

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого
Президента России Б.Н. Ельцина»

Уральский энергетический институт
Кафедра «Электропривод и автоматизация промышленных установок»

На правах рукописи

Метельков Владимир Павлович

**Развитие теории и разработка методов оценки теплового состояния
электродвигателей при проектировании и эксплуатации
асинхронных электроприводов**

05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты,
05.09.03 – Электротехнические комплексы и системы

Диссертация на соискание ученой степени
доктора технических наук

Научный консультант:
доктор технических наук, доцент
Анатолий Михайлович Зюзев

Екатеринбург – 2019

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	8
1. Теоретические аспекты построения термодинамических моделей АД для задач электропривода	20
1.1. Математическое описание обобщенной ТДМ электрической машины	20
1.1.1. Основные уравнения ТДМ электрической машины	20
1.1.2. Учет температурной зависимости входных воздействий в ТДМ электрической машины	22
1.2. Анализ динамики обобщенной ТДМ электрической машины	29
1.2.1. Исследование решения матричного уравнения термодинамической модели	29
1.2.2. Влияние температурного изменения мощности потерь на характер процессов в ТДМ электрической машины	35
1.3. Оценка влияния температурной зависимости параметров на свойства ТДМ электрической машины	38
1.3.1. Влияние температуры на теплоемкости	38
1.3.2. Влияние температуры на тепловые проводимости	40
1.3.3. Влияние температурной зависимости теплоемкостей и тепловых проводимостей на результаты расчета	43
1.4. Анализ точности решения ТДМ электрической машины	45
1.4.1. Влияние вычислительных погрешностей	45
1.4.2. Влияние погрешностей задания исходных данных	51
1.5. Выводы по главе 1	56
2. Математическое описание двухмассовой ТДМ АД и определение ее параметров	58
2.1. Анализ тепловых схем асинхронных двигателей	58
2.2. Уравнения двухмассовой ТДМ	67
2.3. Состав и структура двухмассовой ТДМ АД	72
2.3.1. Состав и структура двухмассовой термодинамической модели АД закрытого исполнения	73

2.3.2. Особенности построения двухмассовой термодинамической модели АД защищенного исполнения	76
2.4. Основные соотношения для определения параметров двухмассовой ТДМ	77
2.5. Анализ превышений температуры узлов в двухмассовой ТДМ АД	85
2.6. Учет особенностей двигателей закрытого и защищенного исполнения при определении параметров термодинамической модели	90
2.6.1. Учет особенностей двигателей закрытого исполнения	90
2.6.2. Учет особенностей двигателей защищенного исполнения	98
2.7. Анализ взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ закрытых АД	106
2.7.1. Система относительных единиц (Вариант А)	106
2.7.2. Система относительных единиц (Вариант Б)	109
2.8. Выводы по главе 2	115
3. Использование дополнительной информации для параметрирования двухмассовой ТДМ АД	117
3.1. Использование дополнительной информации для приближенной оценки теплоемкостей двухмассовой ТДМ АД	117
3.1.1. Определение теплоемкости C_1	117
3.1.2. Определение теплоемкости C_2	120
3.2. Особенности определения параметров двухмассовой ТДМ АД для двигателей повторно-кратковременного режима работы	135
3.2.1. Основные соотношения	135
3.2.2. Обоснование критерия для оценки теплового состояния двигателя в ПКР на основе температурных кривых	140
3.2.3. Возможные варианты задания исходных данных	142
3.2.4. Анализ взаимосвязей тепловых проводимостей	

двухмассовой ТДМ и критерия для оценки теплового состояния двигателя	145
3.3. Определение параметров двухмассовой ТДМ АД с использованием экспериментальных результатов	152
3.3.1. Возможности использования экспериментальных результатов при определении параметров ТДМ	152
3.3.2. Об экспериментальном определении постоянных нагрева в режиме холостого хода АД	154
3.4. Выводы по главе 3	161
4. Ресурсный подход к оценке теплового состояния электрической машины	162
4.1. Связь долговечности изоляции обмоток электрических машин и режимов работы	162
4.1.1. Краткий анализ причин выхода АД из строя	162
4.1.2. Учет факторов, влияющих на долговечность изоляции обмоток электрической машины	163
4.1.3. Модели старения изоляции	166
4.2. Эквивалентирование тепловых режимов по ресурсу изоляции	173
4.2.1. Принцип эквивалентирования тепловых режимов по ресурсу изоляции	173
4.2.2. Учет принципа эквивалентирования тепловых режимов по ресурсу изоляции на этапе проектирования электропривода	179
4.3. Использование компьютерных моделей электропривода для эквивалентирования тепловых режимов электродвигателей	200
4.3.1. О необходимости компьютерного моделирования термодинамических процессов в электродвигателе для задач электропривода	200
4.3.2. Особенности реализации и ограничения комплексной модели электропривода	203
4.4. Пример использования «ресурсного подхода» для учета влияния изменения температуры окружающей среды	209
4.5. Динамические свойства ТДМ АД	211

