

УДК 62–83:621.313

## О ПРОБЛЕМЕ ПЕРЕГРЕВА ОБМОТКИ РОТОРА АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ПУСКОВЫХ РЕЖИМАХ ВЫСОКОИНЕРЦИОННЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ НЕФТЕГАЗОВОЙ И ГОРНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Зюев Анатолий Михайлович<sup>1</sup>,

a.m.zyuzev@urfu.ru

Метельков Владимир Павлович<sup>2</sup>,

v.p.metelkov@urfu.ru

<sup>1</sup> Уральский федеральный университет,  
Россия, 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19.

**Актуальность** исследования обусловлена необходимостью повышения надежности и снижения аварийности асинхронных электроприводов высокоинерционных механизмов нефтегазовой отрасли и горной промышленности, таких как насосы магистральных нефтепроводов, вентиляторные установки горнорудных предприятий и другие. При прямом пуске таких электроприводов, а также при пуске с использованием тиристорных преобразователей напряжения происходит значительный нагрев роторной обмотки, что приводит к негативным последствиям воздействия термомеханических эффектов с выходом электродвигателя из строя.

**Цель исследования:** выявить закономерности, связывающие параметры асинхронных двигателей с уровнем нагрева обмотки ротора и режимами запуска, а также выявить возможности влияния на нагрев ротора времени запуска, определяемого уставкой ограничения тока статора при пуске с использованием тиристорного преобразователя напряжения.

**Объекты:** электроприводы высокоинерционных механизмов нефтегазовой отрасли и горной промышленности с асинхронным двигателем, запускаемые при постоянной скорости вращения магнитного поля статора.

**Методы:** аналитические методы, а также моделирование с использованием термодинамических моделей асинхронного двигателя на основе тепловых схем с сосредоточенными параметрами.

**Результаты.** Аналитическим путем, а также с помощью компьютерного моделирования показано, что при увеличении габаритов электродвигателя (при прочих равных условиях) проблема перегрева роторной обмотки приобретает все большую актуальность. При увеличении числа полюсов двигателя (при одинаковой номинальной мощности, в случае, когда имеется возможность использовать передаточное число редуктора, соответствующее номинальной скорости двигателя и требуемой скорости механизма) нагрев роторной обмотки уменьшается. Также показано, что увеличением продолжительности пуска асинхронного двигателя за счет использования тиристорных преобразователей напряжения решить проблему перегрева обмотки ротора можно только при запуске на холостом ходу. В иных случаях увеличение продолжительности пуска либо не позволяет существенно снизить нагрев, либо ведет к увеличению нагрева. В этой ситуации использование тиристорных преобразователей напряжения имеет смысл только, если это предопределяется ограничениями, связанными с просадкой напряжения сети при пуске, а радикальным решением проблемы перегрева является использование преобразователя частоты.

### Ключевые слова:

Насосные агрегаты магистральных нефтепроводов, шахтные вентиляторы, асинхронный двигатель, обмотка ротора, термодинамическая модель, тепловая схема с сосредоточенными параметрами, тиристорный преобразователь напряжения.

### Введение

Электроприводы с двигателями переменного тока, имеющие очень большой момент инерции, широко распространены в нефтегазовой отрасли и различных областях горной промышленности. К ним относятся насосы магистральных нефтепроводов, вентиляторные установки горнорудных предприятий и другие. В частности, у приводов шахтных вентиляционных установок соотношение момента инерции вентилятора и электродвигателя составляет десятки раз, и как следствие, продолжительность пуска вентилятора с большим диаметром рабочего колеса может достигать нескольких минут [1].

При прямом пуске асинхронного двигателя (АД) высокоинерционных электроприводов происходит сильный нагрев обмотки ротора, что объясняется длительным процессом разгона при больших токах в сочетании с влиянием вытеснения тока. Отметим, что аналогичный эффект может про-

являться и при запуске электроприводов с относительно небольшим моментом инерции, где требуется получить плавный разгон под нагрузкой, для чего используют устройства плавного пуска на основе тиристорных преобразователей напряжения (ТПН), которые обеспечивают управление процессом запуска при постоянной (номинальной) частоте. Примером могут служить асинхронные электроприводы длинных конвейеров [2, 3]. Такой же способ запуска используется и в приводах шахтных вентиляционных установок с осевыми вентиляторами [1]. В мощных высокоинерционных электроприводах с АД ТПН используются также и для ограничения просадки напряжения сети при пуске [4–7]. Такие устройства плавного пуска значительно дешевле, чем преобразователи частоты, однако их использование приводит к некоторым проблемам, в том числе связанным с обмоткой ротора АД.

При оценке теплового состояния АД часто концентрируют внимание на нагреве обмотки статора,

поскольку эта обмотка имеет изоляцию, а негативное влияние высоких температур на долговечность электрической изоляции хорошо известно [8, 9]. Поэтому предлагается большое количество устройств тепловой защиты для обмотки статора [10–15]. Тем не менее чрезмерное повышение температуры короткозамкнутой обмотки ротора также может приводить к её повреждению [16, 17]. Имеются данные, что температура обмотки ротора при пуске крупных АД может достигать 600 °С [18, 19]. Путем моделирования методом конечных элементов в сочетании с экспериментальными исследованиями показано, что термический фактор является одним из важнейших компонентов в механизме повреждения короткозамкнутой обмотки ротора АД [20]. Из-за влияния высокой температуры в АД со сварной обмоткой ротора возможно изгибание стержней обмотки с выходом их из пазов, что может приводить к повреждению лобовых частей обмотки статора и появлению трещин на короткозамыкающих кольцах [21]. В АД с литыми обмотками ротора появляются повреждения стержней роторной обмотки в пазах.

