УДК 621.313.333.2

# О ДИНАМИКЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В АСИНХРОННОМ ДВИГАТЕЛЕ ПРИ НЕСИММЕТРИИ ПИТАЮЩИХ НАПРЯЖЕНИЙ

#### М.Ю. ПУСТОВЕТОВ

(Донской государственный технический университет), И.В. СИНЯВСКИЙ (Всероссийский научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт

электровозостроения (ОАО «ВЭлНИИ», г. Новочеркасск))

Рассмотрены вопросы специфики тепловых процессов в асинхронном двигателе при его питании несимметричной системой напряжений. Приведены результаты компьютерного моделирования динамики нагрева. Определены условия возникновения опасных в тепловом отношении режимов работы. **Ключевые слова:** несимметричная система трехфазных напряжений, асинхронный двигатель, нагрев.

**Введение.** Актуальной является задача моделирования процессов нагрева элементов конструкции асинхронного двигателя (АД) при его функционировании в составе вспомогательного электропривода (ВЭП) электровоза, когда питание АД осуществляется от несимметричной системы 3-фазных напряжений [1]. По данным статистики ОАО «РЖД» за 2010 г. выплавления обмотки ротора составили 33% отказов АД типа НВА-55, 25% – АНЭ-225 и 15% – АЭ 92-4. Пример конденсаторной схемы питания для ВЭП с АД приведен в [2].

Характерные особенности разработанной тепловой модели. В качестве исходных данных для тепловых расчетов используются результаты моделирования токов (как причин нагрева) и потерь в ранее разработанной в САПР OrCAD компьютерной модели электромеханических процессов в АД, которая позволяет рассчитывать динамические режимы АД при учете несимметрии как по конструкции, так и по питанию [3]. Для построения тепловой модели выбран метод тепловых схем с использованием принципа приближенного расчета двухмерного поля Р. Зодерберга [4]. Сведения о моделировании нестационарных тепловых процессов в электрических машинах, информация по способам расчета параметров тепловых схем и справочные данные о тепловых свойствах электротехнических материалов приведены в [4, 5]. В тепловой модели использовано около 300 различных элементов типа тепловых потоков, теплоемкостей и тепловых сопротивлений. Фрагмент эквивалентной тепловой схемы пазовой части статора АД типа HBA-55 представлени на рис. 1.

При рассмотрении динамических тепловых процессов, неодинаково развивающихся в разных фазах, возникла необходимость учета в модели уравнительных тепловых потоков между фазными участками магнитопроводов, зубцовых зон, станины. Так как ротор вращается относительно статора, то мимо различных в тепловом отношении участков обмотки статора проходит вся поверхность ротора (исключая работу в режиме короткого замыкания, когда ротор неподвижен относительно статора). Так как ротор вращается относительно магнитного поля, то контуры тока, наводимые от различных фаз статора, в обмотке ротора, не привязаны жестко к частям поверхности ротора. С одной стороны, если фазы статора ввиду несимметрии системы напряжений нагружены разными по величине токами, то в роторе из-за его вращения нет постоянной привязки какой-либо группы стержней к определенной фазе, по этой причине не должно быть и постоянно локализованного перегрева какой-либо фазы из-за несимметричного питания. С другой стороны, дефекты обмотки ротора (обрывы, раковины стержней, вырывы участков короткозамыкающих колец и др.) привязаны именно к определенным участкам поверхности ротора, фазам. Поэтому целесообразно пофазное рассмотрение зон в тепловой схеме ротора.



