

УДК (UDC) 629.42-192(075)

THREE-WAY THERMAL MODEL OF ASYNCHRONOUS TRACTION ENGINES FOR DIAGNOSTICS OF THEIR TECHNICAL CONDITION

Файзуллаев Ж.С.¹Fayzullaev J.S.¹

1 – Ташкентский институт инженеров железнодорожного транспорта
(Ташкент, Узбекистан)

1 – Tashkent institute of railway engineers (Tashkent, Uzbekistan)

Abstract: Mathematical models of the thermal processes of traction induction motors are developed. An induction motor is considered as a thermal system consisting of three bodies (stator winding, stator magnetic circuit and rotor), in which heat transfer is taken into account not only between the respective bodies, but also heat transfer between each body and the environment. It is shown that the steady-state excess of the stator winding temperature of a traction induction motor depends on the multiplicity of the stator winding current, the coefficient of electrical energy loss, and also on the temperature coefficient of resistance of the material of the winding conductor. At the same time, it is recommended to evaluate the technical condition of the traction induction motor by the coefficient of electric energy loss and the consumption of insulation resource of the stator winding.

Key words: traction induction motor, thermal process, thermal model, mathematical model, diagnostics, electrothermal analogy, current multiplicity, coefficient of electrical energy loss, consumption of insulation resource.

ТРЕХТЕПЛЬНАЯ ТЕПЛОВАЯ МОДЕЛЬ ТЯГОВЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ДЛЯ ДИАГНОСТИКИ ИХ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ

Аннотация: Разработаны математические модели тепловых процессов тяговых асинхронных двигателей. Тяговый асинхронный двигатель рассматривается как тепловая система, состоящая из трех тел (обмотка статора, магнитопровод статора и ротор), в которых учтен теплообмен не только между соответствующими телами, но и теплообмен между каждым телом и окружающей средой. Показано, что установившееся превышение температуры обмотки статора тягового асинхронного двигателя зависит не только от кратности тока обмотки статора, коэффициента потерь электрической энергии, а также от температурного коэффициента сопротивления материала проводника обмотки. При этом диагностику технического состояния тягового асинхронного двигателя рекомендуется осуществить по коэффициенту потерь электрической энергии и расхода ресурса изоляции обмотки статора.

Ключевые слова: тяговый асинхронный двигатель, тепловой процесс, тепловая модель, математическая модель, диагностика, электротепловая аналогия, кратность тока, коэффициент потери электрической энергии, расход ресурса изоляции.

Введение. С целью определения диагностических признаков, обоснования параметров диагностирования, контроля и критериев оценки интенсивности процесса повреждения изоляции ТАД в течение его эксплуатации, требуется произвести расчет и анализ тепловых процессов, сопровождающих электромагнитные процессы в ТАД [1].

В практике тепловых расчетов и анализа ТАД для решения задачи нагрева широко применяется метод эквивалентных тепловых схем [1-3]. В соответствии с данным методом, исследуемый двигатель условно разделяется на отдельные тела (элементы), в той или иной степени однородности по функциональному назначению, используемому материалу, условиям выделения потерь и т.п.

Сравнительно точные результаты получаются при разделении тепловой системы ТАД на три тела: обмотка статора, магнитопровод и станина статора и ротор [4]. Здесь кроме статорных и роторных обмоток также важную роль играет магнитопровод статора. Вместе с тем, существующая трехтельная тепловая модель имеет следующий недостаток: в электрических тепловых схемах не учитываются тепловые проводимости и емкости либо между статором и ротором, либо между окружающей средой и соответственно статором и ротором. Эти обстоятельства несколько снижают достоверность результатов расчета тепловых процессов ТАД.