4.6. Оценка теплового состояния АД при периодическом детерминированном характере нагружения	219
4.6.1. Использование прямой оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла нагружения	219
4.6.2. Использование косвенной оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла нагружения	220
4.7. Оценка теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения	222
4.7.1. Особенности оценки теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения с использованием моделирования	223
4.7.2. Аналитическая оценка теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения на этапе конструирования электропривода	235
4.8. Выводы по главе 4	239
5. Некоторые вопросы мониторинга теплового состояния АД и ресурса изоляции в процессе эксплуатации	241
5.1. Обзор систем тепловой защиты и мониторинга теплового состояния электродвигателей	241
5.2. Термодинамические модели для тепловой защиты	246
5.2.1. Описание ТДМ асинхронного двигателя закрытого исполнения	246
5.2.2. Принцип разделения термодинамических процессов	248
5.2.3. Учет влияния скорости на охлаждение машины	250
5.2.4. Сравнение исходной и модифицированной моделей средствами численного моделирования	255
5.2.5. Особенности ТДМ для тепловой защиты АД защищенного исполнения	259
5.3. Принципы построения и алгоритмы функционирования тепловой защиты на основе ТДМ АД	262
5.3.1. Вариант прямого моделирования с использованием полной ТДМ АД с непосредственным вычислением	

температуры обмотки	262
5.3.2. Варианты использования ТДМ с разделением процессов	264
5.4. О построении системы мониторинга теплового состояния АД на основе оценки расхода ресурса изоляции	277
5.5. Построение системы непосредственной оценки расхода ресурса изоляции обмоток электродвигателя на основе емкостных токов утечки	287
5.5.1. Постановка проблемы и подходы к ее решению	287
5.5.2. Связь емкостных токов утечки с состоянием изоляции обмотки	290
5.5.3. Сравнение максимумов и эффективных значений емкостного тока утечки как диагностических признаков	291
5.5.4. Алгоритм мониторинга и прогнозирования при использовании емкостных токов утечки как диагностического признака	297
5.6. Выводы по главе 5	303
6. Исследование теплового состояния АД в пусковых режимах и вопросы согласования параметров электромеханического комплекса	304
6.1. Особенности нагрева роторной обмотки в пусковых режимах	304
6.2. Выражения для греющих потерь в роторе при пуске АД	307
6.2.1. Общее выражение для подъема температуры элементов ротора при пуске АД	307
6.2.2. Составляющие потерь в элементах ротора при пуске АД	314
6.3. Оценка подъема температуры ротора при пуске	324
6.3.1. Вывод уравнения Фредгольма для греющихся элементов ротора АД	324
6.3.2. Решение уравнения Фредгольма для греющихся элементов ротора АД	326
6.3.3. Особенности нагрева ротора при литой обмотке	330
6.3.4. Особенности нагрева ротора при сварной обмотке	333
6.4. Анализ решения уравнения Фредгольма (оценка влияния	

теплоотдачи от ротора)	341
6.4.1. АД с литой обмоткой ротора	341
6.4.2. АД со сварной обмоткой ротора	343
6.5 Анализ зависимости подъема температуры обмотки ротора при пуске от размеров и номинальной скорости машины	347
6.5.1. Постановка задачи	347
6.5.2. Вариант одинаковой номинальной скорости при разных габаритах двигателей	349
6.5.3. Вариант одинаковой мощности двигателей при разной номинальной скорости	351
6.5.4. Особенности нагрева ротора АД при пуске с использованием ТПН	353
6.6. Выражения для расчета допустимого присоединенного момента инерции	356
6.7. Особенности нагрева обмотки статора АД в пусковых режимах	358
6.7.1. Основные соотношения	358
6.7.2. Особенности нагрева статора АД при пуске с использованием ТПН	361
6.8. Выводы по главе 6	369
Заключение	371
Список литературы	376
Приложение 1. Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции	415
Приложение 2. Свидетельства об официальной регистрации программ для ЭВМ	423
Приложение 3. Патенты на полезные модели	430
Приложение 4. Акты о внедрении (использовании) результатов работы	433

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования и степень ее разработанности. Асинхронные двигатели (АД) – самый распространенный тип электродвигателей. По экспертным оценкам в Российской Федерации число таких двигателей составляет 230...270 млн единиц [1]. В том числе, по данным ООО «Новатек-Электро», используется не менее 50 млн. трехфазных АД напряжением 0,4 кВ. Ежегодный выход этих двигателей из строя составляет от 10...12 [2] до 20...25% [3, 4, 5, 6]. В некоторых отраслях усредненный ресурс электродвигателей переменного тока намного меньше нормативного, так, в сельском хозяйстве он меньше в 2,5...3,5 раза [7].

Значительная доля выходов АД из строя связана с повреждением обмоток статора [8, 9]. В различных источниках приводятся разные цифры, характеризующие эту долю, доходящие до 68% для крановых приводов [10] и даже до 80% для электроприводов в сельскохозяйственной отрасли [11]. Отмечается, что большую роль в статистике отказов АД играют эксплуатационные причины, приводящие к перегреву обмоток [12]. Это связано с тем, что надежность и долговечность изоляции статорной обмотки зависит от теплового режима, что приводит к выводу о важности правильной оценки теплового состояния обмотки статора АД как в ходе эксплуатации, так и на этапе проектирования электропривода (ЭП), чтобы исключить в дальнейшем такие режимы эксплуатации, которые ведут к ускорению расхода ресурса изоляции обмоток и преждевременному выходу двигателя из строя. Следует отметить и другую сторону задачи правильного выбора двигателей при проектировании ЭП, в существенной степени определяющую его ресурсоэффективность. На большинстве работающих промышленных установок мощность электродвигателей завышена на 20...40%, что говорит о существовании резерва для сокращения затрат на создание ЭП и снижения потребления электроэнергии в ходе эксплуатации за счет более рационального выбора установленной мощности двигателей [13].

