротора.

$$W_{bar} = w_{ring} \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta (1 - k_{m.ring}) m_{\Sigma r} + W_{r.доб}; \quad (29)$$

$$W_{\Sigma r} = W_{ring} + W_{bar} = w_{ring} k_{m.ring} m_{\Sigma r} + w_{ring} \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta (1 - k_{m.ring}) m_{\Sigma r} + W_{r.доб}, \quad (30)$$

где $k_{m.ring}$ – доля массы короткозамыкающих колец в общей массе обмотки ротора.

Из (30) получим

$$w_{ring} = \frac{W_{\Sigma r} - W_{r.доб}}{m_{\Sigma r} [k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta]}. \quad (31)$$

Подставим (31) в выражение (29):

$$W_{bar} = \frac{(W_{\Sigma r} - W_{r.доб})(1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta}{k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta} + W_{r.доб}. \quad (32)$$

Адиабатический подъем средней температуры стержней

$$\Delta \theta'_{r.bar} = \frac{W_{bar}}{(1 - k_{m.ring}) C_{\Sigma r}}. \quad (33)$$

Из (32) и (33) получим

$$\Delta \theta'_{r.bar} = \frac{\Delta \theta'_r}{1 - k_{m.ring}} \times \left[\frac{\left(1 - \frac{W_{r.доб}}{W_{\Sigma r}}\right) (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta}{k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta} + \frac{W_{r.доб}}{W_{\Sigma r}} \right]. \quad (34)$$

Расчет по (34) дает $\Delta \theta'_{r.bar} = 498,7$ °С. При рассмотрении средней температуры только стержней (в этом случае $T_{r.out} = 48,0$ с) получим по (28) $\Delta \theta'_{r.bar} / \Delta \theta'_{r.bar} = 0,74$, откуда $\Delta \theta_{r.bar} = 367,8$ °С.

На рис. 5 показано распределение максимальной за время пуска температуры обмотки ротора в аксиальном направлении (1); адиабатическое значение усредненной температуры обмотки (2); усредненная температура всей обмотки с учетом теплоотдачи в окружающую среду (3); усредненная температура стержней с учетом теплоотдачи в окружающую среду (4). Значения температур приведены при температуре окружающего воздуха $\theta_0 = 25$ °С.

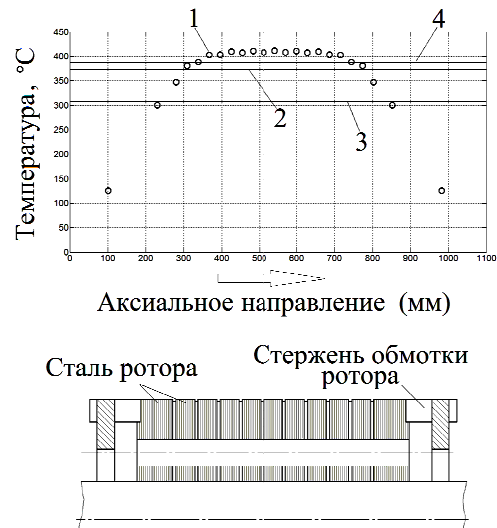


Рис. 5. Распределение максимальной температуры обмотки ротора в аксиальном направлении и расчетные значения температур

На рис. 5 видно, что оценка средней температуры стержней с использованием выражения (34) дает весьма хорошее приближение к максимальным значениям, полученным с помощью моделирования (расхождение менее 4,5%).

Здесь для расчета значений \bar{k}_{skin} и $k_{m.ring}$ требуются достаточно легко измеряемые геометрические данные ротора. Значения \bar{k}_θ могут быть уточнены итерационно по ходу расчета. Наибольшие трудности представляет оценка величины $T_{r.out}$ для расчета χ . Значение $T_{r.out}$ может быть приблизительно определено из следующих соображений, базируясь на уже рассчитанных значениях для двигателя-аналога: $T_{r.out} \sim C_r / \lambda_{r.out} \sim L^3 / L^2 \sim L \sim V_r^{1/3}$, где L – характерный линейный размер ротора; V_r – объем ротора.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При расчете максимума температуры сварной обмотки ротора в пусковых режимах адиабатический подход может давать существенную ошибку.