В данной статье рассматривается расчет и анализ тепловых процессов ТАД с помощью его трехтельной (1 – обмотка статора; 2 – магнитопровод статора; 3 – ротор) тепловой модели с учетом тех тепловых емкостей и проводимостей, которые не были учтены в известных работах (рис.1). Тела 1, 2 и 3 обладают соответствующими тепловыми емкостями C_1 , C_2 и C_3 и связаны между собой тепловыми проводимостями λ_{12} , λ_{23} и λ_{31} , а с окружающей средой – тепловыми проводимостями λ_{10} , λ_{20} и λ_{30} . $\Delta P_1 = \Delta P_{10}(1 + \alpha_\theta \tau_1)$, ΔP_2 и ΔP_3 – потери активной мощности в соответствующих телах 1, 2 и 3, где $\Delta P_{10} = 3I_c^2 R_0$ – потери активной мощности в обмотке статора при температуре, равной температуре окружающей среды; I_c – ток, потребляемый ТАД; $R_{c,0}$ – активное сопротивление обмоток статора при температуре окружающей среды; α_θ – температурный коэффициент сопротивления материала проводников обмотки; τ_1 , τ_2 и τ_3 – превышение температуры соответственно обмотки статора, магнитопровода статора и ротора над температурой окружающей среде.

При расчетах приняты следующие допущения: 1) тепловые емкости и тепловые проводимости не зависят от температуры, т.е. $C_i = const$; $\lambda_{ij} = const$; 2) тепловая емкость окружающей среды равна бесконечности, т.е. $C_{cp} = \infty$; 3) температура окружающей среды постоянна, т.е. $\vartheta_{cp} = const$.

Составим уравнение теплового баланса для каждого тела – обмотки статора (тело 1), магнитопровода статора (тело 2) и ротора (тело 3):

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + \lambda_{10}\tau_1 + \lambda_{12}(\tau_1 - \tau_2) - \lambda_{31}(\tau_3 - \tau_1) = \Delta P_1, \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} + \lambda_{20}\tau_2 - \lambda_{12}(\tau_1 - \tau_2) + \lambda_{23}(\tau_2 - \tau_3) = \Delta P_2, \\ C_3 \frac{d\tau_3}{dt} + \lambda_{30}\tau_3 + \lambda_{31}(\tau_3 - \tau_1) - \lambda_{23}(\tau_2 - \tau_3) = \Delta P_3. \end{cases} \quad (1)$$

Для выполнения расчетов для системы уравнений (3) требуется определить все параметры тепловой цепи, т.е. тепловые емкости, тепловые проводимости и соответствующие потери.

Тепловые емкости обмотки статора определяются по формуле $C_1 = c_1 m_1$, здесь c_1 – удельная теплоемкость меди; m_1 – масса обмотки статора. Теплоемкость стали найдем как: $C_2 = c_2 m_2 = c_2 \rho_2 \frac{\pi l(D-d)^2}{4}$, где c_2 – удельная теплоемкость материала (стали) магнитопровода; m_2 – масса магнитопровода; ρ_2 – плотность материала магнитопровода; D, d – соответственно внешний и внутренний диаметры статора; l – длина магнитопровода статора. Тепловая емкость ротора определяется как: $C_3 = c_3(m_{тад} - m_1 - m_2)$, где $m_{тад}$ – масса ТАД [5].

Активные потери в обмотке статора находятся по формуле: $\Delta P_1 = \Delta P_{10}(1 + \alpha_\theta \tau_1)$. Потери мощности в магнитопроводе статора определяются как [6]: $\Delta P_2 = k_n p_{1/50} \left(\frac{f_c}{50}\right)^{1,3} B^2 m_2$, где k_n – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения магнитного потока по сечению магнитопровода; $p_{1/50}$ – удельные потери в магнитпроводе при магнитной индукции 1 Тл и частоте сети $f_c = 50$ Гц; B – среднее значение магнитной индукции. Активные потери мощности в роторе состоят из магнитных потерь в магнитопроводе и электрических потерь в его обмотке [6]. Последние в несколько раз превышают предыдущие. Поэтому магнитными потерями в магнитопроводе при больших значениях скольжений можно пренебречь. В связи с этим потери активной мощности определяются как: $\Delta P_3 = 3I_p^2 R_{p,0}(1 + \alpha_\theta \tau_3)$, где I_p – ток в обмотке ротора; $R_{p,0}$ – активное сопротивление обмоток ротора при температуре окружающей среды.