Приведенные выше факты говорят об актуальности исследования теплового состояния короткозамкнутых обмоток ротора АД в пусковых режимах для выяснения взаимосвязей нагрева этих обмоток с размерами и скоростью двигателя, а также с особенностями конструкции привода и организации процесса пуска.

#### Анализ влияния габаритов двигателя и номинальной скорости на температуру обмотки ротора при пуске

Вывод основных соотношений

В литературе отмечается, что повреждения обмотки ротора АД, связанные с перегревом, чаще проявляются у более крупных машин [17, 18]. Рассмотрим подробнее связь габаритов и мощности АД с повышением температуры обмотки ротора при пуске.

Повышение средней температуры элементов ротора  $\Delta\theta_r$  в течение времени пуска ( $t_n$ ) можно определить через разницу между выделившейся энергией ( $W_{\Sigma r}$ ) и отданной в окружающую среду ( $W_{out}$ ):

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

$$W_{\Sigma r} = \int_0^{t_n} \Delta P_r dt, \quad (2)$$

$$W_{out} = \int_0^{t_n} \sum_{k=1}^m (\theta_r - \theta_{0k}) \lambda_{r,0k} dt. \quad (3)$$

В (2) и (3) обозначено:  $\Delta P_r$  – мощность потерь в роторе;  $\theta_r$  – температура ротора;  $\theta_{0k}$  – температура  $k$ -й охлаждающей среды;  $m$  – количество охлаждающих сред;  $\lambda_{r,0k}$  – тепловая проводимость от ротора к  $k$ -й охлаждающей среде.

Величина  $W_{\Sigma r}$  (помимо прочих составляющих) содержит компоненту, связанную с изменением кинетической энергии системы, а также компоненту, зависящую от преодолеваемого момента сопротивления. Соответственно, джоулевы потери ( $W_r$ ), выделившиеся в обмотке ротора АД в течение времени разгона при постоянной скорости вращения поля статора (прямой пуск, пуск с использованием ТПН), могут быть представлены суммой двух слагаемых. Одно из них ( $W_{r,дин}$ ) определяется динамическим моментом, а второе ( $W_{rc}$ ) – величиной момента сопротивления. Проанализируем связь между  $W_r$  и параметрами механической характеристики электропривода.

Если выразить момент двигателя из уравнения движения привода, можно получить выражение для энергии  $W_r = W_{r,дин} + W_{rc}$ , выделившейся в роторной обмотке за время пуска [22]:

$$W_r = J_{\Sigma} \left( \omega_0 \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} d\omega - \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} \omega d\omega \right) + \int_0^{t_n} M_c (\omega_0 - \omega) dt, \quad (4)$$

где  $M_c$  – момент сопротивления на валу двигателя;  $J_{\Sigma}$  – приведенный к валу двигателя суммарный момент инерции привода;  $\omega_0$  – скорость вращения поля статора;  $\omega_{нач}$  и  $\omega_{кон}$  – начальная и конечная скорости.

Из (4) можно получить (для  $\omega_{нач} = 0$ ):

$$W_{r,дин} = J_{\Sigma} \left( \omega_0 \omega_{кон} - \frac{\omega_{кон}^2}{2} \right), \quad (5)$$

Для мощных АД значение  $\omega_{кон}$  весьма близко к  $\omega_0$ , поэтому  $W_{r,дин}$  практически равно кинетической энергии ( $W_k$ ), которая запасается во вращающихся элементах привода к концу разгона, соответственно, из (5) получим:

$$W_{r,дин} \approx W_k = J_{\Sigma} \frac{\omega_{кон}^2}{2}. \quad (6)$$

С целью получения выражения для  $W_{rc}$  представим соотношение, связывающее момент сопротивления со скоростью как

$$M_c = M_{c0} + M_{cbN} \left( \frac{\omega}{\omega_N} \right)^m, \quad (7)$$

где  $\omega_N$  – номинальная скорость двигателя;  $M_{c0}$  – постоянная составляющая момента сопротивления;  $M_{cbN}$  – переменная составляющая момента сопротивления при номинальной скорости.

Получить зависимости скорости от времени при пуске АД весьма непросто. Это объясняется индивидуальными особенностями механических характеристик различных АД, а также проблемой учета эффекта вытеснения тока. Как показывает моделирование процессов пуска подобных приводов, зависимость скорости от времени может быть приближенно аппроксимирована степенной функцией, поэтому используем далее следующее выражение:

$$\omega = a_{\omega} t^n, \quad (8)$$

где  $a_\omega$  – постоянный коэффициент, а величина  $n$  находится между 1 и 2...3.