Расчет максимума температуры обмотки ротора при пуске с учетом теплоотдачи в окружающую среду предлагается выполнять по аналитическим выражениям, полученным на основе решения уравнения Фредгольма второго рода, построенного на основе теплового баланса для обмотки ротора.

Сравнение результатов, полученных с использованием предложенных аналитических выражений и результатов численного моделирования, показало, что наиболее точная оценка максимума температуры достигается при рассмотрении нагрева стержней обмотки ротора отдельно от короткозамыкающих колец.

Получены выражения, позволяющие выполнить приближенный учет разницы между средней температурой всей обмотки ротора и ее стержней.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. A Survey of Condition Monitoring and Protection Methods for Medium-Voltage Induction Motors / P. Zhang, Y. Du, T.G. Habetler, B. Lu // IEEE Trans. Ind. Appl. 2011. No. 1. Vol. 47. P. 34-46.
2. Albers T., Bonnett A. H. Motor temperature considerations

- for pulp and paper mill applications // IEEE Trans. Ind. Appl. 2002. No. 6. Vol. 38. P. 1701–1713.
3. Bonnett A.H., Soukup G.C. Cause and analysis of stator and rotor failures in three-phase squirrel-cage induction motors // IEEE Trans. Ind. Appl. 1992. No. 4. Vol. 28. P. 921–937.
4. Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines / Tavner P., Ran L., Penman J., Sedding H. London: The Institution of Engineering and Technology, 2008. 304 p.
5. Fu F.L. Engineering calculation of the starting temperature rise for the asynchronous motor // Electr. Machinery Technol. 1993. Vol. 2. P. 9–11.
6. Ключев В.И. Теория электропривода. М.: Энергоатомиздат, 1985. 560 с.
7. Sheng Z. W. Calculation of temperature rise of rotor bars and end rings of squirrel cage induction motors during starting // Explosionproof Electr. Mach. 2005. Vol. 40. P. 12–14.
8. ГОСТ Р МЭК 60034-2-1–2009. Машины электрические вращающиеся. Ч. 2-1: Стандартные методы определения потерь и коэффициента полезного действия вращающихся электрических машин (за исключением машин для подвижного состава). М.: Стандартинформ, 2011. 53 с.
9. Асинхронные двигатели общего назначения / Бойко Е.П., Гаинцев Ю.В., Ковалев Ю.М. и др. М.: Энергия, 1980. 488 с.
10. Полянин А. Д., Манжиров А.В. Справочник по интегральным уравнениям. М.: Физматлит, 2003. 608 с.
11. Staton D., Susnjic L. Induction Motors Thermal Analysis // Strojarstvo. 2009. Vol. 51 (6). P. 3–631.
12. Chan C.C., Wang H.-Q. An effective method of rotor resistance identification for high-performance induction motor vector control // IEEE Trans. Ind. Electron. 1990. Vol. 37. No. 6. P. 477–482.
13. A robust rotor temperature estimator for induction machines in the face of changing cooling conditions and unbalanced supply / Gao Z., Habetler T.G., Harley R.G. // Proc. of the IEEE Int. Elect. Mach. Drives Conference. San Antonio, TX, May 15–18, 2005. P. 591–596.
14. A sensorless rotor temperature estimator for induction machines based on a current harmonic spectral estimation scheme / Z. Gao, T.G. Habetler, R.G. Harley, S. Colby // IEEE Trans. Ind. Electron. 2008. No. 1. Vol. 55. P. 407–416.
15. Зюзев А.М., Метельков В.П., Яшин Д.А. Анализ пусковых режимов асинхронного электропривода нагнетателя RC 4A-3N-95 // Автоматизация в электроэнергетике и электротехнике // Материалы II Международной научно-технической конференции (21–22 апреля 2016 г.). Пермь: ПНИИПУ, 2016. С. 136–143.
16. Ziuzev A.M., Metelkov V.P. Research of the start-up modes of multi-stage blower asynchronous drive // Proc. IEEE IX Int. Conf. on Power Drives Systems (ICPDS), Perm, Oct. 3–7, 2016, pp.1–5.
17. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D.A. TEFC Induction Motors Thermal Models: A Parameter Sensitivity Analysis // IEEE Trans. on Ind. Appl. 2005. Vol. 41. Issue 3. P. 756–763.
18. Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of electrical machines / A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller, C. Mejuto // IEEE Trans. Ind. Electron. 2009. No. 3. Vol. 56. pp. 871–882.
19. Tang W.H., Wu Q.H., Richardson Z.J. A Simplified Transformer Thermal Model Based on Thermal-Electric Analogy // IEEE Trans. On Power Delivery. 2004. No. 3. Vol. 19. P. 1112–1119.
20. Зюзев А.М., Метельков В.П. О температурной зависимости параметров термодинамических моделей электродвигателей // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2016, № 2 (544), С. 12–17.
21. Шрейнер Р.Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты. Екатеринбург: УРО РАН, 2000, 654 с.