Расчет значений тепловой проводимости тел между ними на основе обмоточных данных, геометрических размеров, свойств материала статора, ротора и других параметров можно производить в соответствии с методикой расчетов, приведенными в [5], мы их здесь подробно не приводим.

Составим уравнение для аналоговой электрической модели:

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\varphi_1}{dt} + G_{10}\varphi_1 + G_{12}\varphi_{12} - G_{31}\varphi_{31} = I_1, \\ C_2 \frac{d\varphi_2}{dt} + G_{20}\varphi_2 - G_{12}\varphi_{12} + G_{23}\varphi_{23} = I_2, \\ C_3 \frac{d\varphi_3}{dt} + G_{30}\varphi_3 + G_{31}\varphi_{31} - G_{23}\varphi_{23} = I_3, \end{cases} \quad (2)$$

здесь $I_1 = \frac{dS_T}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{\Delta P_1 t}{\theta_{cp}} \right) = \frac{\Delta P_1}{\theta_{cp}}$, $I_2 = \frac{\Delta P_2}{\theta_{cp}}$, $I_3 = \frac{\Delta P_3}{\theta_{cp}}$, [Вт/К] – источники тока, направленные к соответствующим узлам электрической модели тепловой системы.

Расчет тепловых процессов ТАД существенно упрощается, если пользоваться методом электротепловых аналогий [1]. На основании системы уравнений (1) и (2) составим электрическую модель тепловой схемы ТАД как систему из трех тел (рис.2).

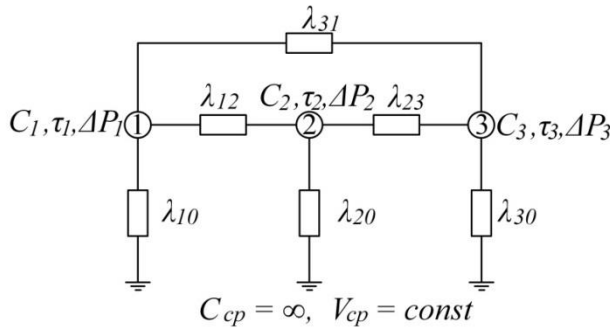


Рис. 1. Тепловая схема замещения ТАД как система трех тел

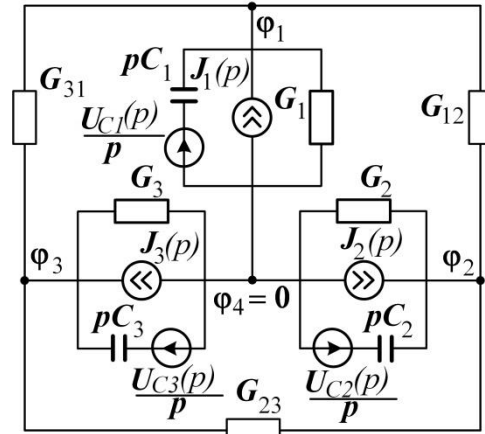


Рис. 2. Электрическая модель тепловой схемы ТАД как система трех тел

Исследуем, как будет меняться напряжение на конденсаторе во времени при скачкообразном изменении токов I_1 , I_2 и I_3 , т.е. произведем расчет переходного процесса. Для этого воспользуемся одним из методов расчета линейных электрических цепей, например, методом узловых потенциалов и составим следующую систему уравнений в операторной форме:

$$\begin{cases} Y_{11}(p)\varphi_1(p) - Y_{12}(p)\varphi_2(p) - Y_{13}(p)\varphi_3(p) = J_{11}(p), \\ -Y_{21}(p)\varphi_1(p) + Y_{22}(p)\varphi_2(p) - Y_{23}(p)\varphi_3(p) = J_{22}(p), \\ -Y_{31}(p)\varphi_1(p) - Y_{32}(p)\varphi_2(p) + Y_{33}(p)\varphi_3(p) = J_{33}(p), \end{cases} \quad (3)$$