Тогда (7) можно представить в виде

$$M_c = M_{c0} + M_{cbN} \left( \frac{a_\omega}{\omega_N} \right)^m t^{nm}. \quad (9)$$

Из (4) с учетом (7)–(9) получим следующее выражение:

$$W_{rc} = \omega_0 M_{c0} t_{п} + \omega_0 M_{cbN} \left( \frac{a_\omega}{\omega_N} \right)^m \frac{t_{п}^{nm+1}}{nm+1} - \frac{M_{c0} a_\omega t_{п}^{n+1}}{n+1} - \frac{M_{cbN} a_\omega^{m+1} t_{п}^{nm+n+1}}{\omega_N^m (nm+n+1)}. \quad (10)$$

Для мощных двигателей, где  $\omega_N$  близка к  $\omega_0$ , можно без большой погрешности записать (10) как

$$W_{rc} = n \left[ \frac{M_{c0}}{n+1} + \frac{M_{cbN}}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \omega_N t_{п}. \quad (11)$$

Как видно из (11), энергия, затрачиваемая на преодоление момента сопротивления, возрастает с увеличением времени пуска и номинальной скорости двигателя. Однако при правильном согласовании мощностей двигателя и рабочего механизма, для двигателя с более высокой номинальной скоростью, приведенные к его валу значения  $M_{c0}$  и  $M_{cbN}$  будут соответственно меньше. Поэтому для двигателей одинаковой мощности значение  $W_{rc}$  зависит только от времени разгона.

Принимая во внимание (6) и (11), обозначим  $A_w = W_r / W_{rc}$ :

$$A_w = 1 + 2n \left[ \frac{a}{n+1} + \frac{1-a}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] t_{п}^*. \quad (12)$$

В выражении (12) обозначено:  $t_{п}^* = t_{п} / T_j$ , где  $T_j = J_\Sigma \omega_N / M_N$  – механическая постоянная времени (здесь полагаем, что  $M_{c0} + M_{cbN} = M_N$ );  $a = M_{c0} / (M_{c0} + M_{cbN})$ ;  $M_N$  – номинальный момент двигателя. Если пренебречь отдачей тепла в окружающую среду (адиабатический нагрев), а также всеми потерями, кроме джоулевых потерь в обмотке ротора, можем записать выражение (1) с учетом (6) и (12) как

$$M_N = k_{MV} V_a^\gamma. \quad (13)$$

Используем выражение (13) для анализа подъема температуры элементов ротора в течение пуска для двух возможных вариантов:

- когда размеры двигателей различны, но номинальные скорости одинаковы;
- когда одинаковы мощности двигателей, но отличаются номинальные скорости.

Вариант одинаковой номинальной скорости при разных габаритах двигателей

Номинальный момент двигателя связан с его активным объемом ( $V_a$ ) степенной зависимостью [23]

$$M_N = k_{MV} V_a^\gamma, \quad (14)$$

где  $k_{MV}$  – коэффициент пропорциональности,  $\gamma$  – постоянная.

Из выражения (14) следует, что

$$M_N \sim l^{3\gamma}, \quad (15)$$

где  $l$  – характерный линейный размер двигателя, в качестве которого может быть принят кубический корень из активного объема.

Поскольку момент инерции ротора ( $J_d$ ) пропорционален произведению массы ротора на квадрат его радиуса [24], получим

$$J_d \sim l^5. \quad (16)$$

Из (15) и (16) следует, что

$$J_d \sim M_N^\delta, \quad (17)$$

где  $\delta = 5/(3\gamma)$ .

Значения  $\delta$  для двигателей различных серий, полученные путем аппроксимации справочных данных формулой (17), так же как значения  $\gamma$ , представлены в табл. 1, 2.

**Таблица 1.** Значения коэффициентов степени для асинхронных двигателей различных серий (низковольтные)

**Table 1.** Values of the power factor for induction motors of various series (low-voltage)

Motor series		$\delta$	$\gamma_{(a)}$	$\gamma_{(c)}$
4А (Изоляция класса F) (Insulation class F)	2-полюсные/2 poles	1,517	1,132	1,099
	4-полюсные/4 poles	1,445	1,182	1,153
	6-полюсные/5 poles	1,584	1,157	1,052
	8-полюсные/6 poles	1,542	1,112	1,081
5А, 6А	2-полюсные/2 poles	1,480	–	1,126
	4-полюсные/4 poles	1,453	–	1,147
	6-полюсные/6 poles	1,489	–	1,119
	8-полюсные/8 poles	1,362	–	1,224

**Таблица 2.** Значения коэффициентов степени для асинхронных двигателей различных серий (высоковольтные)

**Table 2.** Values of the power factor for induction motors of various series (high-voltage)

Motor series	$\delta$	$\gamma_{(a)}$	$\gamma_{(c)}$
ДАЗО4, 6 кВ/kV	1,184	–	1,408
А4, 6 кВ/kV	1,236	–	1,348
АДЧР, 6 кВ/kV, h=400, 450, 560 мм/mm	1,712	–	0,974
АДЧР, 10 кВ/kV, h=500, 560 мм/mm	1,206	–	1,382

В табл. 1, 2 обозначено:  $\gamma_{(a)}$  – значение степени  $\gamma$ , полученное аппроксимацией результатов вычисления величины  $V_a$ ;  $\gamma_{(c)}$  – вычисленное значение  $\gamma$ , полученное по значениям  $\delta$  с использованием соотношения  $\delta = 5/(3\gamma)$ .

