

СПОСОБЫ РЕАЛИЗАЦИИ ТЕПЛОВОЙ ЗАЩИТЫ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ, ОСНОВАННОЙ НА ИЗМЕРЕНИИ ВХОДНЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ

Сивокобыленко В.Ф., Ткаченко С.Н.

Донецкий национальный технический университет

svf@elf.dgtu.donetsk.ua, tsnars@skif.net

The article is dedicated to elaboration of stator and rotor windings thermal protection suitable for various types of induction motors differing by power, presence or absence of the rotor skin-effect, which also should allow losses in a core steel. In the paper, the detailed mathematical description of motor thermal protection algorithms, and also ways of their improving are represented. The functionality of the offered thermal protection algorithms is checked up with application of mathematical modeling methods for the motor of 320 kW power with 6 kV stator voltage.

Постановка задачи. В настоящее время в качестве электроприводов большинства механизмов собственных нужд тепловых и атомных электрических станций, а также механизмов промышленных предприятий, применяются асинхронные электродвигатели (АЭД) с короткозамкнутым ротором различной мощности (от десятка ватт до тысяч киловатт). Главным преимуществом АЭД по сравнению с другими двигателями переменного тока является простота и надёжность конструкции. Данные машины, как правило, обычно рассчитываются заводами-изготовителями на эксплуатационный срок от 15 до 20 лет без проведения капитального ремонта. Обязательным условием выработки двигателем эксплуатационного термина, заявляемого изготовителем, является работа при номинальных или каталожных параметрах, указываемых в паспорте. Однако необходимо отметить, что зачастую реальные рабочие условия далеки от требуемых номинальных эксплуатационных режимов. К числу факторов, искажающих номинальные эксплуатационные режимы АЭД, следует отнести: искажение питающего напряжения, вызываемое наличием несимметричной нагрузки, применением тиристорных преобразователей частоты и т.д., неисправности системы охлаждения конструктивных элементов машины (загрязнение вентиляционных каналов, поломка крыльчатки охлаждающего вентилятора); нарушение правил технической эксплуатации (частые технологические перегрузки, неудовлетворительные условия окружающей среды, такие как повышенная влажность воздуха, эксплуатация в помещениях с агрессивной средой, резкие перепады температуры). Все вышеперечисленные аномальные режимы работы ведут к росту температуры нагрева обмоток АЭД, и, следовательно, к сокращению срока службы машины. Превышение температуры нагрева выше допустимых значений является причиной старения изоляции обмоток двигателя, а, следовательно, способствует появлению тяжёлых аварийных режимов, таких как однофазные и многофазные короткие замыкания, витковые замыкания однофазные замыкания на землю в обмотке статора (для АЭД работающих в сетях с изолированной нейтралью). Аварийные режимы приводят, в свою очередь, к выплавлению стали магнитопровода статора и выплавлению обмоток. Стандартные защиты АЭД [1,2], реализованные в большинстве современных микропроцессорных устройствах релейной защиты, не обеспечивают требуемую чувствительность для большинства видов повреждений. Одним из способов повышения срока службы АЭД является совершенствование существующих и разработка новых алгоритмов защит от тепловой перегрузки асинхронных электродвигателей. Из вышеизложенного материала можно сделать вывод о том, что проблема является актуальной.

Анализ последних исследований. На данный момент времени существует несколько подходов к выполнению тепловой защиты АЭД. К базовым подходам относятся методы, использующие классический подход, основанный на применении защиты от перегрузки током статора (максимально-токовая защита или МТЗ). Такая защита от перегрузки использует зависимости действующего значения тока статора от времени срабатывания или времятоковые характеристики [1,2]. К недостаткам такого подхода можно отнести возможность контроля температуры нагрева обмоток статора и ротора АЭД, а также несрабатывания защиты при существенных перегревах как, например, при трёхкратном пуске двигателя подряд под нагрузкой. В большинстве отечественных и зарубежных современных микропроцессорных терминалах релейной защиты и автоматики электродвигателей (REM-545 (АББ; Швеция); Siprotec 7SJ63 (Siemens, Германия); Sepam 1000+ M20 (Schneider Electric, Франция); SEL-710 (Schweitzer Engineering Laboratories, США); и т.д.) дополнительно присутствует тепловая защита АЭД, основанная на непрерывном измерении температуры нагрева обмоток статора с помощью, встраиваемых в фазные обмотки, тепловых датчиков (ТД). К недостаткам такого подхода следует отнести инерционность ТД, а также отсутствие контроля температуры нагрева ротора. В некоторых защитных устройствах также можно встретить тепловые защиты, основанные на расчёте теплового состояния двигателя с применением тепловых схем замещения [3]. К числу недостатков данной тепловой защиты следует отнести приближённые расчёты параметров тепловой схемы двигателя, а также некорректную работу защиты при неисправностях системы охлаждения. Одним из перспективных способов реализации тепловой защиты АЭД включающий непрерывный контроль температуры нагрева, как обмотки статора, так и обмотки короткозамкнутого ротора является способ, использующий косвенный расчёт температуры нагрева обмоток машины по изменению активного сопротивления на основе непрерывного измерения параметров состояния текущего режима [4,5]. Однако, эквивалентные