Рис. 1. Фрагмент эквивалентной тепловой схемы пазовой части статора АД:

Р – потери (тепловые потоки), Вт; R – тепловое сопротивление, °С/Вт; C – теплоемкость, Дж/°С; 𝔅 – температура для различных зон (ярмо, станина, зубец, паз, клин, изоляция, металл обмотки, воздух внутри АД, воздух снаружи АД), °С

Основные потери в стали ротора в установившемся режиме обычно не учитываются ввиду их малости, но в процессе пуска, других переходных процессах, связанных с работой при больших скольжениях, такое допущение недопустимо грубо. Так как потери в стали ротора можно представить как выделяющиеся при протекании тока через активное сопротивление, подключенное в Т-образной схеме замещения параллельно традиционному контуру намагничивания [6], который, в свою очередь, состоит из параллельно включенных активного и индуктивного сопротивлений, то можно поставить основные потери в стали в зубцах ротора и в ярме ротора в соответствие основным потерям в стали статора на основании соотношений установившегося режима короткого замыкания. Рассмотрим это на примере. Обозначим основные потери в стали в зубцах ротора как  $P_{2ZPH}$ . Их мгновенные значения рассчитываются в модели АД для каждой фазы из величины значений потерь в стали каждой фазы, которые можно определить согласно [5]

$$P_{2cPH} = \frac{1}{m} \rho_{1,0/50} \left( 1 - \frac{n_2}{n_1} \right)^{\beta} \left( k_{\mu a} B_{a2}^2 m_{a2} + k_{\mu Z} B_{Z2cp}^2 m_{Z2} \right), \tag{1}$$

где  $p_{1,0/50}$  – удельные потери в стали 2212 толщиной 0,5 мм при индукции 1 Тл и частоте перемагничивания 50 Гц,  $p_{1,0/50} = 2,2$  Вт/кг;  $\beta$  – показатель степени, учитывающий зависимость потерь в стали от частоты перемагничивания,  $\beta = 1,3-1,5$ , принимаем  $\beta = 1,4$ ;  $n_1$  – синхронная частота вращения для НВА-55,  $n_1 = 1500$  об/мин.

Тогда потери в стали ротора на каждую фазу между ярмом  $P_{2,APH}$  и зубцами  $P_{2,ZPH}$  разделятся в пропорции

$$\frac{P_{2APH}}{P_{2ZPH}} = \frac{k_{aa}B_{a2}^2m_{a2}}{k_{az}B_{22cp}^2m_{z2}},$$
(2)

где к – коэффициенты, учитывающие влияние на потери в стали неравномерности распределе-

ния потока по сечениям участков магнитопровода и технологических факторов,  $k_{\rm ga} = 1,6$ ,  $k_{\rm ga} = 1,8$  согласно [5] для машин мощностью менее 250 кВт.

Для HBA-55 индукция в ярме ротора  $B_{a2} = 0,906$  Tл, а индукция в среднем сечении зубца ротора  $B_{Z2cp} = 1,661$  Тл, тогда  $\frac{P_{2APH}}{P_{2ZPH}} = \frac{1,6 \cdot 0,906^2 \cdot 51,6}{1,8 \cdot 1,661^2 \cdot 16,4} \approx 0,5$ , т. е.

$$P_{2ZPH} \approx \frac{2P_{2CPH}}{3} \approx \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{3} \cdot 2, 2 \left(1 - \frac{n_2}{1500}\right)^{1,4} (1, 6 \cdot 0, 906^2 \cdot 51, 6 + 1, 8 \cdot 1, 661^2 \cdot 16, 4) = 72,948 \left(1 - \frac{n_2}{1500}\right)^{1,4}.$$

Известно, что потери в стали HBA-55 составляют  $P_{1c} = 982$  Вт. При симметричном питании

на одну фазу приходится  $P_{1cPH} = \frac{P_{1c}}{m} = \frac{982}{3} = 327,333$  (Вт).

В режиме короткого замыкания

$$P_{2ZPH} = 72,948 \left( 1 - \frac{0}{1500} \right)^{1,4} = 72,948 \text{ (BT)}; P_{1cPH} = 327,333 \text{ BT};$$
$$P_{2ZPH} = \frac{72,948}{327,333} P_{1cPH} = 0,223 P_{1cPH} \text{ .}$$

Обобщая последнее соотношение на другие режимы, получаем

$$P_{2ZPH} = 0,223P_{1CPH} \left(1 - \frac{n_2}{1500}\right)^{1,4}.$$
(3)

При несимметричной системе питающих напряжений

$$P_{2ZPH} = 0,223 \left( \frac{P_{1CPHA} + P_{1CPHB} + P_{1CPHC}}{3} \right) \left( 1 - \frac{n_2}{1500} \right)^{1,4}.$$
 (4)

Аналогично рассчитываются основные потери в стали ярма ротора.