здесь $Y_{11}(p) = G_1 + G_{12} + G_{31} + pC_1 - \alpha_t \Delta P_{10}$; $Y_{22}(p) = G_2 + G_{12} + G_{23} + pC_2$; $Y_{33}(p) = G_3 + G_{23} + G_{31} + pC_3$ - сумма собственных проводимостей всех ветвей, сходящихся в соответствующих узлах; $Y_{12}(p) = Y_{21}(p) = G_{12}$; $Y_{13}(p) = Y_{31}(p) = G_{31}$; $Y_{23}(p) = Y_{32}(p) = G_{23}$ - общая проводимость между соответствующими узлами; $J_{11}(p) = J_1(p) + U_{C1}(0)C_1$; $J_{22}(p) = J_2(p) + U_{C2}(0)C_2$; $J_{33}(p) = J_3(p) + U_{C3}(0)C_3$ - сумма токов, сходящихся в соответствующих узлах, где; $U_{C1}(0)$, $U_{C2}(0)$, $U_{C3}(0)$ - начальные значения напряжений на соответствующих конденсаторах.

Считая, что $U_{C1}(0) = 0$; $U_{C2}(0) = 0$; $U_{C3}(0) = 0$ и $\Delta P_3 = 0$, а также учитывая, что $J_1(p) = \frac{\Delta P_{10}}{p}$, $J_2(p) = \frac{\Delta P_2}{p}$ решим систему уравнений (3) и найдём следующие значения потенциалов узлов в операторной форме:

$$\varphi_1(p) = \frac{a_1 p^2 + b_1 p + c_1}{p(a p^3 + b p^2 + c p + d)} = \frac{H_1(p)}{pH(p)} \quad (4)$$

$$\varphi_2(p) = \frac{a_2 p^2 + b_2 p + c_2}{p(a p^3 + b p^2 + c p + d)} = \frac{H_2(p)}{pH(p)} \quad (5)$$

$$\varphi_3(p) = \frac{a_3 p^2 + b_3 p + c_3}{p(ap^3 + bp^2 + cp + d)} = \frac{H_3(p)}{pH(p)}, \quad (6)$$

здесь $a, a_1, a_2, a_3, b, b_1, b_2, b_3, c, c_1, c_2, c_3$ и d – постоянные коэффициенты, зависящие от параметров и потери активной мощности в тепловой цепи (из-за громоздкости их выражений они в статье не приводятся).

С помощью теоремы разложения находим оригиналы выражений (4)-(6):

$$\varphi_1(t) = \frac{H_1(0)}{H(0)} + \frac{H_1(p_2)}{[pH(p)]'_{p=p_2}} e^{p_2 t} + \frac{H_1(p_3)}{[pH(p)]'_{p=p_3}} e^{p_3 t} + \frac{H_1(p_4)}{[pH(p)]'_{p=p_4}} e^{p_4 t}, \quad (7)$$

$$\varphi_2(t) = \frac{H_2(0)}{H(0)} + \frac{H_2(p_2)}{[pH(p)]'_{p=p_2}} e^{p_2 t} + \frac{H_2(p_3)}{[pH(p)]'_{p=p_3}} e^{p_3 t} + \frac{H_2(p_4)}{[pH(p)]'_{p=p_4}} e^{p_4 t}, \quad (8)$$

$$\varphi_3(t) = \frac{H_3(0)}{H(0)} + \frac{H_3(p_2)}{[pH(p)]'_{p=p_2}} e^{p_2 t} + \frac{H_3(p_3)}{[pH(p)]'_{p=p_3}} e^{p_3 t} + \frac{H_3(p_4)}{[pH(p)]'_{p=p_4}} e^{p_4 t}, \quad (9)$$

здесь $p_1 = 0; p_2; p_3; p_4$ – корни характеристического уравнения $pH(p) = 0$; $H(0) = [pH(p)]'_{p=0}$; $\varphi_{1T} = \frac{H_1(0)}{H'(0)}$, $\varphi_{2T} = \frac{H_2(0)}{H'(0)}$, $\varphi_{3T} = \frac{H_3(0)}{H'(0)}$ – значения потенциалов соответствующих узлов цепи при установившемся режиме.