Таким образом, важной проблемой, тесно связанной с вопросами ресурсоэффективности ЭП, является проблема *оценки теплового состояния* АД (как на стадии проектирования ЭП, так и на стадии его эксплуатации) с точки зрения обеспечения отработки им нормативного срока службы. Здесь необходимо особо подчеркнуть

тесную связь теплового состояния электродвигателя с режимами работы. Другие факторы, влияющие на надежность, в основном зависят либо от условий внешней среды (влажность, агрессивная среда, запыленность и т.д.), либо predetermined конструктивно (влияние ШИМ, несимметрии напряжения сети и т.д.).

Рисунок В.1 иллюстрирует целый спектр взаимосвязанных вопросов, необходимость решения которых вытекает из проблемы правильной *оценки теплового состояния* двигателя на этапах конструирования ЭП и его эксплуатации. Так, возникает потребность в тепловых моделях электродвигателей, ориентированных на задачи электропривода. Для ЭП необходимы модели, описывающие не установившееся состояние, а процессы нагрева и охлаждения – термодинамические модели (ТДМ). Для ТДМ в задачах электропривода характерен широкий диапазон изменения температуры греющихся элементов, что вызывает, в ряде случаев, необходимость учета температурной зависимости параметров модели и изучение влияния этого фактора на ее свойства. *Вопрос о влиянии температурной зависимости параметров на свойства ТДМ в литературе практически не рассматривался.* Отсюда возникает необходимость построения обобщенного описания ТДМ электродвигателя и исследования ее свойств. Вместе с тем, в задачах электропривода возникает необходимость также и в достаточно простых ТДМ, определение параметров которых можно было бы провести при ограниченном объеме информации о машине. *Способы расчета параметров даже весьма простой двухмассовой ТДМ АД в условиях ограниченной информации о машине практически отсутствуют.* Важными представляются также и аспекты, связанные с использованием ТДМ для построения систем тепловой защиты.

Для решения вопросов о допустимости пусковых режимов электропривода, представляет интерес оценка теплового состояния АД в этих режимах, а также вопросы, связанные с рациональностью компоновки энергетического канала электропривода с этой точки зрения.

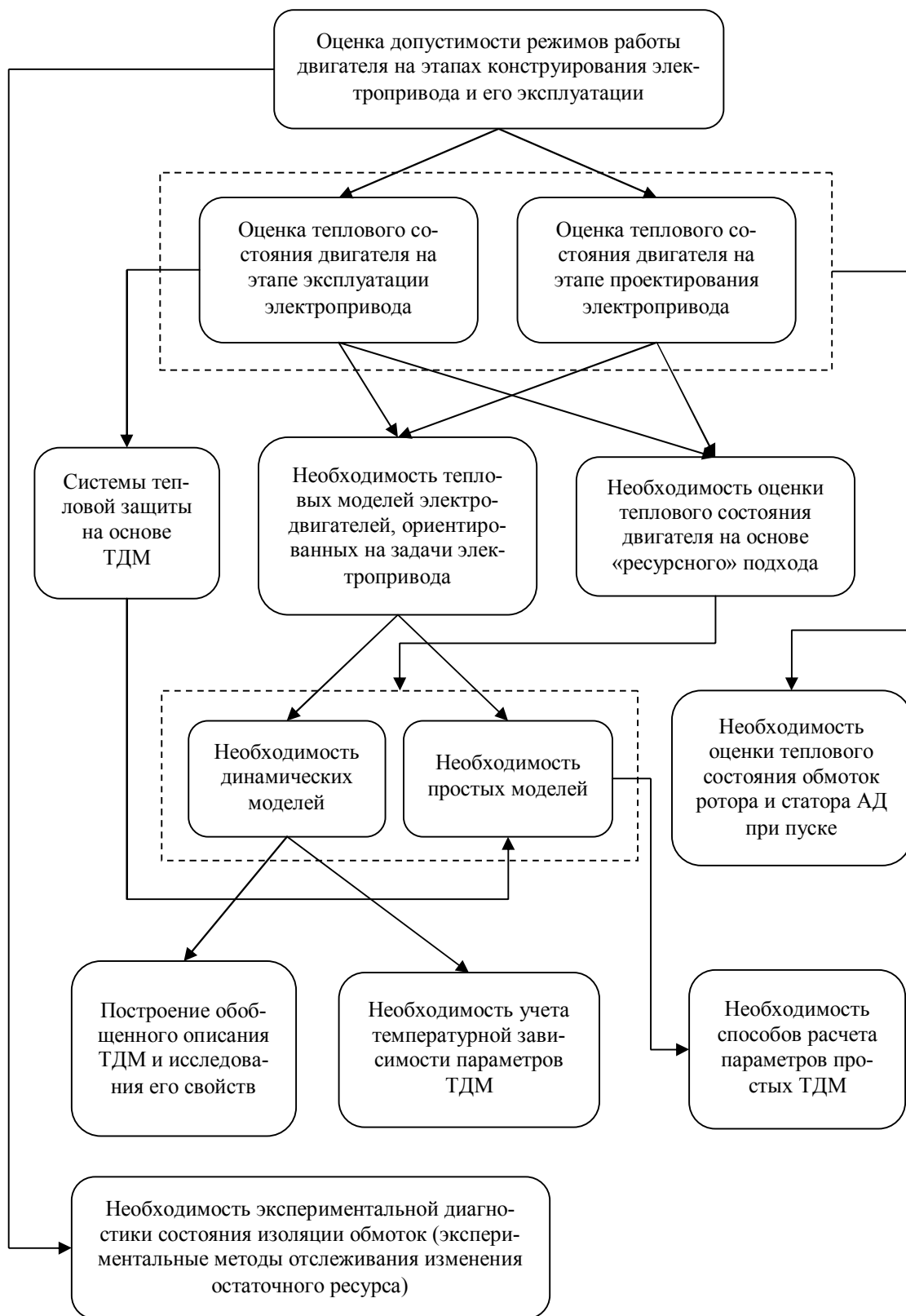


Рисунок В.1 – Взаимосвязь вопросов, вытекающих из необходимости оценки допустимости режимов работы двигателя на этапах конструирования электропривода и его эксплуатации