Для любого режима работы, исключая режим короткого замыкания, основные потери в стали в зубцах ротора и в ярме ротора разделяются в равных долях на каждую фазу. Тепловые потоки от поверхностных потерь в стали зубцов ротора, а также пульсационных потерь в зубцах ротора относятся в равных долях на каждую фазу.

Потери в проводниках ротора в модели рассчитываются из следующих соображений. Потери в проводнике пропорциональны квадрату тока и активному сопротивлению. Так как для беличьей клетки пазовая часть одной фазы физически состоит из одного стержня, то током фазы будет ток через стержень. Полагаем, что при приведении обмотки ротора к трехфазной обмотке статора ток фазы ротора  $I'_2$  пропорционален току стержня  $I_{bar}$ . Одна лобовая часть одной фазы беличьей клетки физически состоит из участка короткозамыкающего кольца между соседними стержнями. Каждая фаза беличьей клетки может быть описана как конструкция, содержащая один участок короткозамыкающего кольца между соседними стержнями, один стержень и еще один участок короткозамыкающего кольца между соседними стержнями.

Ток короткозамыкающего кольца [5]

$$I_{ring} = \frac{I_{bar}}{2\sin\frac{\pi\rho}{Z_2}} = \frac{I_{bar}}{2\sin\frac{\pi^2}{38}} = \frac{I_{bar}}{0,329},$$
(5)

где p – число пар полюсов HBA-55, p = 2 ;  $Z_2$  – число зубцов ротора HBA-55,  $Z_2$  = 38.

Активное сопротивление одного стержня

$$r_{bar} = \frac{I}{\gamma_{AXXK}S_{bar}} = \frac{0,24}{16 \cdot 10^6 \cdot 118, 3 \cdot 10^{-6}} = 1,26796 \cdot 10^{-4} \text{ (OM)}, \tag{6}$$

где  $\gamma$  – удельная электрическая проводимость алюминиевого сплава АХЖ беличьей клетки ротора

НВА-55 при температуре 20 °С,  $\gamma_{AXXK} = 16 \cdot 10^6$  См/м;  $S_{bar}$  – площадь поперечного сечения стержня НВА-55,  $S_{bar} = 118, 3 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>.

Активное сопротивление двух участков короткозамыкающего кольца между двумя соседними стержнями

$$r_{ring\times2} = \frac{2\pi (D_{2out} - h_{ring})}{Z_2 \gamma_{AXK} S_{bar}} = \frac{2\pi (0, 2474 - 0, 045)}{38 \cdot 16 \cdot 10^6 \cdot 720 \cdot 10^{-6}} = 0,02905 \cdot 10^{-4}$$
(OM). (7)

Потери в стержне можно вычислить как

2

1

$$P_{2bar} = I_{bar}^2 r_{bar} = 1,26796 \cdot 10^{-4} I_{bar}^2$$
 (BT), (8)

потери в двух участках короткозамыкающего кольца между двумя соседними стержнями

$$P_{2ring\times 2} = \left(\frac{I_{bar}}{2\sin\frac{\pi\cdot 2}{38}}\right) r_{ring\times 2} = \left(\frac{I_{bar}}{0,329}\right)^2 0,02905\cdot 10^{-4} = 0,0883\cdot 10^{-4} I_{bar}^2 \text{ (BT)}.$$
(9)

Доля потерь в стержне на фазу беличьей клетки

$$\frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} 100\% = \frac{1,26796 \cdot 10^{-4} I_{bar}^2}{10^{-4} (1,26796 + 0,0883) I_{bar}^2} 100\% = 93,5\%.$$
(10)

Доля потерь в кольцах на фазу беличьей клетки

$$\frac{P_{2ring\times2}}{P_{2bar}+P_{2ring\times2}}100\% = \frac{0,0883\cdot10^{-4}I_{bar}^2}{10^{-4}\left(1,26796+0,0883\right)I_{bar}^2}100\% = 6,5\%.$$
(11)