Если ввести коэффициент  $k_{J\Sigma} = J_\Sigma / J_d$ , можно записать (13) в следующем виде:

$$\Delta\theta_r = \frac{A_w k_{J\Sigma} \omega_N^2}{2} \frac{J_d}{C_r}. \quad (18)$$

Принимая во внимание (16), а также тот факт, что теплоемкость ротора пропорциональна его массе, и, соответственно, третьей степени линейных размеров двигателя, из (18) найдем, что величина  $\Delta\theta_r$  пропорциональна квадрату линейных размеров двигателя. Из этого факта, с учетом (15), следует, что

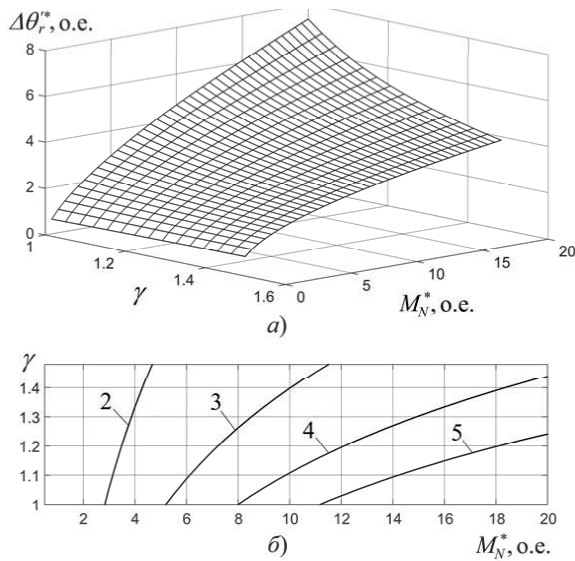


Рис. 1. Зависимости  $\Delta\theta_r^*$  от  $M_N^*$  и  $\gamma$

Fig. 1. Dependence of  $\Delta\theta_r^*$  on  $M_N^*$  and  $\gamma$

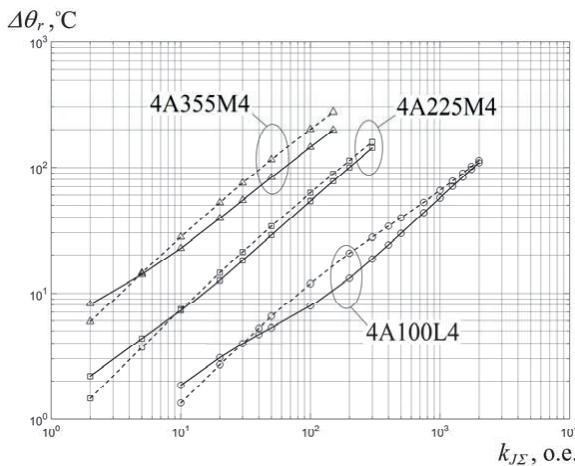


Рис. 2. Зависимости максимального подъема температуры обмотки ротора от  $k_{J\Sigma}$  для двигателей 4A100L4, 4A225M4 и 4A355M4 (пунктир – короткозамыкающие кольца; непрерывные линии – пазовые части)

Fig. 2. Dependences of the maximum rotor winding temperature rise on  $k_{J\Sigma}$  for 4A100L4, 4A225M4 and 4A355M4 (dot lines – end rings; solid lines – slot parts)

$$\Delta\theta_r^* \sim M_N^{\frac{2}{3\gamma}}. \quad (19)$$

Из (19) вытекает, что для  $k_{J\Sigma}=\text{const}$  подъем температуры элементов ротора тем больше, чем больше размеры двигателя, причем эта зависимость достаточно сильная. На рис. 1, а показана зависимость адиабатического подъема температуры обмотки ротора от номинального момента двигателя и коэффициента  $\gamma$ , соответствующая соотношению (19). Здесь обозначено:  $\Delta\theta_r^* = \Delta\theta_r' / \Delta\theta_{r(6)}'$  и  $M_N^* = M_N / M_{N(6)}$ , где  $\Delta\theta_{r(6)}'$  и  $M_{N(6)}$  – адиабатический подъем температуры роторной обмотки и номинальный момент для некоторого варианта, принятого за базисный. На рис. 1, б показаны линии уровня поверхности

$\Delta\theta_r^*$  ( $M_N^*, \gamma$ ), здесь цифрами обозначены значения  $\Delta\theta_r^*$ . Из рис. 1 следует, что опасность неприемлемого повышения температуры элементов обмотки ротора в течение пуска существенно увеличивается с увеличением общих размеров двигателя.

На рис. 2 показаны зависимости максимального подъема температуры при прямом пуске от  $k_{J\Sigma}$  для двигателей 4A100L4 (4 кВт), 4A225M4 (55 кВт) и 4A355M4 (315 кВт) с одинаковым числом полюсов. Эти результаты получены с использованием модели асинхронного электропривода, которая включает термодинамическую модель АД на основе достаточно подробной тепловой схемы, содержащей 8 узлов. Результаты моделирования на качественном уровне хорошо согласуются с аналитически полученной зависимостью (19) и рис. 1.

Вариант одинаковой мощности двигателей при разной номинальной скорости

Этот случай рассматриваем применительно к ситуации, когда в ходе проектирования электропривода возможно использование вариантов с редукторами, имеющими различные передаточные числа, обеспечивая тем самым соответствие требуемой скорости приводимого механизма и номинальной скорости двигателя.

Запишем выражение (13) с использованием (12) в следующем виде:

$$\Delta\theta_r^* = \frac{\Omega_{\text{рм}}^2}{2C_r} (J_{\text{д}} i^2 + J_{\text{рм}}) + n \left[ \frac{a}{n+1} + \frac{1-a}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \frac{t_{\text{п}} P_N}{C_r}, \quad (20)$$

где  $\Omega_{\text{рм}}$  и  $J_{\text{рм}}$  – скорость вращения и момент инерции механизма;  $i$  – передаточное число редуктора.