схемы замещения АЭД, которые используют в этих подходах, существенно отличаются между собой в зависимости от учёта явления эффекта вытеснения тока в роторе (скин-эффект), температуры нагрева, цепи потерь в стали магнитопровода статора и т.д. Реализация алгоритма тепловой защиты зависит от избранной схемы замещения, которая описывает АЭД различной мощности и конструктивных особенностей.

Задача исследований. Данная работа посвящена разработке тепловой защиты обмоток статора и ротора пригодной для различного типа асинхронных электродвигателей отличающихся по мощности, наличием или отсутствием явления эффекта вытеснения тока в роторе.

Изложение основного материала. Известно, что в процессе пуска обмотка короткозамкнутого ротора нагревается до температуры 200 °С и выше. Трудности, связанные с недостаточной надёжностью существующей защитной логикой, а также затруднительным измерением температуры нагрева обмотки ротора препятствуют созданию более совершенных защит от перегрева двигателя. Одним из вариантов контроля нагрева ротора являются алгоритмы, использующие косвенное измерение температуры нагрева обмотки короткозамкнутого ротора на основе непрерывного измерения параметров режима (фазные токи и напряжения, скольжение, температура нагрева обмотки статора). Рассмотрим варианты реализации тепловой защиты на основе непрерывного измерения активного сопротивления ротора для АЭД различного типоразмера.

К первому варианту относятся тепловые защиты, применяемые для электродвигателей, в обмотках которых отсутствует явление эффекта вытеснения тока в роторе. Эквивалентная схема замещения показана на рис. 1. и содержит один контур ротора, цепь статора, ветвь намагничивания и контур потерь в стали.

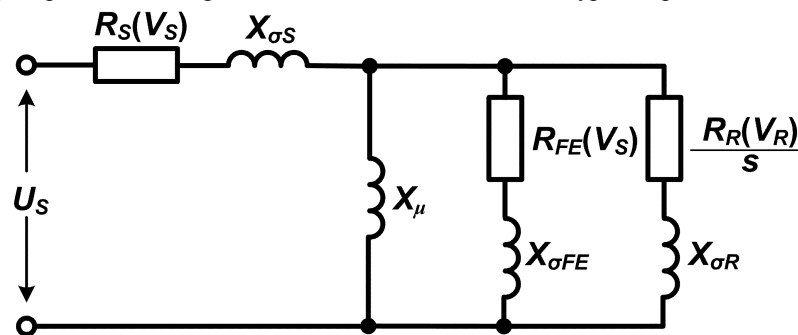


Рисунок 1 – Схема замещения асинхронного электродвигателя с одним контуром на роторе

Параметры схемы замещения таких двигателей определяются по методикам, изложенным в [6]. Расчёт по алгоритму тепловой защиты содержит следующие последовательные операции (все величины в дальнейшем будем указывать в системе относительных единиц о.е.):