Потери в обмотке ротора на фазу

$$P_{2SPH} = \frac{P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}}{m} \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}}.$$
 (12)

Приведенные выше соотношения справедливы при симметрии фаз обмотки ротора (без дефектов стержней). В случае, когда в одной из фаз, например А, оборваны  $n_{A}$  стержней, потери в обмотке ротора на фазу могут быть рассчитаны для фазы А

$$P_{2SPHA} = \frac{P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}}{m} \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} \left(1 - \frac{n_{\infty A}m}{Z_2}\right).$$
(13)

Аналогично для фазы В:

$$P_{2SPHB} = \frac{P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}}{m} \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} \left(1 - \frac{n_{\infty B}m}{Z_2}\right).$$
(14)

Если в фазе С нет оборванных стержней, то потери в ее пазовой части будут

$$P_{2SPHC} = (P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}) \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} - P_{2SPHB} - P_{2SPHA}.$$
 (15)

Если обрывы стержней есть лишь в одной фазе, например А, то для фаз без разрывов стержней:

$$P_{2SPHC} = \frac{1}{2} \left( P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC} \right) \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} - P_{2SPHA} \,. \tag{16}$$

Если в каждой фазе есть разрывы стержней, то используются выражения (например, когда оборвано минимальное количество стержней  $n_{\alpha c}$  в фазе C):

$$P_{2SPHC} = (P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}) \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} - P_{2SPHB} - P_{2SPHA};$$
(17)

$$P_{2SPHA} = \frac{P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}}{m} \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} \left(1 - \frac{n_{\infty A}m}{Z_2 - n_{\infty C}m}\right);$$
(18)

$$P_{2SPHB} = \frac{P_{2PHA} + P_{2PHB} + P_{2PHC}}{m} \frac{P_{2bar}}{P_{2bar} + P_{2ring \times 2}} \left(1 - \frac{n_{\infty B}m}{Z_2 - n_{\infty C}m}\right).$$
(19)

Чтобы чрезмерно не усложнять тепловую модель и не замедлять ход решения на ЭВМ, приняты некоторые допущения. Например, тепловое сопротивление между внутренним воздухом машины и наружным воздухом, определяемое подогревом внутреннего воздуха, принято постоянным, хотя фактически оно является переменным и зависит от частоты вращения ротора (скорости перемешивания воздуха).

Определение адекватности тепловой модели. Вычисления направлены на установление адекватности тепловой модели экспериментальным результатам. С учетом реальной длительности (3,5–4,0 ч) установления тепловых процессов в HBA-55 моделирование таких процессов в OrCAD 9.2 от нулевого перегрева до установившегося представляется затруднительным: требуется машинное время порядка нескольких суток, значительный ресурс оперативной памяти ЭВМ, предельный размер файла результатов моделирования – 2 Гбайт. Поэтому проведены вычислительные эксперименты, позволяющие оценить адекватность модели при существенно меньших затратах машинного времени:

 – моделирование адиабатического процесса нагрева обмоток (стоянка под током с горячего состояния) при симметричном синусоидальном питании напряжением 380 В с оценкой средней температуры обмотки статора по истечении 18 с;

– моделирование длительной работы АД для привода вентилятора, питаемого по конденсаторной схеме, с оценкой промежуточных результатов нагрева участков станины, расположенных над железом статора.

В качестве граничных условий в начале моделирования процесса адиабатического нагрева для имитации горячего состояния машины приняты данные, базирующиеся на результатах испытаний НВА-55 ОАО «ВЭлНИИ» при номинальной нагрузке (табл. 1).