Напряжения на конденсаторах находятся как:

$$U_{C1}(t) = -\varphi_1(t), \quad (10)$$

$$U_{C2}(t) = -\varphi_2(t), \quad (11)$$

$$U_{C3}(t) = -\varphi_3(t). \quad (12)$$

Если в первое уравнение (10) считать, что $t \rightarrow \infty$, то получим формулу установившегося превышения температуры обмотки ТАД:

$$\tau_{1y} = \frac{H_1(0)}{H(0)} = \frac{c_1}{d} = \frac{P_{10} + mP_2}{\lambda_3 - \alpha_\theta P_{10}} = \frac{3I^2 R_0 + mP_2}{\lambda_3 - 3\alpha_\theta I^2 R_0}, \quad (13)$$

С учетом значения c_1 и d , имеем следующее выражение:

$$\tau_{1y} = \frac{P_{10} + mP_2}{\lambda_3 - \alpha_\theta P_{10}} = \frac{3I^2 R_0 + mP_2}{\lambda_3 - 3\alpha_\theta I^2 R_0}, \quad (14)$$

где $m = B/A \lambda_3 = C/A$ (коэффициенты A, B и C , зависящие от параметров и потери активной мощности в тепловой цепи).

С целью определения λ_3 и m в формуле (14) воспользуемся результатами опыта короткого замыкания (к.з.) ТАД. Согласно этого опыта при $\omega = \omega_n \Delta P_2 = 0$ и $I_c = I_{сн}$ [6], где ω_n и $I_{сн}$ – соответственно номинальные значения частоты вращения ротора и тока статора.

Для режима к.з. формула (14) принимает следующий вид:

$$\tau_{1к.з.} = \frac{3I_n^2 R_0}{\lambda_3 - 3\alpha_\theta I_n^2 R_0}. \quad (15)$$

Из (15) находим:

$$\lambda_3 = \frac{3I_n^2 R_0 (1 + \alpha_\theta \tau_{1к.з.})}{\tau_{1к.з.}}. \quad (16)$$

Подставляя (16) в (15) имеем:

$$\tau_{1y} = \frac{(3I_n^2 R_0 + mP_2) \tau_{1к.з.}}{3I_n^2 R_0 (1 + \alpha_\theta \tau_{1к.з.}) - \tau_{1к.з.} \alpha_\theta 3I_n^2 R_0}. \quad (17)$$

В номинальном режиме работы ТАД $I = I_n$ и $\tau_{1y} = \tau_{1н}$. Для этого режима формула (17) принимает следующий вид:

$$\tau_{1н} = \frac{(3I_n^2 R_0 + mP_2) \tau_{1к.з.}}{3I_n^2 R_0}. \quad (18)$$

Из (18) получаем:

$$m = \frac{3I_n^2 R_0 (\tau_{1н} - \tau_{1к.з.})}{\tau_{1к.з.} P_2}. \quad (19)$$

Подставляя (19) в (17), имеем следующее выражение:

$$\tau_{1y} = \frac{\tau_{1к.з.} I^2 + (\tau_{1н} + \tau_{1к.з.}) I_n^2}{I_n^2 (1 + \alpha_\theta \tau_{1к.з.}) - \tau_{1к.з.} \alpha_\theta I^2}. \quad (20)$$

При нагрузке ТАД, отличной от номинальной, имеем $I = kI_n$. Подставляя последнее в (20), получим следующее:

$$\tau_{1y} = \frac{\tau_{1н} - \tau_{1к.з.} (1 - k^2)}{1 + \alpha_\theta \tau_{1к.з.} (1 - k^2)}. \quad (21)$$

Полученная формула позволяет рассчитать значение установившегося превышения температуры обмотки в зависимости от кратности тока нагрузки ТАД k по отношению к номинальному с учетом влияния изменения сопротивления (через коэффициент α_θ) обмотки при нагревании.