- Проведение предварительных операций включающих в себя определение параметров схемы замещения АЭД ($R_s, X_{\sigma s}, X_{\mu}, R_{FE}, X_{\sigma FE}, X_{\sigma R}$), измерение начальной температуры холодного состояния ($V_s^{нач}, V_R^{нач}$), измерение сопротивления ротора (R_R^{ucx}) для известного значения скольжения s и начальной температуры холодного состояния ($V_R^{нач}$);
- Операции, производимые в реальном времени за один такт:
 - Измерение мгновенных значений фазных токов (i_a, i_b, i_c) и напряжений (u_a, u_b, u_c);
 - Измерение скольжения s датчиком положения ротора (ДПР), установленным на валу двигателя;
 - Измерение температуры нагрева обмотки статора V_s ; термодатчиком (ТД), установленным в обмотке статора электродвигателя;
 - Вычисление обобщённых векторов тока статора и напряжения статора

$$I_s = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot [(i_a)^2 + (i_b)^2 + (i_c)^2]}, \quad U_s = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot [(u_a)^2 + (u_b)^2 + (u_c)^2]}; \quad (1)$$

- Вычисление мгновенной мощности и входных сопротивлений электродвигателя

$$P = \frac{2}{3} \cdot [u_a \cdot i_a + u_b \cdot i_b + u_c \cdot i_c], \quad (2)$$

$$R_{BX} = \frac{P}{I_s^2}, \quad X_{BX} = \sqrt{\left[\frac{U_s}{I_s}\right]^2 - R_{BX}^2}; \quad (3)$$

- Корректирование активных сопротивлений обмотки статора и контура потерь в стали

$$R_s(V_s) = R_{s,K} = R_s \cdot \frac{(1 + \alpha \cdot V_s)}{(1 + \alpha \cdot V_s^{нач})}, \quad R_{FE}(V_s) = R_{FE,K} = R_{FE} \cdot \frac{(1 + \alpha \cdot V_s)}{(1 + \alpha \cdot V_s^{нач})}, \quad (4)$$

где α – температурный коэффициент проводника обмотки статора, $1/^\circ\text{C}$, V_s – текущее значение температуры нагрева обмотки статора, измеряемое ТД, $^\circ\text{C}$;

- Вычисление сопротивлений и проводимостей ротора и ветви намагничивания

$$R_{R,\mu} = R_{BX} - R_{s,K}, \quad X_{R,\mu} = X_{BX} - X_{\sigma s}, \quad (5)$$

$$g_{R,\mu} = \frac{R_{R,\mu}}{R_{R,\mu}^2 + X_{R,\mu}^2}, b_{R,\mu} = \frac{X_{R,\mu}}{R_{R,\mu}^2 + X_{R,\mu}^2}, g_{FE} = \frac{R_{FE,K}}{R_{FE,K}^2 + X_{\sigma FE}^2}, b_{FE} = \frac{X_{\sigma FE}}{R_{FE,K}^2 + X_{\sigma FE}^2}; \quad (6)$$

- Определение проводимостей ротора:

$$g_R = g_{R,\mu} - g_{FE}, b_R = b_{R,\mu} - b_{FE} - X_{\mu}^{-1}; \quad (7)$$

- Вычисление активного сопротивления обмотки короткозамкнутого ротора АЭД в горячем состоянии:

$$R_R^{cop}(s) = \frac{g_R}{g_R^2 + b_R^2} \cdot s; \quad (8)$$

- Вычисление текущего значения температуры нагрева ротора АЭД на основе сравнения активного сопротивления ротора в горячем состоянии $R_R^{cop}(s)$ и известного сопротивления в холодном (исходном) состоянии $R_R^{ucx} = R_R^{ucx}(s)$:

$$V_R = \left[\frac{R_R^{ucx}(s) - R_R^{cop}(s)}{R_R^{ucx}(s)} \cdot (235 + V_R^{нач}) + V_R^{нач} \right], ^\circ\text{C}. \quad (9)$$

В электродвигателях с двухклеточным или глубокопазным ротором (мощность свыше 200 кВт) присутствует явление вытеснения тока. Для корректного анализа данных АЭД требуется применять эквивалентные схемы замещения, учитывающие этот эффект. Одним из вариантов таких схем является одноконтурная схема представленная на рис.2, сопротивления ротора в которой зависят от величины скольжения и температуры нагрева.

При использовании одноконтурной схемы замещения принимается допущение, что явление вытеснения тока имеет место только в пазовой части ротора асинхронной машины и отсутствует в короткозамыкающих кольцах [7].