Таблица 1

## Граничные условия для моделирования в начале процесса адиабатического нагрева, имитирующие горячее состояние HBA-55, базирующиеся на результатах испытаний HBA-55 при номинальной нагрузке

U <sub>12</sub> ,	U <sub>23</sub> ,	U <sub>31</sub> ,	Температура обмотки	Температура обмотки	Температура	Температура под-
B	В	В	статора, °С	ротора, °С	корпуса, °С	шипников, °С
380	384	381	78	88	65	50

Принятые граничные условия приведены в табл. 2. Сравнение результатов моделирования процесса адиабатического нагрева HBA-55 (стоянка под током с горячего состояния) с опытными данными при температуре окружающего воздуха 20 °C дано в табл. 3. Наблюдается удовлетворительное соответствие результатов моделирования данным опыта. Согласно [7], перегрев алюминия беличьей клетки ротора не должен быть выше 300 °C, т. е. температура не должна превышать 350 °C, что в сопоставлении с данными табл. 3 косвенно также свидетельствует об адекватности модели. Данное температурное ограничение объясняется значительным увеличением пластичности алюминиевых сплавов при перегреве выше 300 °C.

#### Таблица 2

### Принятые граничные условия моделирования в начале процесса адиабатического нагрева для имитации горячего состояния HBA-55

Температура зубцов	Температура ярма	Температура зубцов	Температура ярма ротора, вала, подшипниковых
статора, °С	статора, °С	ротора, °С	щитов, внутреннего воздуха, °С
78	65	88	50

Экспериментальной базой для определения адекватности моделирования длительной работы АД для привода вентилятора (мотор-вентилятора), питаемого по конденсаторной схеме, с оценкой промежуточных результатов нагрева станины над железом статора стали данные испытаний ОАО «ВЭлНИИ» на электровозе 3ЭС5К-047, а именно кривые изменения перегрева самой нагретой части станины HBA-55 над температурой окружающего воздуха во времени. Ввиду большой длительности процесса нагрева (до 4 ч) и ограниченности вычислительных ресурсов (моделирование проводилось на ЭВМ с процессором типа Pentium 4 и оперативной памятью 2 Гбайт при предельном размере файла результатов моделирования 2 Гбайт) для сравнения доступны начальные участки кривых нагрева (см. рис. 2).

Таблица 3

Сравнение результатов моделирования процесса адиабатического нагрева HBA-55 (стоянка под током с горячего состояния)

ельность цесса, с	Температура по- верхности корпуса над железом стато-	Температура корот- козамыкающих колец обмотки ротора, °С	Температура стержней обмотки ротора, °С	Температура лобо- вых частей обмотки статора, °С	Температура пазо- вых частей обмотки статора, °С
Длите проц	ра, °С (модель)	(модель)	(модель)	(модель)	(модель)
18		363,4	343,6	166,6	158,8
	64,4	Средняя температура обмотки ротора, °С (модель)		Средняя температура обмотки статора, °С	
				модель	ОПЫТ
		353,5		162,7	180,0

с опытными данными при температуре окружающего воздуха 20 °С



Рис. 2. Сравнение опытных и расчетных данных о нагреве станины HBA-55 при питании по конденсаторной схеме несимметричной системой напряжений

Из рис. 2 видно, что процесс нагрева на модели идет несколько быстрее, чем по опытным данным (средняя относительная ошибка 20%). Различие может быть скорректировано за счет увеличения теплоемкости внутреннего воздуха машины путем увеличения его объема (при моделировании не учтен обмен воздухом с окружающей средой). В пользу именно такого объяснения природы расхождения результата опыта и моделирования на рис. 2 говорит то обстоятельство, что при моделировании адиабатического нагрева, где за время процесса практически не успевает происходить обмен внутреннего воздуха машины с наружным, расхождение расчетной и опытной величин среднего превышения температуры обмотки статора над температурой окружающего воздуха меньше и имеет противоположный знак (относительная ошибка составляет минус 11%). Отметим, что тепловая модель станины HBA-55 (см. рис. 1) носит приближенный характер ввиду довольно сложных путей теплопередачи от магнитопровода статора к корпусу, что обусловлено спецификой конструкции этого АД.

Результат моделирования тепловых процессов при включении одного мотор-вентилятора в длительном режиме по конденсаторной схеме питания показан на рис. 3.