Значения $\tau_{1к.з.}$ можно найти по паспортным данным ТАД [6]. Действительно, в нормальном режиме работы ТАД превышение температуры обмотки также будет номинальным и может быть определено по следующему выражению:

$$\tau_{1н} = \frac{\Delta P_{сн} + \Delta P_{мн}}{A}, \quad (22)$$

где $\Delta P_{сн}$, $\Delta P_{мн}$ – номинальные потери активной мощности соответственно в магнитопроводе(стали) и в меди обмотки ТАД, Вт; $[A]$ - эквивалентная теплоотдача обмотки, [Джл/(с · °С)].

В режиме к.з. уравнение (22) принимает следующий вид:

$$\tau_{1к.з.} = \frac{\Delta P_{мн}}{A}. \quad (23)$$

Совместное решение уравнений (22) и (23) дает следующее решение:

$$\tau_{1к.з.} = \frac{\tau_{1н}}{1+a'}, \quad (24)$$

здесь $a_{к.з.} = \Delta P_{сн} / \Delta P_{мн}$ – коэффициент потери.

Подставляя (24) в (21), окончательно получим следующее выражение установившегося превышения температуры обмотки:

$$\tau_{1у} = \tau_{1н} \frac{a_{к.з.} + k^2}{1 + a_{к.з.} + \alpha_\theta \tau_{1н} (1 - k^2)}. \quad (25)$$

Последнее уравнение показывает, что установившееся превышение температуры обмотки статора ТАД зависит от кратности тока обмотки статора k , коэффициента потерь a и температурного коэффициента сопротивления материала проводника обмотки α_θ .

Если заменить реальную кривую нагрева обмотки статора ТАД на эквивалентную кривую, то можно получить следующее уравнение нагрева обмотки:

$$\tau = \tau_{нач.} e^{-\frac{t}{T_{экр.}}} + \tau_{1у} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{экр.}}} \right), \quad (26)$$

здесь $\tau_{нач.}$ – начальное значение превышения температуры обмотки статора, °С; $T_{экр.}$ – эквивалентная постоянная времени нагрева ТАД, с; t – текущее значение времени, с.

Значение $T_{экр.}$ может быть найдено по следующей формуле [1]:

$$T_{экр.} = \frac{\sum_{i=1}^n C_i \tau_{iн}}{\Delta P_n}, \quad (27)$$

здесь C_i , $\tau_{iн}$ – соответственно тепловая емкость и номинальное превышение температуры i -го тела (обмотки статора, магнитопровода статора и ротора) ТАД, [Джл/°С], [°С]; ΔP_n – номинальное значение потери активной мощности в ТАД, Вт.

Превышение тока статора выше его номинального значения приведет к расходу изоляции обмотки статора, характеризуемый скоростью изменения расхода изоляционного материала ε . Величина ε характеризует количество расхода базовых часов(бч) за один час работы ТАД и рассчитывается по следующей формуле [1]:

$$\varepsilon = \varepsilon_n e^{q \left(\frac{1}{\theta_{1н}} - \frac{1}{\theta_{1у}} \right)}, \quad (28)$$

здесь ε_n – номинальное значение скорости теплового износа изоляции, бч/час; $\theta_{1н} = (\tau_{1т} + \vartheta_{ср.} + 273)$ – абсолютное значение номинальной температуры для данного класса изоляции, К; $\vartheta_{ср.}$ – температура окружающей среды, °С; $\theta_{1у}$ – фактическое значение абсолютной установившейся температуры, К; q – показатель, характеризующий изоляцию данного класса, К.

Коэффициент потери электрической энергии ТАД определяется как:

$$a = \frac{\Delta P}{\Delta P_n} = \frac{\Delta P_{пн} + k^2 \Delta P_{мн}}{\Delta P_{пн} + \Delta P_{мн}} = \frac{a_{к.з.} + k^2}{a_{к.з.} + 1}, \quad (29)$$

здесь ΔP , ΔP_n – потери активной мощности ТАД соответственно в текущем и номинальном режимах его работы.