При оценке теплового состояния электродвигателя необходимо учитывать, что для изоляции его обмоток деструктивным фактором является не температура сама

по себе, а процессы в изоляции, которые от нее зависят. Поэтому актуальной проблемой является разработка методов *оценки теплового состояния* машины с учетом влияния этих процессов на термический ресурс изоляции. Такие методы позволили бы получить более обоснованную оценку теплового состояния двигателя, а значит, обеспечить более высокую *эффективность*, чем прямые методы на основе усреднения температуры обмотки или классические косвенные методы средних потерь и эквивалентных величин. Вопросами, связанными с влиянием температуры на процессы в изоляции обмоток в течение длительного времени занимались такие известные ученые, как Brancato E.L., Bussing W., Dakin T.W., Habetler T.G., Kaufhold M., Montanari G.C., Stone G.C. и многие другие. Тем не менее, в настоящее время *отсутствуют способы учета нелинейного характера связи скорости термического старения изоляции с температурой при использовании классических методов для оценки теплового состояния электродвигателя.*

Важным вопросом является проблема экспериментальной диагностики состояния изоляции обмоток, возможность осуществлять мониторинг изменения остаточного ресурса изоляции обмотки для принятия своевременных решений по дальнейшей эксплуатации машины или планирования ее обслуживания. Проблемой диагностики электрических машин и в целом электропривода занимались многие известные ученые, среди которых Бешта А.С., Гольдберг О.Д., Козярук А.Е., Котеленец Н.Ф., Лукьянов С.И., Мозгалевский А.В., Муравлев О.П., Новожилов А.Н., Осипов О.И., Петухов В.С., Сарваров А.С., Сташко В.И., Стрельбицкий Э.К., Таран В.П., Усынин Ю.С., Хомутов О.И., Хомутов С.О., Antonino-Daviu J., Bellini A., Bonnett A.H., Cardoso A.J.M., Dorrell D.G., Filippetti F., Habetler T.G., Nussbaumer P., Thomson W.T., Toliyat H.A. и др. Однако, задачи разработки *простых в реализации способов диагностики в настоящее время остаются актуальными.*

Поскольку реальные условия функционирования ЭП могут быть самые различные, а косвенные методы *оценки теплового состояния* (метод средних потерь и методы эквивалентных величин) не всегда дают адекватный результат [14], актуальны и прямые способы оценки на основе вычисления температуры с использованием математического моделирования. Эти методы приобретают особую актуальность с

учетом того, что и функционирование механической части ЭП может отличаться своими особенностями, которые часто затруднительно учесть аналитически и это также требует использования математических моделей [15–19]. Таким образом, в настоящее время *актуальной задачей является построение и использование для оценки режимов работы ЭП комплексных моделей, включающих в себя как электродвигатель (с его ТДМ), так и преобразователь и механическую часть привода* [20–22].

Целью диссертационной работы является разработка методов и технических решений для эффективной оценки теплового состояния асинхронных двигателей на этапах проектирования и эксплуатации электропривода, направленных на повышение их надежности и долговечности, а также научно обоснованных решений для повышения ресурсоэффективности асинхронных электроприводов за счет рационального выбора их параметров на стадии проектирования.

Для достижения поставленной цели в диссертации поставлены и решены следующие **задачи**:

1. Получение обобщенного описания ТДМ АД для произвольного количества узлов и охлаждающих сред и его исследование с учетом специфики использования в задачах электропривода, в том числе с учетом влияния на свойства ТДМ температурной зависимости параметров при широком диапазоне изменения температуры элементов модели.

2. Обоснование рационального уровня детализации, а также структуры ТДМ АД для задач электропривода, связанных с оценкой теплового состояния двигателя на этапах проектирования электропривода и его функционирования.

3. Анализ математического описания взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ АД с учетом особенностей двигателей закрытого и защищенного исполнения, разработка методики расчета параметров модели. Оценка возможности использования экспериментальных данных при расчете параметров ТДМ АД и разработка методики их применения.

4. Разработка методики оценки теплового состояния АД на основе учета расхода термического ресурса изоляции для различных режимов работы электропривода на этапе его проектирования.

5. Разработка предложений по технической реализации решения проблемы мониторинга теплового состояния АД в ходе эксплуатации на основе построения различных вариантов систем защиты двигателя как с использованием ТДМ, так и с использованием средств измерения температуры.

6. Разработка предложений по технической реализации решения проблемы мониторинга расхода термического ресурса изоляции обмотки статора АД в ходе эксплуатации.

7. Разработка методики оценки теплового состояния АД в пусковых режимах и анализ на ее основе вопросов рационального согласования параметров электромеханического комплекса с учетом особенностей системы электропривода, разработка программных средства для оценки теплового состояния АД в пусковых режимах.