Рис. 3. Результат моделирования тепловых процессов при включении одного АД привода вентилятора в длительном режиме по конденсаторной схеме (графики перегревов самой нагретой фазы А): 1 – короткозамыкающие кольца обмотки ротора; 2 – стержни обмотки ротора; 3 – лобовые части обмотки статора; 4 – пазовая часть обмотки статора; 5 – поверхность станины; 6 – частота вращения ротора n/100, об/мин

Известно [8, 9], что частота включений АД привода компрессора (мотор-компрессора) может достигать 40–60 в час, что сопровождается значительными токами и, как следствие, выделением тепла. Результаты моделирования режима ПВ мотор-компрессора, питаемого по конденсаторной схеме, при емкости конденсаторов 70% от номинальной (это минимальный предел снижения емкости от номинала, допускающий, согласно результатам моделирования, пуск моторкомпрессора при напряжении на обмотке собственных нужд тягового трансформатора не ниже 380 В) показаны на рис. 4 (ПВ 50% при длительности цикла 8 с). В режиме работы, показанном на рис. 4, перегрев алюминия беличьей клетки ротора до 300 °С может быть достигнут за время порядка 500–600 с. При тяжелых затяжных пусках ввиду большей продолжительности протекания пусковых токов это время сократится.



Рис. 4. Результаты моделирования режима ПВ мотор-компрессора, питаемого по конденсаторной схеме при емкости конденсаторов 70% от номинальной (графики перегревов самой нагретой фазы А)

Определение опасных в тепловом отношении режимов работы АД. Поставлена задача определить, при каких условиях в случае питания АД типа НВА-55 по конденсаторной схеме при номинальной емкости конденсаторов за относительно короткий промежуток времени достигается перегрев алюминиевого сплава марки АХЖ беличьей клетки ротора до 300 °С. С помощью разработанной тепловой модели эти условия выявлены. Индикатором появления состояния обмотки ротора, которое влечет за собой весьма быстрое (за 8-20 с) нарастание перегрева участков беличьей клетки из сплава АХЖ до опасных значений 300 °С и более, является возникновение при питании по конденсаторной схеме небаланса междуфазных напряжений на частоте основной гармоники с величиной небаланса 360-380 В при установившемся режиме работы привода. Опасные по нагреву режимы сопровождаются весьма значительными величинами токов фаз АД, причем в одной из фаз ток в 7–9 раз превосходит номинальный. Коэффициент небаланса междуфазных напряжений определялся согласно [10]

$$k_{\rm He6.Mp} = \frac{U_{\rm H6} - U_{\rm HM}}{U_{\rm H}} 100\%, \qquad (20)$$

где U<sub>нб</sub>, U<sub>нм</sub> – наибольшее и наименьшее действующие значения из трех междуфазных напряже-

ний;  $U_{\mu}$  – номинальное значение линейного напряжения АД,  $U_{\mu}$  = 380 В.

Как показало компьютерное моделирование пуска до установившегося режима единичного АД, такие опасные режимы работы складываются в результате обрыва 21-33% стержней беличьей клетки при определенных вариантах их распределения по фазам ротора. Они характеризуются возможностью достижения температуры плавления алюминиевого сплава в отдельных участках ротора за время 20-40 с (температура плавления технического алюминия 658 °C) при перегреве поверхности корпуса АД 0,1-0,3 °С. При этом АД работает в установившемся режиме со скольжением 7-36% (скольжение НВА-55 в номинальном режиме составляет 3,9%). Коэффициент небаланса междуфазных напряжений составляет  $k_{\rm неб.мф}$  = 96–100%. Для развития опасного режима достаточно повреждения хотя бы одного стержня дополнительно к ранее оборвавшимся,

причем до этого критического обрыва коэффициент небаланса междуфазных напряжений был в пределах  $k_{\text{не6.мф}} = 24-36\%$ . Для случая питания единичного HBA-55 по конденсаторной схеме при отсутствии дефектов обмотки ротора  $k_{\text{не6.мф}} = 23,7\%$ .

Пример множественного повреждения стержней беличьей клетки HBA-55 показан на рис.5 (фотография ротора АД, эксплуатировавшегося на электровозе типа ЭП1М). Можно рассмотреть выплавления и разрывы стержней (не менее 12 штук) почти во всех пазах, которые видны на фото.