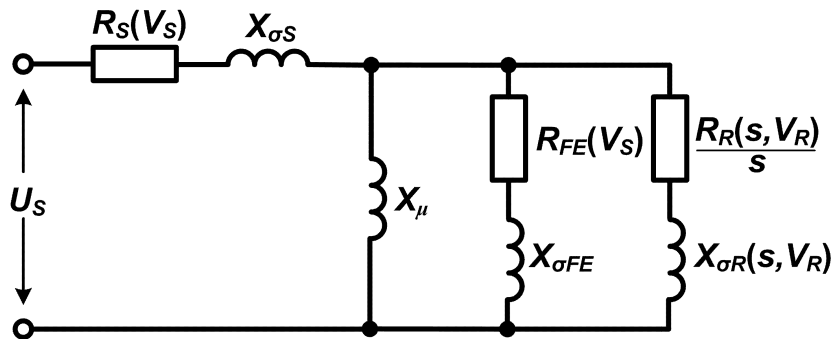


Рисунок 2 – Схема замещения асинхронного электродвигателя с одним контуром на роторе с учётом эффекта вытеснения тока в роторе

В таком случае активное и индуктивное сопротивления ротора во всём диапазоне изменения скорости вращения в зависимости от температуры нагрева ротора можно выразить следующим образом:

$$R_R(s, V_R) = (R_{RB} + kr(s, V_R) \cdot R_{RC}) \cdot \rho(V_R), X_{\sigma R}(s, V_R) = X_{\sigma RB} + kx(s, V_R) \cdot X_{\sigma RC}, \quad (10)$$

где R_{RB} , $X_{\sigma RB}$ – сопротивления частей обмотки ротора, расположенных в воздухе; R_{RC} , $X_{\sigma RC}$ – сопротивления частей обмотки ротора, расположенных в пазах при скольжении $s = s_{HOM}$; $kr(s, V_R)$, $kx(s, V_R)$ – коэффициенты, учитывающие изменение роторных сопротивлений из-за вытеснения тока в роторе при скольжении s и в зависимости от температуры нагрева короткозамкнутого ротора.

Коэффициенты $kr(s, V_R)$, $kx(s, V_R)$ определяются рассмотрением эффекта вытеснения тока в роторе на основе теории электромагнитного поля. Коэффициенты для прямоугольного паза определяются как

$$kr(s, V_R) = \zeta(s, V_R) \frac{\text{sh} 2\zeta(s, V_R) + \sin 2\zeta(s, V_R)}{\text{ch} 2\zeta(s, V_R) - \cos 2\zeta(s, V_R)}, kx(s, V_R) = \frac{3}{2\zeta(s, V_R)} \cdot \frac{\text{sh} 2\zeta(s, V_R) - \sin 2\zeta(s, V_R)}{\text{ch} 2\zeta(s, V_R) - \cos 2\zeta(s, V_R)}, \quad (11)$$

где $\zeta(s, V_R)$ – приведенная высота стержня ротора, которую находим как

$$\zeta(s, V_R) = h \cdot \sqrt{\frac{b}{a} \cdot \frac{\mu_0 \cdot \pi}{\rho(V_R)} \cdot f_1 \cdot s}, \quad (12)$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ – удельная магнитная проницаемость воздуха, Гн/м; a – ширина паза ротора, м; b – ширина проводника, м; h – высота проводника, м; f_1 – частота питающей сети, Гц; $\rho(V_R)$ – функциональная зависимость удельного сопротивления проводника от температуры (13).

$$\rho(V_R) = \rho_0 \cdot \frac{(1 + \alpha \cdot V_R)}{(1 + \alpha \cdot V_R^{нач})}, \quad (13)$$

где ρ_0 – удельное сопротивление проводника при температуре $V_R^{нач}$, Ом·м.

Приближённо для медных стержней ротора приведенная высота может быть записана как:

$$\zeta(s, t) \approx 0,9 \cdot h \cdot \sqrt{s} \quad (14)$$

Для крупных асинхронных машин допускается, что величина сопротивления пазовой части обмотки ротора соответствует 80, а лобовой 20% общего сопротивления ротора [7]. Тогда функциональные зависимости (10) будут иметь следующий вид:

$$R_R(s, V_R) = R_R^{s_{НОМ}} \cdot [a + b \cdot kr(s, V_R)] \cdot \rho(V_R), \quad X_{\sigma R}(s, V_R) = X_{\sigma R}^{s_{НОМ}} \cdot [a + b \cdot kx(s, V_R)], \quad (15)$$