Научная новизна работы заключается в следующем:

1. Получено и исследовано обобщенное описание ТДМ АД с учетом специфики использования в задачах электропривода, отличающееся тем, что учитывает произвольное количество узлов и охлаждающих сред, а также обоснованы рациональный уровень сложности (подробности) и структура ТДМ АД для задач электропривода.

2. Выполнен анализ математического описания взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ АД, получены аналитические соотношения для расчета параметров этой модели, отличающиеся тем, что для их использования требуется минимальный объем исходных данных, а также выполнен анализ возможностей и разработана методика использования экспериментальных данных при расчете параметров двухмассовой ТДМ АД.

3. Разработана методика оценки теплового состояния АД на этапе проектирования электропривода и в ходе его эксплуатации на основе вычисления расхода термического ресурса изоляции обмотки, отличающаяся тем, что позволяет учесть нелинейный характер зависимости между скоростью термического старения изоляции обмотки и ее температурой, что повышает ее эффективность.

4. Предложен принцип построения систем тепловой защиты АД на основе ТДМ с разделением быстрого и медленного каналов модели, отличающийся тем, что

позволяет упростить решение проблемы определения начальных условий для ТДМ при возобновлении работы после отключения привода.

5. Предложен принцип построения системы мониторинга теплового состояния АД на основе усреднения скорости старения изоляции, отличающийся тем, что он обеспечивает более высокую эффективность оценки теплового состояния АД, чем системы, построенные на основе усреднения температуры, позволяя более адекватно учесть влияние колебаний температуры на скорость термического старения изоляции.

6. Предложен подход к мониторингу и прогнозированию состояния изоляции обмотки статора АД в ходе эксплуатации электропривода на основе использования информации об эффективном значении емкостных токов утечки, отличающийся тем, что позволяет экспериментальным путем получить данные, необходимые для оценки остаточного ресурса изоляции обмотки.

7. Получены аналитические выражения для оценки теплового состояния АД в пусковых режимах, отличающиеся тем, что они требуют сравнительно небольшого объема исходных данных и позволяют выполнить согласование параметров электромеханического комплекса с учетом особенностей системы электропривода.

Теоретическая и практическая значимость работы:

1. Предложенные варианты ТДМ АД обеспечивают более простое параметрирование в условиях недостатка данных, а также упрощение решения проблемы начальных условий при определенной форме представления модели, что позволяет упростить и расширить использование ТДМ для построения систем защиты и мониторинга теплового состояния АД.

2. Предложенный подход к эквивалентированию тепловых режимов по расходу термического ресурса изоляции дает возможность более адекватно оценивать тепловые режимы АД. Это, с одной стороны, позволяет избежать при проектировании электропривода неоправданного завышения мощности двигателя, обеспечивая тем самым повышение ресурсоэффективности электропривода, а с другой стороны, позволяет избежать выбора такого варианта, при котором происходило бы чрезмерно

быстрое исчерпание термического ресурса изоляции обмоток, обеспечивая тем самым повышение надежности.

3. Предложенные варианты систем защиты и мониторинга теплового состояния электродвигателя дают возможность обеспечить более надежный контроль теплового состояния в ходе эксплуатации электропривода, позволяя снизить вероятность преждевременного выхода его из строя.

4. Предложенный подход к мониторингу и прогнозированию состояния изоляции обмотки электродвигателя на основе использования информации о емкостных токах утечки дает возможность осуществлять прогнозирование вероятного срока службы изоляции обмотки, что полезно как при организации обслуживания электропривода по состоянию, так и при реализации концепции проактивного диагностирования и обслуживания.

5. Предложенные методы оценки теплового состояния обмоток АД в пусковых режимах позволяют при проектировании электроприводов избежать таких вариантов компоновки электромеханических узлов электропривода, которые ведут к перегреву обмоток с сокращением сроков службы машины или к вынужденному сокращению межремонтных интервалов с соответствующим увеличением затрат. Полученные результаты также позволяют выявить возможности снижения термических перегрузок обмоток электродвигателя в ходе эксплуатации за счет управления пусковыми режимами.

Методология и методы исследования. В диссертационной работе нашли применение положения теории электропривода, теории электрических машин, теории дифференциальных и интегральных уравнений, матричной алгебры, численные методы: методы численного интегрирования и дифференцирования, численные методы решения задачи Коши для систем обыкновенных дифференциальных уравнений, численные методы аппроксимации экспериментальных данных, метод наименьших квадратов, генетические алгоритмы, теория вероятностей и математической статистики, методы математического моделирования с привлечением современных компьютерных программных продуктов.

Основные положения, выносимые на защиту:

1. Обобщенное математическое описание термодинамической модели электрической машины для произвольного количества узлов и охлаждающих сред и результаты его анализа.

2. Математическое описание взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ АД, позволяющее аналитическим путем или численными методами определить значения этих параметров при различном составе исходных данных о двигателе.

3. Подход к эквивалентированию тепловых режимов и оценке теплового состояния электродвигателя, основанный на вычислении расхода термического ресурса изоляции и методика использования прямой оценки теплового состояния АД на основе вычисления расхода термического ресурса.

4. Методика применения косвенной оценки теплового состояния АД на этапе конструирования электропривода при использовании классических методов средних потерь и эквивалентных величин с учетом влияния колебаний температуры обмотки на термический ресурс изоляции.