Принимая во внимание (17), можно выразить момент инерции двигателя через номинальную мощность ( $P_N$ ) как

$$J_{\text{д}} = k_{JPN} P_N^{\frac{5}{3\gamma}} \Omega_{\text{рм}}^{\frac{5}{3\gamma}} i^{\frac{5}{3\gamma}}. \quad (21)$$

Учитывая кубическую зависимость теплоемкости  $C_r$  от линейных размеров машины, а также принимая во внимание (15), можем выразить  $C_r$  через номинальную мощность следующим образом

$$C_r = k_{CPN} P_N^{\frac{1}{3\gamma}} \Omega_{\text{рм}}^{\frac{1}{3\gamma}} i^{\frac{1}{3\gamma}}. \quad (22)$$

В выражениях (21) и (22) обозначено:  $k_{JPN}$  и  $k_{CPN}$  – некоторые константы. Принимая во внимание (21) и (22), можем записать (20) как

$$\Delta\theta_r^* = \frac{\Omega_{\text{рм}}^{2+\frac{1}{3\gamma}} P_N^{\frac{1}{3\gamma}}}{2k_{CPN}} \left( k_{JPN} P_N^{\frac{5}{3\gamma}} \Omega_{\text{рм}}^{\frac{5}{3\gamma}} i^{\frac{5}{3\gamma}} + J_{\text{рм}} i^{\frac{1}{3\gamma}} \right) + \left[ \frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \frac{t_{\text{п}} P_N^{\frac{1}{3\gamma}} i^{\frac{1}{3\gamma}} \Omega_{\text{рм}}^{\frac{1}{3\gamma}}}{k_{CPN}}. \quad (23)$$



Из (23) видно, что для приводов с одинаковой номинальной мощностью двигателя и одинаковой скоростью механизма оба слагаемых справа от знака равенства монотонно возрастают с увеличением передаточного числа редуктора, поскольку всегда

$$2 \frac{3\gamma - 1}{3\gamma} > 0 \text{ и } 1/\gamma > 0. \text{ Отсюда следует, что термические}$$

нагрузки на элементы ротора в процессе пуска будут больше в том варианте электропривода, где используется более скоростной двигатель той же мощности. Соответственно, наименее тяжелые термические условия для ротора, вероятнее всего, будут в безредукторном варианте электропривода. Физически это заключение объясняется следующим. Рассмотрим высокоинерционный электропривод, у которого кинетическая энергия, накапливаемая за время пуска, в основном определяется моментом инерции механизма. В этом случае у вариантов электропривода с двигателями, имеющими разную номинальную скорость, кинетическая энергия, запасаемая в движущихся элементах, будет мало отличаться. Аналогично работа по преодолению момента сопротивления, при условии одинакового времени пуска, будет одинаковой для всех этих вариантов. Из этого следует, что полная энергия, выделяющаяся в обмотке ротора за время пуска, почти одинакова для различных вариантов электропривода, отличающихся передаточным числом редуктора. В этом случае для электроприводов с двигателями одинаковой мощности размеры двигателей, а следовательно, и теплоемкости их элементов будут существенно отличаться. Для более скоростных двигателей энергия, почти одинаковая по сравнению с менее скоростными двигателями, будет приходиться на существенно меньшую величину теплоемкости ротора (обмотки ротора), что предопределяет более высокую температуру этих элементов к концу разгона.

На рис. 3 показаны кривые нагрева обмотки ротора для пяти АД серии 4А мощностью 110 кВт с различным числом полюсов ( $2p$ ) при прямом пуске с моментом сопротивления вентиляторного характера. Момент инерции при моделировании выбирался таким образом, чтобы обеспечить одинаковое количество запасаемой энергии к концу пуска. Здесь обозначено: 1)  $2p=2$ ; 2)  $2p=4$ ; 3)  $2p=6$ ; 4)  $2p=8$ ; 5)  $2p=10$ . На рис. 3 хорошо видно, что при увеличении числа полюсов снижается термическое воздействие на обмотку ротора.

#### Особенности нагрева ротора АД при использовании ТПН

При пуске высокоинерционного асинхронного привода с использованием ТПН значительная часть энергии, выделяющейся в обмотке ротора, так же, как и при прямом пуске, определяется запасаемой в движущихся массах кинетической энергией. Эта часть не зависит от продолжительности пуска. Другая часть, связанная с преодолеваемым моментом сопротивления, при этом увеличи-

вается. Однако при увеличении продолжительности пуска увеличивается и доля энергии, уходящей в окружающую среду. Поэтому ответ на вопрос – в какую сторону будет изменяться нагрев обмотки ротора при увеличении продолжительности пуска зависит от соотношения величин  $W_{rc}$  и  $W_{out}$ . На рис. 4 приведены результаты моделирования пуска асинхронного электропривода с двигателем АДЧР-1600 (1600 кВт, 1500 об/мин) при  $J_{\Sigma}=20J_{д}$  и различных моментах сопротивления. Здесь показаны зависимости максимального повышения температуры для наиболее нагретых точек обмотки ротора ( $\Delta\theta_{r,max}$ ) от продолжительности пуска ( $t_n$ ). На рис. 4 обозначено:  $\circ$  – вентиляторный момент сопротивления ( $m=2, M_{c0}=0, M_{cнв}=M_N$ );  $\square$  – постоянный момент сопротивления  $M_c=M_N$ ;  $\diamond$  – постоянный момент сопротивления  $M_c=0,5M_N$ ;