Поступила в редакцию 17 января 2017 г.

INFORMATION IN ENGLISH

ANALYTICAL METHOD FOR EVALUATION OF HIGH-VOLTAGE INDUCTION MOTOR ROTOR WINDING HEATING AT START-UP MODE

Anatoliy M. Ziuzev

D.Sc. (Engineering). 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.

Vladimir P. Metelkov

Ph.D. (Engineering), 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

Soft starters based on thyristor voltage converters are widely used to reduce the voltage dips during start-up of high-voltage induction motors. In this way, the start of the high inertial electric drives is accompanied by overheating of the rotor winding, which causes severe thermomechanical stress for the rotor elements leading to the motor failure. The aim of this work is to obtain analytical relations for approximate estimation of the rotor winding overheating in the starting modes. In this paper, we used analytical methods based on Fredholm integral equations and numerical simulation based on the method of thermal circuits in Matlab/Simulink. Based on solution of the Fredholm equation, the analytical relations were obtained to calculate the maximum temperature of the rotor winding during starting considering of heat transfer into the environment. The calculation results obtained by these expressions were tested using an integrated

model that includes all the elements of the drive from the supply net to the operating mechanism. It is shown that the adiabatic approach to estimating of the rotor winding temperature maximum during start-up at which the heat transfer to the environment is not taken into account can lead to substantial error. The analytical expressions were obtained to perform approximate allowance for the uneven distribution of rotor winding temperatures when evaluating its maximum temperature. The proposed approach allows estimation of the maximum winding temperature at start-up on the basis of the relations between the temperature of motor components and the energy that is released in them and transferred to the environment, without the solution of differential equations, which describe the time variation of temperature. The obtained results make it possible to evaluate the maximum temperature of the rotor

winding at start-up modes without the involvement of the numerical modeling, for which the electric drive designer often does not have not enough information.

Keywords: Induction motor, rotor winding, Fredholm integral equation, thermal model, thermomechanical stress.