5. Форма представления двухмассовой ТДМ АД (двухканальная ТДМ АД), требующая минимального объема информации для ее параметрирования, предназначенная для использования в системах тепловой защиты двигателя и алгоритмы работы системы тепловой защиты на основе такой ТДМ, позволяющие упростить решение проблемы определения начальных условий при возобновлении ее работы после отключения привода.

6. Система мониторинга теплового состояния АД на основе усреднения скорости старения изоляции с помощью скользящего окна и алгоритмы работы такой системы при использовании ТДМ и при использовании средств измерения температуры обмотки.

7. Система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции и алгоритмы работы такой системы как при использовании ТДМ, так и при использовании средств измерения температуры обмотки.

8. Подход к мониторингу и прогнозированию состояния изоляции обмотки электродвигателя на основе использования информации об эффективном значении емкостных токов утечки и алгоритм работы системы, реализующей этот подход, на основе идентификации параметров моделирующей кривой.

9. Аналитические соотношения, позволяющие оценить подъем температуры обмоток ротора и статора АД к концу пуска электропривода, а также решения, позволяющие снизить нагрев обмоток в пусковых режимах.

Степень достоверности научных положений, выводов и рекомендаций определяется корректностью постановок задач, обоснованностью принятых допущений, строгими математическими доказательствами, использованием апробированных математических и численных методов, а также соответствием результатов расчетов, моделирования и натурального эксперимента. Полученные результаты подтверждаются представительным обсуждением на научных конференциях международного и отраслевого уровней.

Реализация результатов работы. Диссертационная работа выполнялась в ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» в рамках плановых госбюджетных научно-исследовательских работ: тема № 1803 «Разработка и исследование современных систем электропривода переменного тока с микропроцессорным управлением, оптимизированных по энергетическим показателям» и тема № 1843 «Разработка научных основ создания энергоэффективных электромеханических устройств и систем переменного тока с микропроцессорным управлением и программных средств для их исследования», а также в рамках договора № П975.210.008/16, ЗАО «РОБИТЕКС» по теме: «Разработка микропроцессорной системы управления частотно-регулируемого электропривода» (п. 3.4. Разработка алгоритмов защиты двигателя от перегрева по току статора).

Результаты диссертационной работы использованы в производственной и научно-исследовательской деятельности ЗАО «Автоматизированные системы и комплексы» (г. Екатеринбург), ЗАО «РОБИТЕКС» (г. Качканар, Свердловской обл.) при разработке электроприводов различного назначения, а также нашли применение в учебном процессе и отражены в учебных программах профили-

рующих дисциплин в ФГАОУ ВО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина».

Апробация работы. Основные положения диссертационной работы докладывались и обсуждались на следующих научных мероприятиях:

1. Международные научно-технические конференции «Электроприводы переменного тока» ЭППТ-2012, ЭППТ-2015, ЭППТ-2018 (Екатеринбург, 2012, 2015, 2018 гг.).

2. VI-IX Международные (XVII-XX Всероссийские) конференции по автоматизированному электроприводу (Тула, 2010; Иваново, 2012; Саранск, 2014; Пермь, 2016).

3. Международная научно-техническая конференция «Электротехнические комплексы и системы» (Комсомольск-на-Амуре, 2010).

4. Международная научно-практическая конференция в рамках выставки «Энергетика и электротехника – 2010» (Екатеринбург, 2010).

5. Международная научно-практическая конференция «Современная наука: теория и практика» (Ставрополь, 2010).

6. IV Международная научно-техническая конференция «Электромеханические и электромагнитные преобразователи энергии и управляемые электромеханические системы» (Екатеринбург, 2011).

7. Международная научно-техническая конференция «Состояние и перспективы развития электротехнологии» (XVI Бенардосовские чтения, Иваново, 2011).

8. V Юбилейная международная научно-техническая конференция, посвященная памяти Г.А. Сипайлова (Томск, 2011).

9. VI-IX Всероссийские (с международным участием) научно-технические интернет-конференции «Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике» (Пермь, 2012–2015 гг.).

10. VI Международная научно-техническая конференция «Электромеханические преобразователи энергии» (Томск, 2013).

11. Международная научно-практическая конференция «Инновационное развитие современной науки» (Уфа, 2014).

12. Международная конференция «2016 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM)» (Anacapri, Italy, 2016).

13. Международная конференция «2016 IEEE International Power Electronics and Motion Control Conference (PEMC)» (Varna, Bulgaria, 2016).

14. Международные конференции «International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)» (Челябинск, 2016; Санкт-Петербург, 2017).

Личный вклад автора. В диссертационной работе обобщены результаты, полученные лично автором или в соавторстве. Автор принимал непосредственное участие в постановке цели и задач исследования, в выборе методов исследования, разработке математических моделей, проведении экспериментальных и теоретических исследований, интерпретации и обобщении полученных результатов.

Публикации. Результаты выполненных исследований опубликованы в 69 научных трудах, среди которых: 20 статей в журналах, входящих в перечень ВАК РФ [14–16, 18, 23–38], 11 публикаций, индексируемых в реферативной базе Scopus [39–49], 3 патента РФ на полезные модели [50–52], 7 свидетельств о государственной регистрации программ для ЭВМ [17, 19, 53–57], 28 прочих публикаций [58–85]. В публикациях, выполненных в соавторстве, личный авторский вклад составляет не менее 50-75%.