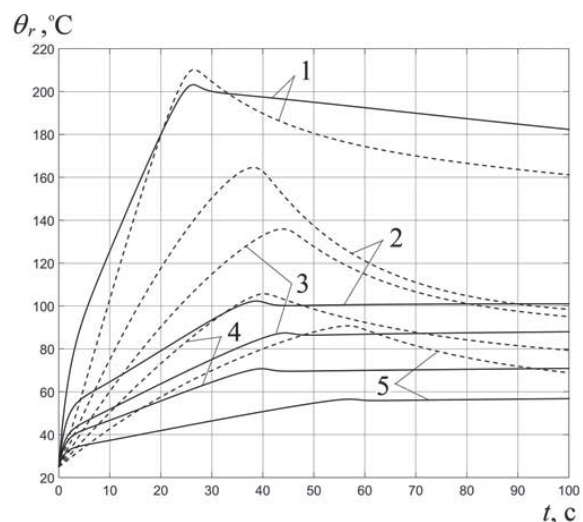


Рис. 3. Графики изменения во времени  $\theta_r$  для обмотки ротора (пунктир – короткозамыкающие кольца; непрерывные линии – пазовые части)

Fig. 3. Time dependences of  $\theta_r$  for rotor winding (dot lines – end rings; solid lines – slot parts)

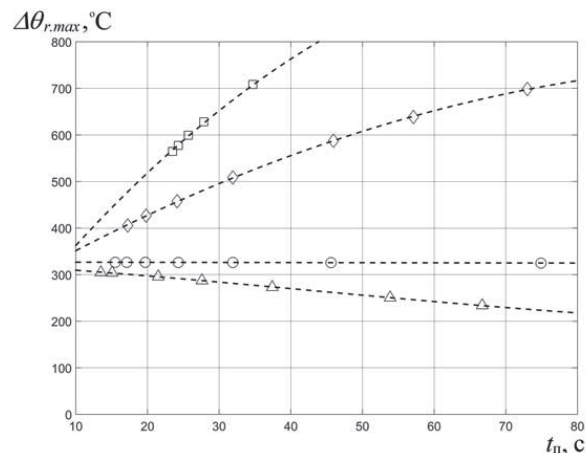


Рис. 4. Результаты моделирования пуска асинхронного электропривода с двигателем АДЧР1600

Fig. 4. Results of modeling the start-up of an asynchronous electric drive with ADCHR-1600 motor

$\Delta$  – пуск на холостом ходу. Видно, что существенно выраженное снижение нагрева обмотки ротора достигается только при пуске на холостом ходу.

#### Заключение

Аналитическим путем, а также с использованием компьютерного моделирования для высокоинерционных асинхронных приводов установлено следующее:

- чем крупнее двигатель (при прочих равных условиях и для схожих по геометрическим соотношениям двигателей), тем сильнее проявляется проблема перегрева обмотки ротора в пусковых режимах;
- чем ниже номинальная скорость АД при той же мощности двигателя и механизма, тем меньше нагрев обмотки ротора в пусковых режимах

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. К вопросу выбора типа электропривода для шахтных вентиляторов / Б.И. Абрамов, Л.Х. Дацковский, И.К. Кузьмин, Ю.В. Шевырёв // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2017. – № 7. – С. 13–21.
2. Зюев А.М., Метельков В.П. Исследование пусковых режимов электроприводов конвейеров // Электротехника. – 2009. – № 9. – С. 41–45.
3. Зюев А.М., Кожушко Г.Г., Метельков В.П. Пусковые режимы электропривода ленточного конвейера с учетом ограничений по нагреву двигателя // Известия высших учебных заведений. Горный журнал. – 2012. – № 6. – С. 71–75.
4. Устройства плавного пуска в электроприводах горных механизмов / Б.И. Абрамов, Л.Х. Дацковский, И.К. Кузьмин, А.Г. Придатков, П.М. Лиморенко // Электротехника. – 2014. – № 1. – С. 19–27.
5. Bredthauer J., Struck N. Starting of large medium voltage motors: Design, protection, and safety aspects // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1995. – V. 31. – № 5. – P. 1167–1176.
6. Farr L.B., Farr T.A. Considerations in medium voltage reduced voltage motor starting the good, the bad and the ugly // Proc. of IEEE Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC '07). – Calgary, Canada, 2007. – P. 1–7.
7. Зюев А.М., Метельков В.П., Степанюк Д.П. Управление пусковыми режимами асинхронного тиристорного электропривода с учетом ограничений по нагреву и влиянию на сеть // Электротехника. – 2012. – № 9. – С. 40–43.
8. Шабанов В.А., Калимгулов А.Р., Хакимов Э.Ф. Методика многокритериальной оценки эффективности применения ЧРП на объектах магистральных нефтепроводов // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 2016. – № 2. – С. 11–17.
9. Шабанов В.А., Чернышов Н.А. Алгоритм определения износа изоляции обмотки статора электродвигателей магистральных насосов за время пуска // Новый университет. – 2014. – № 10 (32). – С. 56–60.
10. Юндин М.А. Токовая защита электроустановок. 2-е изд., испр. – СПб.: Изд-во «Лань», 2011. – 288 с.
11. Басс Э.И., Дорогунцев В.Г. Релейная защита электроэнергетических систем / под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Изд-во МЭИ, 2002. – 296 с

#### Информация об авторах

**Зюев А.М.**, доктор технических наук, профессор кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Уральского федерального университета.

**Метельков В.П.**, кандидат технических наук, доцент кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Уральского федерального университета.