Рис. 5. Ротор АД НВА-55 с множественными повреждениями стержней беличьей клетки, эксплуатировавшийся на электровозе типа ЭП1М с конденсаторной системой питания АД

Среди множества причин возникновения и развития дефектов обмотки ротора из алюминия и его сплавов называют остаточные механические напряжения в процессе изготовления беличьей клетки, что подробно описано в [11]: так как коэффициент температурного расширения алюминия в 2 раза выше, чем стали, при остывании алюминиевой заливки сердечника возникают механические силы в стержнях беличьей клетки, которые могут превосходить по величине предел текучести алюминия, приводя к податливости стержней.

Заключение. Разработанная тепловая модель АД является адекватной и может быть использована для исследования тепловых процессов, включая случаи несимметричного питания и конструктивной несимметрии АД, в том числе для выявления опасных в тепловом отношении режимов работы электропривода. Например, режим ПВ при частых включениях может быть значительно более напряженным в тепловом отношении, чем длительный режим. Индикатором опасных по нагреву режимов, вызванных дефектами стержней беличьей клетки ротора, является коэффициент небаланса междуфазных напряжений АД, который целесообразно периодически контролировать в процессе эксплуатации по показаниям бортовой микропроцессорной системы локомотива. Критическое значение этого коэффициента может быть установлено по результатам сопоставления измерений в процессе эксплуатации со статистикой отказов вспомогательных АД.

#### Библиографический список

1. Гирник А.С. Математическое моделирование работы трехфазных вспомогательных электрических машин на электровозе 2ЭС5К в условиях асимметричного питания / А.С. Гирник, О.Л. Рапопорт // Изв. Томского политехн. ун-та. – 2009. – Т. 314. – № 4. – С. 69–73.

2. Рутштейн А.М. Регулируемый вспомогательный электропривод электровоза ЭП1 / А.М. Рутштейн // Электровозостроение: сб. науч. тр. – 1998. – Т. 40. – С. 213–221.

3. Модель асинхронного электропривода, выполненная в системе OrCAD 9.2 / М.Ю. Пустоветов [и др.] // Оптимизация режимов работы систем электроприводов: межвуз. сб. науч. тр. / КГТУ. – Красноярск, 2002. – С. 42–51.

4. Сипайлов Г.А. Тепловые, гидравлические и аэродинамические расчеты в электрических машинах: учебник для вузов по специальности «Электромеханика» / Г.А. Сипайлов, Д.И. Санников, В.А. Жадан. – М.: Высшая школа, 1989. – 239 с.

5. Проектирование электрических машин: учебник для вузов. В 2 кн. Кн. 1 / под ред. И.П. Копылова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1993. – 464 с.

6. Jinhwan J. A Vector Control Scheme for EV Induction Motors with a Series Iron Loss Model / Jinhwan Jung, Kwanghee Nam // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – Vol. 45. – No. 4. – August 1998. – P. 617–624.

7. Онищенко Г.Б. Электрический привод: учебник для вузов / Г.Б. Онищенко. – М.: РАСХН, 2003. – 320 с.

8. Украинский Э.В. Совершенствование вспомогательных электрических машин подвижного состава / Э.В. Украинский // Электровозостроение: сб. науч. тр. – 2003. – Т. 45. – С. 122–131.

9. Рутштейн А.М. Система питания вспомогательных цепей магистрального электровоза постоянного тока от статического преобразователя / А.М. Рутштейн // Вестн. ВЭлНИИ. – 2005. – Т. 2 (49). – С. 128–141.

10. Короткевич М.А. Основы эксплуатации электрических сетей: учеб. пособие / М.А. Короткевич. – Минск: Выша школа, 1999. – 267 с.

11. Finley W.R. Selection of Copper vs. Aluminum Rotors for Induction Motors / William R. Finley, Mark M. Hodowanec // Paper No. PCIC-2000-19 [Electronic resource] URL: http://www.sea.siemens.com/us/internet-dms/dt/ElectricMotorsComm/ElectricMotors/Docs.