Структура и объём диссертации. Диссертационная работа состоит из введения, шести глав, заключения, списка используемой литературы из 329 наименований. Объём диссертации составляет 437 страниц, включая 198 рисунков, 26 таблиц и приложения на 23 страницах.

1. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ПОСТРОЕНИЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ АД ДЛЯ ЗАДАЧ ЭЛЕКТРОПРИВОДА

В главе получено обобщенное описание ТДМ АД и проведено его исследование с учетом специфики использования в задачах электропривода.

1.1. Математическое описание обобщенной ТДМ электрической машины

1.1.1. Основные уравнения ТДМ электрической машины

В литературе приводятся различные формы математического описания моделей электрических машин, пригодные для исследования термодинамических процессов и/или установившегося теплового режима. Так, в [86] рассматривается термодинамическое уравнение для одной греющейся массы, а также тепловые схемы с несколькими массами (узлами), пригодные для исследования установившихся тепловых режимов. Аналогично в [87, 88] тепловые схемы с несколькими узлами рассматриваются с позиции исследования установившихся тепловых режимов. В [89, 90] приведено математическое описание термодинамических процессов для системы, состоящей из двух и трех греющихся масс. В [91] предложена система уравнений для расчета переходных процессов, состоящая из восьми уравнений для статора и семи – для ротора электрической машины. В [92–101] дано математическое описание термодинамических процессов в виде дифференциального уравнения в матричной форме для произвольного количества греющихся масс. Во всех упомянутых случаях математическое описание получено для одной температуры охлаждающей среды. В то же время существуют электрические двигатели с использованием жидкостного охлаждения, например асинхронные короткозамкнутые взрывозащищенные двигатели серии ЭКВ [102], предназначенные для привода механизмов, применяемых в угольных и сланцевых шахтах, опасных по газу (метан) и угольной пыли. В них применяется способ охлаждения двигателя ICW 37 – водяное охлаждение корпуса. Выпускаются с водяным охлаждением также тяговые электродвигатели [103], станочные, например двигатели главного движения 1PH4 фирмы Siemens [104] и многие другие. Некоторые крупные асинхронные двигатели выпускаются с двумя контурами охлаждения – водяным и воздушным. Например, высоковольтные

двигатели АЗ-3000-10-1000УХЛ4, АСЗ-3150-10-375УХЛ4, АН32-18-66-12Т3 со степенью защиты IP44 имеют воздушно-водяное охлаждение ICW37A97 и ICW37A91, двигатели серии АЗМ и АЗМС (IP44) используют способ охлаждения ICW37A71 [105]. В подобных случаях возникает вопрос о необходимости учета в математическом описании не единственной температуры охлаждающей среды.

Также, в некоторых случаях, приходим к тепловой схеме с несколькими температурами охлаждающей среды и для асинхронных двигателей с воздушным охлаждением, что актуально для крупных машин как защищенного, так и закрытого исполнения. К такой схеме приводит необходимость учета постепенного повышения температуры охлаждающего потока внутри машины как с аксиальной, так и с радиальной системой вентиляции [106, 107]. В [106] сделан вывод уравнений теплового баланса электродвигателя для произвольного количества баз (температур охлаждающей среды), но эти уравнения приведены в форме, пригодной лишь для исследования установившегося режима.

Получим обобщенное математическое описание термодинамических процессов в электрическом двигателе для случая представления его в виде системы из произвольного количества греющихся элементов (узлов термодинамической модели) при произвольном количестве базовых температур – температур охлаждающих сред. Обозначим количество узлов модели – n , а количество базовых температур – m . Будем считать, что каждый узел может быть в общем случае соединен с любым количеством других узлов и баз.

Рассмотрим тепловой баланс для i -го узла. Количество тепла, выделяющееся за элементарный промежуток времени dt в i -ом узле, определяется суммарной мощностью потерь (ΔP_i) в нем:

$$Q_{1i} = \Delta P_i. \quad (1.1)$$

Количество тепла, отданное i -ым узлом другим узлам, определяется разностью их температур:

$$Q_{2i} = \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n (\theta_i - \theta_j) \lambda_{ij} dt, \quad (1.2)$$

где j – номер узла, с которым происходит теплообмен, $j \in \{1, n\}$, $j \neq i$; θ_i и θ_j – температуры узлов, между которыми происходит теплообмен; λ_{ij} – тепловая проводимость между узлами с номерами i и j .

Количество тепла, отданное i -ым узлом в охлаждающие среды:

$$Q_{3i} = \sum_{k=1}^m (\theta_i - \theta_{0k}) \lambda_{i0k} dt, \quad (1.3)$$

где k – номер охлаждающей среды; θ_{0k} – температура k -ой охлаждающей среды; λ_{i0k} – тепловая проводимость между i -ым узлом и k -ой охлаждающей средой.

Количество тепла, затраченное на изменение температуры i -го узла, определяется его теплоемкостью C_i :

$$Q_{4i} = C_i d\theta_i. \quad (1.4)$$

Уравнение теплового баланса выглядит следующим образом:

$$Q_{41i} = Q_{42i} + Q_{43i} + Q_{4i}. \quad (1.5)$$

Исходя из (1.5), с учетом (1.1)-(1.4), получим дифференциальное уравнение, описывающее изменение температуры i -го узла, в виде

$$\Delta P_i = C_i \frac{d\theta_i}{dt} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n (\theta_i - \theta_j) \lambda_{ij} + \sum_{k=1}^m (\theta_i - \theta_{i0k}) \lambda_{i0k}. \quad (1.6)$$

После преобразований из (1.6) получаем

$$C_i \frac{d\theta_i}{dt} = -\theta_i \left(\sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} + \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} \right) + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \theta_j \lambda_{ij} + \Delta P_i + \sum_{k=1}^m \theta_{0k} \lambda_{i0k}. \quad (1.7)$$

1.1.2. Учет температурной зависимости входных воздействий в ТДМ электрической машины

Параметры ТДМ электрической машины (теплоемкости и тепловые проводимости) и мощности потерь в узлах, которые являются входными воздействиями для ТДМ, зависят от температуры ее узлов. Рассмотрим возможности учета в математическом описании зависимости от температуры мощности потерь в узлах ТДМ.