(при передаточном числе редуктора, соответствующей номинальной скорости двигателя и требуемой скорости механизма);

- увеличением продолжительности пуска АД с ТПН решить проблему перегрева обмотки ротора можно только при запуске на холостом ходу. В иных случаях увеличение продолжительности пуска либо не позволяет существенно снизить нагрев, либо ведет к увеличению нагрева, что не дает возможности использовать УПП на основе ТПН для решения этой проблемы. В этой ситуации использование УПП на основе ТПН имеет смысл только, если это предопределяется ограничениями, связанными с просадкой напряжения сети при пуске, а радикальным решением проблемы перегрева является использование преобразователя частоты.

12. Martin W., Eason A., Patel A.G. Low Voltage Motor Protection. – Milwaukee: Rockwell Automation, 2016. – 30 p.
13. Киреева Э.А., Цырук С.А. Релейная защита и автоматика электроэнергетических систем. – М.: Академия, 2013. – 288 с.
14. Андреев В.А. Релейная защита и автоматика систем электропитания. – М.: Высшая школа, 2006. – 640 с.
15. Plesca A.T. Thermal Analysis of Overload Protection Relays using Finite Element Method // Indian Journal of Science and Technology. – 2013. – V. 6. – Iss. 8. – P. 5120–5125.
16. Bonnett A.H., Soukup G.C. Cause and analysis of stator and rotor failures in three-phase squirrel-cage induction motors // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1992. – V. 28. – № 4. – P. 921–937.
17. Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines / P. Tavner, L. Ran, J. Penman, H. Sedding. – London: The Institution of Engineering and Technology, 2008. – 304 p.
18. A Survey of Condition Monitoring and Protection Methods for Medium-Voltage Induction Motors / P. Zhang, Y. Du, T.G. Habetler, B. Lu // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2011. – V. 47. – № 1. – P. 34–46.
19. Albers T., Bonnett A. H. Motor temperature considerations for pulp and paper mill applications // IEEE Trans. Ind. Appl. – 2002. – V. 38. – № 6. – P. 1701–1713.
20. Analysis of the fatigue causes on the rotor bars of squirrel cage asynchronous motors: Experimental analysis and modelling of medium voltage motors / M.F. Cabanas, J.L. Ruiz Gonzalez, J.L.B. Sampayo, M.G. Melero, C.H. Rojas, F. Pedrayes, A. Arguelles, J. Vina // Proc. of 4<sup>th</sup> IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED). – Atlanta, USA, 2003. – P. 247–252.
21. Ziuzev A.M., Metelkov V.P. Research of the start-up modes of multi-stage blower asynchronous drive // Proc. of IEEE IX International Conference on Power Drives Systems (ICPDS). – Perm, 2016. – P. 1–5.
22. Ключев В.И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 560 с.
23. Вольдек А.И. Электрические машины. – Л.: Энергия, 1978. – 832 с.
24. Гейлер Л.Б. Электропривод в тяжелом машиностроении. – М.: Машиздат, 1958. – 587 с.

Поступила 25.06.2018 г.

UDC 62–83:621.313

## PROBLEM OF INDUCTION MOTORS ROTOR WINDING OVERHEATING IN STARTING MODES OF HIGH-INERTIA ELECTRIC DRIVES OF OIL AND MINING INDUSTRY

Anatoliy M. Zyuzev<sup>1</sup>,

a.m.zyuzev@urfu.ru

Vladimir P. Metelkov<sup>1</sup>,

v.p.metelkov@urfu.ru

<sup>1</sup> Ural Federal University,

19, Mira street, Ekaterinburg, 620002, Russia.

**The relevance** of the research is caused by the need to increase the reliability and reduce the fault rate of asynchronous electric drives of high-inertia mechanisms of the oil and gas industry and the mining industry, such as main oil pipeline pumps, ventilator installations of mining enterprises and others. A cross-line starting of such electric drives, as well as when starting with the use of thyristor voltage converters, strong heating of the rotor winding takes place, which leads to negative consequences of thermomechanical effects with the electric motor failure.

**The main aim** of the research is to reveal the regularities relating the parameters of induction motors and the start-up modes with the level of the rotor winding heating; to determine the possibility of influence of accelerating time defined by the stator current limit set point at start-up with a thyristor voltage converter on the rotor heating.

**Object** of the research is an electric drive of high inertia mechanisms of the oil and gas industry and the mining industry with an induction motor, starting at a constant rotational speed of the stator magnetic field.

**Methods:** analytical methods, as well as computer simulation using thermodynamic models of an induction motor based on thermal circuits with lumped parameters.

**Results.** Analytically, and also with the help of computer simulation it is shown that when the dimensions of the electric motor increase (*ceteris paribus*), the problem of the rotor winding overheating becomes more and more urgent. If the number of motor poles is increased (at the same nominal power, in the case when it is possible to use the gear ratio of the gearbox corresponding to the rated motor speed and the required speed of the mechanism), the heating of the rotor winding decreases. It is also shown that by increasing the duration of starting an induction motor due to the use of a thyristor voltage converter, it is possible to solve the problem of the rotor winding overheating only when starting without load. In other cases, an increase in duration of the start-up either does not allow a significant reduction in heating, or leads to an increase in heating. In this situation, the use of thyristor voltage converters makes sense if it is predetermined only by the limitations associated with the network voltage drop during start-up, and the only solution to the problem of overheating is the use of a frequency converter.

### Key words:

Main oil pumping units, mine fans, induction motor, rotor winding, thermodynamic model, thermal lumped parameters circuit, thyristor voltage converter.