где $R_R^{s_{НОМ}}$ и $X_{\sigma R}^{s_{НОМ}}$ – соответственно активное и индуктивное сопротивления при $s = s_{НОМ}$;

Для применения в современных микропроцессорных терминалах релейной защиты АЭД с целью удобства в качестве упрощённого учёта явления эффекта вытеснения тока в обмотке ротора можно использовать линейные зависимости активного и индуктивного сопротивлений ротора машины от скольжения (16).

$$R_R(s) = R_R^{s_{НОМ}} + (R_R^{s=1} - R_R^{s_{НОМ}}) \cdot (s - s_{НОМ}) \cdot s^{-1}, \quad X_{\sigma R}(s) = X_{\sigma R}^{s=1} + (X_{\sigma R}^{s_{НОМ}} - X_{\sigma R}^{s=1}) \cdot (1 - s), \quad (16)$$

где $R_R^{s=1}$ и $X_{\sigma R}^{s=1}$ – соответственно активное и индуктивное сопротивления при $s = 1$;

Зависимости активного и индуктивного сопротивлений ротора от скольжения для АЭД типа ВАН (АВ) мощностью 320 кВт и напряжением статора 6 кВ показаны на рис.3

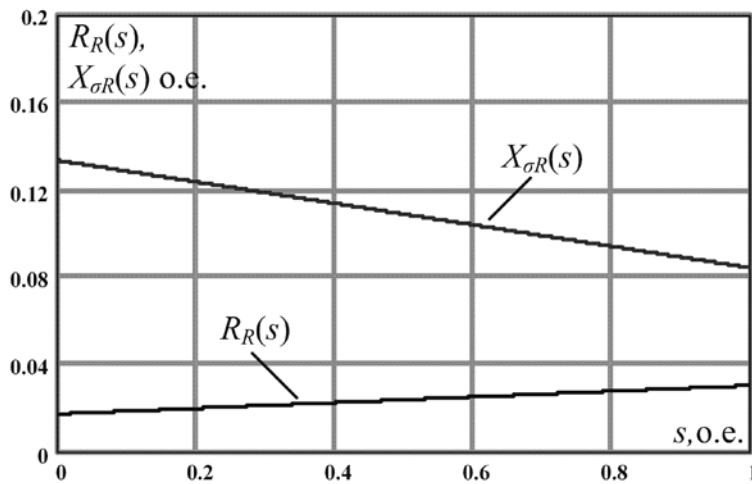


Рисунок 3 – Линейные зависимости активного и индуктивного сопротивлений ротора от скольжения

Алгоритм расчёта температуры нагрева ротора выполняется в такой же последовательности, как и для ранее изложенного, основанного на использовании одноконтурной схемы без учёта вытеснения тока в роторе. Отличие предварительных операций заключается в дополнительном измерении активного сопротивления ротора для начальной температуры холодного состояния ($V_R^{нач}$), как для номинального значения скольжения ($R_R^{s_{НОМ}}$), так и для $s = 1$ ($R_R^{s=1}$). Вычислительные операции за один такт производится по формулам (1)-(9) на основе измерения мгновенных значений фазных токов и напряжений,

скольжения и температуры нагрева обмотки статора. Однако, значение активного сопротивления ротора в холодном состоянии, используемое при расчёте температуры по (9) рассчитывается на основе (16) для текущего значения скольжения s .

К третьему варианту тепловой защиты относятся алгоритмы тепловой защиты короткозамкнутого ротора, базирующиеся на использовании эквивалентной схемы замещения с двумя контурами на роторе и контуром потерь в стали (рис.4). Данная схема замещения учитывает эффект вытеснения тока и используется также для глубокопазных или двухклеточных АЭД.