Материал поступил в редакцию 21.06.11.

### References

1. Girnik A.S. Matematicheskoe modelirovanie raboty` tryoxfazny`x vspomogatel`ny`x e`lektricheskix mashin na e`lektrovoze 2E`S5K v usloviyax asimmetrichnogo pitaniya / A.S. Girnik, O.L. Rapoport // Izv. Tomskogo politexn. un-ta. – 2009. – T. 314. – # 4. – S. 69–73. – In Russian.

2. Rutshtejn A.M. Reguliruemy`j vspomogatel`ny`j e`lektroprivod e`lektrovoza E`P1 / A.M. Rutshtejn // E`lektrovozostroenie: sb. nauch. tr. – 1998. – T. 40. – S. 213–221. – In Russian.

3. Model` asinxronnogo e`lektroprivoda, vy`polnennaya v sisteme OrCAD 9.2 / M.Yu. Pustovetov [i dr.] // Optimizaciya rezhimov raboty` sistem e`lektroprivodov: mezhvuz. sb. nauch. tr. / KGTU. – Krasnoyarsk, 2002. – S. 42–51. – In Russian.

4. Sipajlov G.A. Teplovy`e, gidravlicheskie i ae`rodinamicheskie raschyoty` v e`lektricheskix mashinax: uchebnik dlya vuzov po special`nosti «E`lektromexanika» / G.A. Sipajlov, D.I. Sannikov, V.A. Zhadan. – M.: Vy`sshaya shkola, 1989. – 239 s. – In Russian.

5. Proektirovanie e`lektricheskix mashin: uchebnik dlya vuzov. V 2 kn. Kn. 1 / pod red. I.P. Kopy`lova. – 2-e izd., pererab. i dop. – M.: E`nergoatomizdat, 1993. – 464 s. – In Russian.

6. Jinhwan J. A Vector Control Scheme for EV Induction Motors with a Series Iron Loss Model / Jinhwan Jung, Kwanghee Nam // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – Vol. 45. – No. 4. – August 1998. – P. 617–624.

7. Onishhenko G.B. E`lektricheskij privod: uchebnik dlya vuzov / G.B. Onishhenko. – M.: RASXN, 2003. – 320 s. – In Russian.

8. Ukrainskij E`.V. Sovershenstvovanie vspomogatel`ny`x e`lektricheskix mashin podvizhnogo sostava / E`.V. Ukrainskij // E`lektrovozostroenie: sb. nauch. tr. – 2003. – T. 45. – S. 122–131. – In Russian.

9. Rutshtejn A.M. Sistema pitaniya vspomogatel`ny`x cepej magistral`nogo e`lektrovoza postoyannogo toka ot staticheskogo preobrazovatelya / A.M. Rutshtejn // Vestn. VE`INII. – 2005. – T. 2 (49). – S. 128–141. – In Russian.

10. Korotkevich M.A. Osnovy` e`kspluatacii e`lektricheskix setej: ucheb. posobie / M.A. Korotkevich. – Minsk: Vy`shaya shkola, 1999. – 267 s. – In Russian.

11. Finley W.R. Selection of Copper vs. Aluminum Rotors for Induction Motors / William R. Finley, Mark M. Hodowanec // Paper No. PCIC-2000-19 [Electronic resource] URL: http://www.sea.siemens.com/us/internet-dms/dt/ElectricMotorsComm/ElectricMotors/Docs.

# ON DYNAMICS OF THERMAL PROCESSES IN INDUCTION MOTOR UNDER SUPPLY VOLTAGE UNBALANCE

### **M.Y. PUSTOVETOV**

(Don State Technical University),

## I.V. SINYAVSKIY

(All-Russian Scientific Research and Design-and-Engineering Institute for Electric Locomotive Building (JSC «VEINII», Novocherkassk))

Some questions of the thermal process characteristics in the induction motor under its feeding with the asymmetrical voltage system are considered. The results of the heating dynamics computing are presented. The occurrence of the hazardous thermal performance is discussed.

Keywords: unsymmetrical 3-phase voltage system, induction motor, heating.