REFERENCES

1. Zhang P., Du Y., Habetler T.G., and Lu B. A Survey of Condition Monitoring and Protection Methods for Medium-Voltage Induction Motors. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 47, no. 1, pp. 34-46, 2011.
2. Albers T. and Bonnett A. H. Motor temperature considerations for pulp and paper mill applications. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 38, no. 6, pp. 1701-1713, 2002.
3. Bonnett A.H., Soukup G.C. Cause and analysis of stator and rotor failures in three-phase squirrel-cage induction motors. *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 28, no. 4, pp. 921-937, 1992.
4. Tavner P., Ran L., Penman J., Sedding H. Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines, London: The Institution of Engineering and Technology, 2008, 304 pp.
5. Fu F.L. Engineering calculation of the starting temperature rise for the asynchronous motor. *Electr. Machinery Technol.*, vol. 2, pp. 9-11, 1993.
6. Klyuchev V.I. *Teoriya elektroprivoda* [Theory of electric drive]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1985, 560 pp. (In Russian)
7. Sheng Z. W. Calculation of temperature rise of rotor bars and end rings of squirrel cage induction motors during starting. *Explosionproof Electr. Mach.*, vol. 40, pp. 12-14, 2005.
8. IEC 60034-2-1:2007. Rotating electrical machines – Part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles).
9. Boyko E.P., Gaintsev Yu.V., Kovalev Yu.M., et al. *Asinhronnye dvigateli obshchego naznacheniya* [Induction motors of general purpose]. Moscow, Energiya Publ., 1980, 488 pp. (In Russian)
10. Polyanin A.D., Manjirov A.V. *Spravochnik po integralnym uravneniyam* [Handbook of Integral Equations]. Moscow, Fizmatlit Publ., 2003, 608 pp. (In Russian)
11. Staton D., Susnjic L. Induction Motors Thermal Analysis. *Strojarstvo*, vol. 51 (6), pp. 623-631, 2009.
12. Chan C.C., Wang H.-Q. An effective method of rotor resistance identification for high-performance induction motor vector control. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 37, no. 6, pp.477-482, 1990.
13. Gao Z., Habetler T.G., Harley R.G. A robust rotor temperature estimator for induction machines in the face of changing cooling conditions and unbalanced supply. *Proc. IEEE Int. Elect. Mach. Drives Conf.*, San Antonio, TX, May 15-18, 2005, pp. 591-596.
14. Gao Z., Habetler T.G., Harley R.G., Colby S. A sensorless rotor temperature estimator for induction machines based on a current harmonic spectral estimation scheme. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 55, no. 1, pp. 407-416, 2008.
15. Ziuzev A.M., Metelkov V.P., Yashin D.A. Analysis of start-up modes of asynchronous electric drive for supercharger RC 4A-3N-95. *Avtomatizaciya v ehlektroehnergetike i ehlektrotekhnike. Materialy II mezhdunarodnoj nauchno-tekhnicheskoy konferencii* [II International Scientific and Technical Conference on Automation in Power industry and Electrical Engineering]. APEE, 2016 (21-22 April 2016), pp. 136-143. (In Russian)
16. Ziuzev A.M.; Metelkov V.P. Research of the start-up modes of multi-stage blower asynchronous drive. *Proc. IEEE IX Int. Conf. on Power Drives Systems (ICPDS)*, Perm, Oct. 3-7, 2016, pp.1-5.
17. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D.A. TEFC Induction Motors Thermal Models: A Parameter Sensitivity Analysis. *IEEE Trans. on Ind. Appl.*, vol. 41, issue 3, pp. 756-763, 2005.
18. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D., Shanel M., Mueller M., Mejuto C. Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of electrical machines. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 56, no. 3, pp. 871-882, 2009.
19. Tang W.H., Wu Q.H., Richardson Z.J. A Simplified Transformer Thermal Model Based on Thermal-Electric Analogy. *IEEE Trans. On Power Delivery*, vol. 19, no. 3, pp. 1112-1119, 2004.
20. Zyuzev A.M., Metelkov V.P. On the Temperature Dependence of the Electric Motors Thermodynamic Models Parameters. *Izvestiya vysshih uchebnykh zavedenij. Ehlektromekhanika* [Russian Electromechanics], 2016, no. 2 (544), pp. 12-17. (In Russian)
21. Shreiner R.T. *Matematicheskoe modelirovanie ehlektroprivodov peremennogo toka s poluprovodnikovymi preobrazovatelyami chastoty* [Mathematical modeling of AC drives with solid-state frequency converters]. Ekaterinburg: URO RAN Publ., 2000, 654 pp. (in Russian)

Зюзов А.М., Метельков В.П. Аналитический метод оценки нагрева обмотки ротора высоковольтных асинхронных двигателей в пусковых режимах // *Электротехнические системы и комплексы*. 2017. №1(34). С. 60-67. doi: 10.18503/2311-8318-2017-1(34)-60-67

Zyuzev A.M., Metel'kov V.P. Analytical Method for Evaluation of High-Voltage Induction Motor Rotor Winding Heating at Start-Up Mode. *Elektrotekhnicheskie sistemy i komplekсы* [Electrotechnical Systems and Complexes], 2017, no.1(34), pp. 60-67. (In Russian) doi: 10.18503/2311-8318-2017-1(34)-60-67