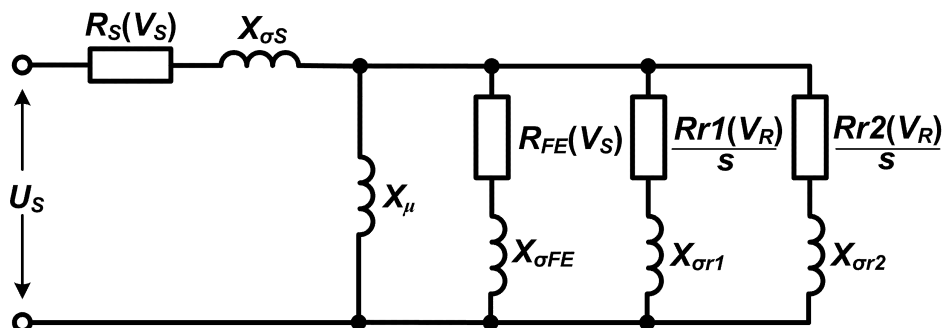


Рисунок 4 – Схема замещения асинхронного электродвигателя с двумя контурами на роторе и контуром потерь в стали

Косвенный расчёт температуры нагрева ротора в реальном времени за один такт с использованием двухконтурной схемы отличается от предыдущих методов наличием дополнительных операций. Предварительные операции включают в себя определение параметров схемы замещения ($R_S, X_{\sigma S}, X_{\mu}, R_{FE}, X_{\sigma FE}, R_{r1}, X_{\sigma r1}, R_{r2}, X_{\sigma r2}$) и измерение начальной температуры холодного состояния ($V_R^{нач}, V_S^{нач}$).

За один рабочий такт в реальном времени на основе замеров мгновенных значений фазных токов (i_a, i_b, i_c) и напряжений (u_a, u_b, u_c), величины скольжения s , температуры нагрева обмотки статора V_S производится расчёт активного сопротивления ротора в горячем состоянии ($R_R^{zop}(s)$) по формулам (1)-(8).

Вычисление текущего значения температуры нагрева ротора АЭД (V_R) производится путём решения кубического уравнения (17) левой частью которого является активное сопротивление ротора в горячем состоянии $R_R^{zop}(s)$, а правая часть представляет собой результирующее сопротивление двух контуров ротора $R_R^{ucx}(s, V_R)$ зависящее, в свою очередь, от величины текущей величины скольжения и температуры нагрева ротора.

$$R_R^{zop}(s) = \frac{k_t^3 \cdot R_{R1} \cdot R_{R2} \cdot (R_{R1} + R_{R2}) + k_t \cdot (R_{R1} \cdot X_{\sigma R2}^2 + R_{R2} \cdot X_{\sigma R1}^2) \cdot s^2}{k_t^2 \cdot (R_{R1} + R_{R2})^2 + (X_{\sigma R1} + X_{\sigma R2})^2 \cdot s^2}, \quad (17)$$

где $k_t = 1 + \alpha \cdot V_R$, – температурный коэффициент, значения которого определяются из (17) по методике Кардано.

Однако определение температуры нагрева ротора из решения кубического уравнения в реальном времени затруднительно для цифровых терминалов релейной защиты, базирующихся на микроконтроллерах с недостаточной вычислительной мощностью. Поэтому можно рекомендовать с целью сокращения объёма вычислений производить коррекцию исходной зависимости результирующего сопротивления двух контуров ротора R_R^{ucx} с помощью коэффициента коррекции K_K по (18).

$$R_{R,K}^{ucx}(s, V_R) = (R_R^{ucx}(s, V_R) - K_K) \cdot s, \quad (18)$$

где K_K – коэффициент коррекции рассчитываемый как

$$K_K = (R_R^{ucx}(s, V_R) - R_R^{ucx,zop}(s, V_R)) \cdot s, \quad (19)$$

где $R_R^{ucx,zop}(s, V_R)$ – функциональная зависимость результирующего сопротивления ротора от температуры и скольжения (20); $R_R^{ucx}(s, V_R)$ – функциональная зависимость результирующего сопротивления ротора от температуры и скольжения (21).

$$R_R^{ucx,zop}(s, V_R) = \frac{R_{R1}(V_R) \cdot R_{R2}(V_R) \cdot (R_{R1}(V_R) + R_{R2}(V_R)) + (R_{R1}(V_R) \cdot X_{\sigma R2}^2 + R_{R2}(V_R) \cdot X_{\sigma R1}^2) \cdot s^2}{(R_{R1}(V_R) + R_{R2}(V_R))^2 + (X_{\sigma R1} + X_{\sigma R2})^2 \cdot s^2}, \quad (20)$$

$$R_R^{ucx}(s, V_R) = R_R^{ucx}(s) \cdot (1 + \alpha \cdot (V_R - V_R^{hav})), \quad (21)$$