### REFERENCES

1. Abramov B.I., Datskovsky L.K., Kuzmin I.K., Shevyrev Yu.V. Selecting Type of Electric Drive for Mine Fans. *Gorny informatsionno-analiticheskiy byulleten*, 2017, no. 7, pp. 13–21. In Rus.
2. Zyuzev A.M., Metelkov V.P. Study of Start-Up Modes of Conveyor Drives. *Russian Electrical Engineering*, 2009, vol. 80, no. 9, pp. 498–501. In Rus.
3. Zyuzev A.M., Kozhushko G.G., Metelkov V.P. Starting mode of electric conveyor belt, taking into account constraints on the heating of the engine. *News of the Higher Institutions. Mining Journal*, 2012, no. 6, pp. 71–75. In Rus.
4. Abramov B.I., Datskovsky L.K., Kuzmin I.K., Pridatkov A.G., Limorenko P.M. Soft starters in electric drives of mining mechanisms. *Russian Electrical Engineering*, 2014, no. 1, pp. 17–27. In Rus.
5. Bredthauer J., Struck N. Starting of large medium voltage motors: Design, protection, and safety aspects. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1995, vol. 31, no. 5, pp. 1167–1176.
6. Farr L.B., Farr T.A. Considerations in medium voltage reduced voltage motor starting the good, the bad and the ugly. *Proceedings of IEEE Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC '07)*. Calgary, Canada, 17–19 September 2007. pp. 1–7.
7. Zyuzev A.M., Metelkov V.P., Stepanyuk D.P. Control of Startup of an Asynchronous Thyristor Electric Drive Taking into Account a Limited Heating and Network Influence. *Russian Electrical Engineering*, 2012, vol. 83, no. 9, pp. 504–507. In Rus.
8. Shabanov V.A., Kalimgulov A.R., Khakimov E.F. The Technique of Multi-Criteria Evaluation of Efficiency of VFD Application on the Main Pipelines Objects. *Transport i khranenie nefteproduktov i uglevodorodnogo syr'ya*, 2016, no. 2, pp. 11–17. In Rus.
9. Shabanov V.A., Chernyshov N.A. Algorithm for determining the insulation deterioration of the main pumps motor stator winding during the start-up time. *New University*, 2014, no. 10 (32), pp. 56–60. In Rus.
10. Yundin M.A. *Tokovaya zashchita elektroustanovok* [Current protection of electrical installations]. St. Petersburg, Lan Publ., 2011. 288 p.
11. Bass E.I., Doroguncev V.G. *Releynaya zashchita elektroenergeticheskikh sistem* [Relay protection of electric power systems]. Moscow, MPEI Publ., 2002. 296 p.
12. Martin W., Eason A., Patel A.G. *Low Voltage Motor Protection*. Milwaukee, Rockwell Automation, 2016. 30 p.
13. Kireeva E.A., Cyruk S.A. *Releynaya zashchita i avtomatika elektroenergeticheskikh sistem* [Relay protection and automation of electric power systems]. Moscow, Akademiya Publ., 2013. 288 p.
14. Andreev V.A. *Releynaya zashchita i avtomatika sistem elektro-snabzheniya* [Relay protection and automation of power supply systems]. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 2006. 640 p.
15. Plesca A.T. Thermal Analysis of Overload Protection Relays using Finite Element Method. *Indian Journal of Science and Technology*, 2013, vol. 6, Iss. 8, pp. 5120–5125.
16. Bonnett A.H., Soukup G.C. Cause and analysis of stator and rotor failures in three-phase squirrel-cage induction motors. *IEEE*

- Transactions on Industry Applications*, 1992, vol. 28, no. 4, pp. 921–937.
17. Tavner P., Ran L., Penman J., Sedding H. *Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines*. London, The Institution of Engineering and Technology, 2008. 304 p.
  18. Zhang P., Du Y., Habetler T.G., Lu B. A Survey of Condition Monitoring and Protection Methods for Medium-Voltage Induction Motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2011, vol. 47, no. 1, pp. 34–46.
  19. Albers T., Bonnett A.H. Motor temperature considerations for pulp and paper mill applications. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2002, vol. 38, no. 6, pp. 1701–1713.
  20. Cabanas M.F., Ruiz Gonzalez J.L., Sampayo J.L.B., Melero M.G., Rojas C.H., Pedrayes F., Arguelles A., Vina J. Analysis of the fatigue causes on the rotor bars of squirrel cage asynchronous motors: Experimental analysis and modelling of medium voltage motors. *Proc. of 4<sup>th</sup> IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED)*. Atlanta, GA, USA, 24–26 August 2003. pp. 247–252.
  21. Zyuzev A.M., Metelkov V.P. Research of the start-up modes of multi-stage blower asynchronous drive. *Proc. of IEEE IX International Conference on Power Drives Systems (ICPDS)*. Perm, October 3–7, 2016. pp. 1–5.
  22. Klyuchev V.I. *Teoriya elektroprivoda* [Theory of electric drive]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1985. 560 p.
  23. Voldek A.I. *Elektricheskie mashiny* [Electric machines]. Leningrad, Energiya Publ., 1978. 832 p.
  24. Geyley L.B. *Elektroprivod v tyazhelom mashinostroyenii* [Electric drive in heavy engineering]. Moscow, Mashizdat Publ., 1958. 587 p.

Received: 25 June 2018.

#### Information about the authors

**Anatoliy. M. Zyuzev**, Dr. Sc., professor, Ural Federal University.

**Vladimir P. Metelkov**, Cand. Sc., associate professor, Ural Federal University.