Ресурс изоляции оценивается с помощью коэффициента расхода ресурса изоляции, который рассчитывается по следующей формуле:

$$k_c = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_n} = e^{q \left(\frac{1}{\theta_{1н}} - \frac{1}{\tau_{1т} + \vartheta_{ср.} + 273} \right)}, \quad (30)$$

где τ_1 – текущее значение превышения температуры изоляции ТАД.
Условием нормального режима работы в ТАД является:

$$k_n \leq 1 \text{ ва } k_c \leq 1. \quad (31)$$

Выражения (21), (25), (26) и (30) являются диагностическими математическими моделями теплового процесса ТАД, с помощью которых можно произвести его функциональную диагностику и контроль технического состояния.

Заключение.

Таким образом, в статье разработаны математические модели тепловых процессов ТАД, рассмотренного как тепловая система, состоящей из трех тел (обмотка статора, магнитопровод статора и ротора), в которых учтен теплообмен не только между соответствующими телами, но и теплообмен между каждым телом и окружающей средой. В результате этого повышается адекватность разработанных математических моделей тепловых процессов и, следовательно, достоверность результатов диагностики технического состояния эксплуатируемых ТАД. Установлено, что установившееся превышение температуры обмотки статора ТАД зависит от кратности тока обмотки статора k , коэффициента потерь a и температурного коэффициента сопротивления материала проводника обмотки α_θ . При этом диагностику и контроль технического состояния ТАД рекомендуется осуществлять по коэффициентам потерь электрической энергии и расхода ресурса изоляции обмотки статора.

Литература

1. В.В. Овчаров. Эксплуатационные режимы работы и непрерывная диагностика электрических машин в сельскохозяйственном производстве. Киев: Изд-во УСХА. 1990. – 168 с.
2. Петушков М.Ю. Тепловая модель асинхронного двигателя//Известия ВУЗов. Северо-Кавказский регион. Технические науки, 2011, №4. –С.48-50.
3. Макаров А.В., Вечеркин М.В., Завьялов А.С. Обзор тепловых моделей асинхронных двигателей // Электротехнические системы и комплексы, 2013, №21. –С. 75-84.
4. Курашкин С.Ф., Телюта Р.В. Диагностирование эксплуатационного режима погружного электродвигателя//НТП и эффективность производства. №8(78). ТГАТУ, Мелитополь, 2010.–С.60-65.
5. Сипайлов Г.А., Санников Д.И., Жадан В.А. Тепловые, гидравлические, аэродинамические расчеты в электрических машинах. Москва, 1989. 239 с.
6. В.Г. Щербаков. Тяговые электрические машины. Учебник – М.: ФГБОУ «Учебно-методический центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2016. – 641 с.

References:

1. Ovcharov V.V. Operational modes of operation and continuous diagnostics of electrical machines in agricultural production. Kiev: Publishing House USHA. 1990. -- 168 p.
2. Petushkov M.Yu. Thermal model of an induction motor // News of universities. North Caucasus region. Engineering, 2011, No. 4. –P.48-50.
3. Makarov A.V., Vecherkin M.V., Zavyalov A.S. A review of thermal models of induction motors // Electrical Systems and Complexes, 2013, No. 21. -WITH. 75-84.
4. Kurashkin S.F., Teluta R.V. Diagnosing the operating mode of a submersible electric motor // NTP and production efficiency. No. 8 (78). TGATU, Melitopol, 2010. – S.60-65.
5. Sipailov G.A., Sannikov D.I., Zhadan V.A. Thermal, hydraulic, aerodynamic calculations in electric machines. Moscow, 1989.239 s.
6. V.G. Shcherbakov. Traction electric cars. Textbook - M.: FSBEI "Educational and Methodological Center for Education in Railway Transport", 2016. - 641 p.

Сведения об авторах / Information about the authors

Файзуллаев Жавхарбек Султон угли - докторант PhD, Ташкентский институт инженеров железнодорожного транспорта. e-mail: javhar2019@mail.ru.

Fayzullaev Zhavkharbek Sul-ton Ugli – post graduate student, Tashkent Institute of Railways Engineering. e-mail: javhar2019@mail.ru