где $R_R^{ucx}(s)$ – функциональная зависимость результирующего сопротивления ротора в холодном состоянии от величины скольжения (22).

$$R_R^{ucx}(s) = \frac{R_{R1} \cdot R_{R2} \cdot (R_{R1} + R_{R2}) + (R_{R1} \cdot X_{\sigma R2}^2 + R_{R2} \cdot X_{\sigma R1}^2) \cdot s^2}{(R_{R1} + R_{R2})^2 + (X_{\sigma R1} + X_{\sigma R2})^2 \cdot s^2}, \quad (22)$$

На основе сравнения активного сопротивления ротора в горячем и холодном состоянии (после коррекции) температура нагрева обмотки ротора определяется по формуле (9), как и в предыдущих алгоритмах.

Пример моделирования работы алгоритмов тепловой защиты АЭД с короткозамкнутым ротором с использованием, изложенных ранее подходов, произведён для электродвигателя серии ВАН (АВ), мощностью 320 кВт и напряжением статора 6 кВ, каталожные данные которого представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Каталожные данные АЭД серии ВАН (АВ)

$P_{НОМ}$, кВт	$U_{НОМ}$, кВ	$I_{НОМ}$, А	$\cos\phi_{НОМ}$	$\eta_{НОМ}$	$M_{П}/M_{НОМ}$	$M_{МАКС}/M_{НОМ}$	$I_{П}/I_{НОМ}$	$s_{НОМ}$
320	6	39	0,86	0,94	1,1	2,8	5,6	0,016

Рассчитанные параметры одноконтурной и двухконтурной схем замещения приведены соответственно в таблицах 2 и 3. Для моделирования использовались методы математического моделирования асинхронных электродвигателей, изложенные в [8]. В качестве примера был промоделирован режим пуска и последующего наброса нагрузки на вал двигателя.

Таблица 2 – Параметры одноконтурной схемы замещения с контуром потерь АЭД серии ВАН (АВ)

R_S , о.е	$X_{\sigma S}$, о.е	X_{μ} , о.е	R_{FE} , о.е	$X_{\sigma FE}$, о.е	$R_R^{s_{НОМ}}$, о.е	$X_{\sigma R}^{s_{НОМ}}$, о.е	$R_R^{s=1}$, о.е	$X_{\sigma R}^{s=1}$, о.е
0,022	0,089	3,053	12,303	25,169	0,018	0,128	0,03	0,084

Таблица 3 – Параметры двухконтурной схемы замещения с контуром потерь АЭД серии ВАН (АВ)

R_S , о.е	$X_{\sigma S}$, о.е	X_{μ} , о.е	R_{FE} , о.е	$X_{\sigma FE}$, о.е	R_{R1} , о.е	$X_{\sigma R1}$, о.е	R_{R2} , о.е	$X_{\sigma R2}$, о.е
0,022	0,089	2,602	10,539	21,389	0,019	0,109	0,298	0,214

В процессе моделирования по рассчитанным данным тепловых потерь задавалась температура нагрева ротора (V_R), в функции от которой изменялись активные сопротивления ротора. Совпадение найденной по изложенным выше методам температуры нагрева ротора V_R с V_R является критерием правильности, предло-

женных в работе, алгоритмов. Результаты математического моделирования процесса пуска и последующего наброса нагрузки показаны на рис.5 в виде осциллограмм обобщённого вектора тока статора, угловой частоты вращения и температуры нагрева обмотки ротора от времени.

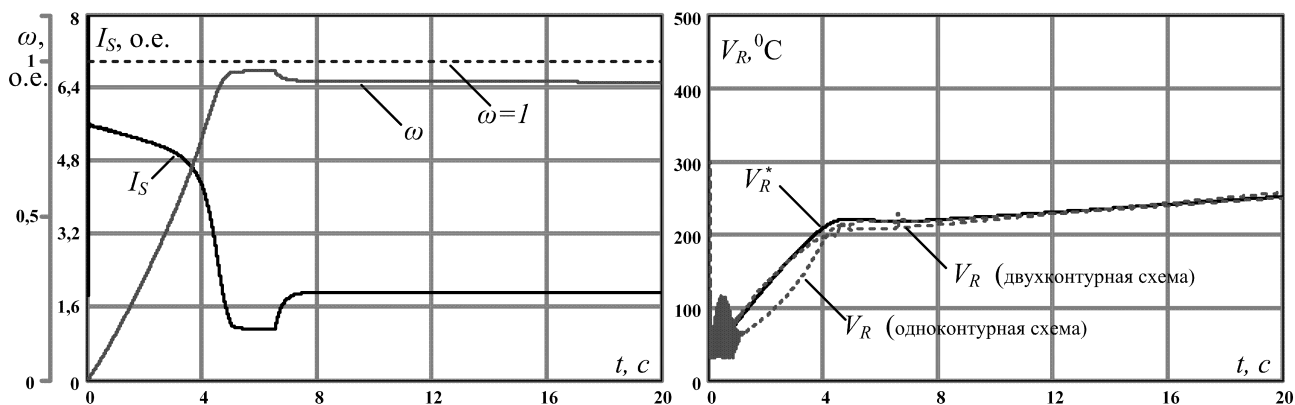


Рисунок 5 – Результаты определения температуры нагрева короткозамкнутой обмотки ротора АЭД

Приведенные на рис.5 осциллограммы температуры нагрева короткозамкнутой обмотки ротора, согласно вышеизложенному критерию правильности, свидетельствуют о работоспособности алгоритмов тепловой защиты основанных, как на использовании одноконтурной, так и двухконтурной схем замещения АЭД.

Выводы:

1. Рассмотрены алгоритмы косвенного определения температуры нагрева короткозамкнутой обмотки ротора АЭД на основе вычисления в реальном времени активного сопротивления ротора в горячем состоянии и его сравнения с известным значением холодного состояния с использованием одноконтурной и двухконтурной эквивалентных схем замещения с контуром потерь в стали магнитопровода статора.
2. Предложен метод совершенствования алгоритма тепловой защиты с использованием одноконтурной схемы замещения для применения его в микропроцессорных терминалах защиты АЭД малой вычислительной мощности путём учёта эффекта вытеснения тока в роторе с помощью линейных функциональных зависимостей сопротивлений ротора от скольжения и температуры нагрева. Для алгоритма тепловой защиты основанного на использовании двухконтурной схемы замещения для сокращения объёма вычислений рекомендовано вводить коррекцию результирующего сопротивления ротора в холодном (исходном) состоянии от скольжения и температуры нагрева взамен решения кубического уравнения на каждом шаге.
3. Произведён анализ работы алгоритмов тепловой защиты короткозамкнутой обмотки АЭД с использованием методов математического моделирования на примере асинхронного электродвигателя серии ВАН (АВ) мощностью 320 кВт и напряжением статора 6 кВ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Правила устройства электроустановок/ Минэнерго СССР. – 6-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 640 с.
2. В.А. Андреев. Релейная защита и автоматика систем электроснабжения: Учебник для вузов. 4-е изд. Перераб. и доп. – М.:Высш. Шк., 2006. – 639 с.
3. Пинчук О.Г. Защита от тепловых перегрузок обмоток асинхронных двигателей при несимметрии питающего напряжения. Серия «Электротехника і енергетика», выпуск 7 (128): Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2007, стор., стор. 193-196.
4. Патент України № 69523 А, МПК 7 Н02Р 5/04. Пристрій захисту асинхронного двигуна. Родькін Д.Й., Чорний О.П., Живота В.Ф., Лашко Ю.В., Сидоренко В.М. Опубл. 5.09.2004. – 16 с.
5. Сивокобыленко В.Ф., Ткаченко С.Н. Моделирование микропроцессорной тепловой защиты асинхронного электродвигателя. № 596: Львів: Національний університет «Львівська політехніка», 2007, стор. 167-172.
6. Сивокобыленко В.Ф., Ткаченко С.Н. Математическое моделирование характеристик асинхронных электродвигателей с короткозамкнутым ротором с учётом потерь в стали. Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія «Електротехніка і енергетика», выпуск 7 (128): Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2007, стор. 126-131.
7. Ойрех Я.А., Сивокобыленко В.Ф., Режимы самозапуска асинхронных двигателей. М.: Энергия, 1974. – 96 с.
8. Сивокобыленко В.Ф., Лебедев В.К. Переходные процессы в системах электроснабжения собственных нужд электростанций. Уч. пособие, Донецк, ДонНТУ, 2002. – 136 с.

Рекомендовано проф., д.т.н. Рогозіним Г.Г.