Наибольшее воздействие на нагрев машины, особенно в динамических режимах, оказывают джоулевы потери в обмотках, которые пропорциональны сопротив-

лению обмотки. Увеличение удельного электрического сопротивления металлов (ρ) при росте температуры является известным фактом, который принято учитывать следующей формулой [108]:

$$\rho = \rho_{baz} [1 + k_{\theta} (\theta - \theta_{baz})], \quad (1.8)$$

где ρ_{baz} – удельное сопротивление при некоторой фиксированной (базисной) температуре θ_{baz} , относительно которой рассчитывается его изменение, Ом·м; k_{θ} – температурный коэффициент изменения сопротивления, K^{-1} .

Так в ГОСТ 11828-86 «Машины электрические вращающиеся. Общие методы испытаний» заложено простое температурное правило с постоянным температурным коэффициентом (для меди в диапазоне от 0 до 100°C равным 1/235). Вместе с тем, как было отмечено еще в [108], температурный коэффициент k_{θ} не является постоянной величиной, одинаковой во всем температурном диапазоне. На рисунке 1.1 показаны графики зависимости удельного сопротивления меди и алюминия от температуры, полученные экспериментально. Здесь кружками показаны экспериментальные данные по [108, 109], а также линейные уравнения регрессии, построенные по данным из [109] (непрерывные линии) и по данным из [108] (штриховые линии). На рисунке 1.1 видно, что экспериментальные точки очень хорошо аппроксимируются уравнением вида:

$$\rho = a_{\rho} \theta + b_{\rho}, \quad (1.9)$$

где a_{ρ} и b_{ρ} – коэффициенты, имеющие размерность Ом·м/К и Ом·м, соответственно. Значения коэффициентов a_{ρ} и b_{ρ} показаны в таблице 1.1.

Из сопоставления формул (1.8) и (1.9) можно получить выражение для температурного коэффициента k_{θ} :

$$k_{\theta} = \frac{a_{\rho}}{a_{\rho} \theta_{baz} + b_{\rho}}, \quad (1.10)$$

из которого видно, что этот коэффициент не является постоянным, а зависит от температуры θ_{baz} , при которой он определяется.

Из выражения (1.10) можно установить, что температурный коэффициент k_{θ} , как для меди, так и для алюминия, в температурном диапазоне от 20°C до темпера-

тур обмотки, допустимых по классу нагревостойкости изоляции, изменяется более чем в полтора раза. Однако произведение $k_{\theta}\rho_{baz}$ является постоянным. Это определяет небольшую величину погрешности расчета по выражению (1.8) относительно выражения (1.9). Например, при базисной температуре 20°C и температуре обмотки 100°C , погрешность составляет для меди менее 2%.

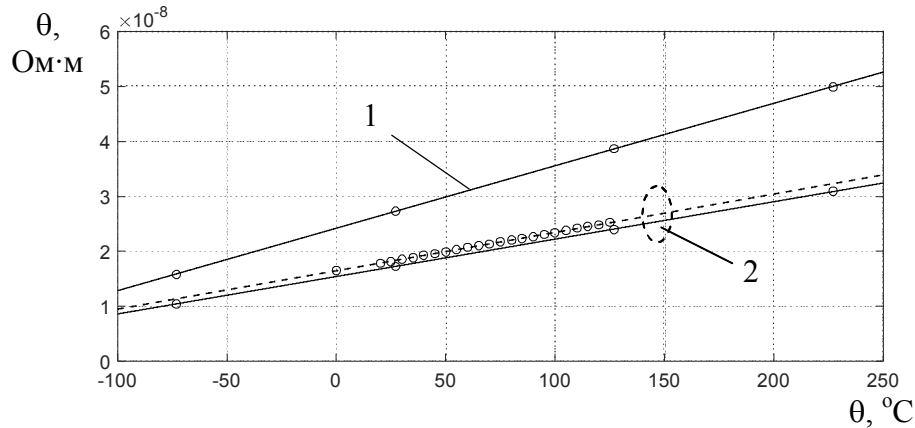


Рисунок 1.1 – Графики зависимости удельного сопротивления алюминия (1) и меди (2) от температуры

Таблица 1.1 – Значения коэффициентов температурной зависимости сопротивлений

Металл	a_p , Ом·м/К	b_p , Ом·м	b_p/a_p
Медь по [108]	$6,976 \cdot 10^{-11}$	$1,647 \cdot 10^{-8}$	236,6
Медь по [109]	$6,803 \cdot 10^{-11}$	$1,542 \cdot 10^{-8}$	226,7
Алюминий по [108]	$1,136 \cdot 10^{-10}$	$2,421 \cdot 10^{-8}$	213,1

Приведенные факты позволяют сделать вывод о том, что учет температурного изменения сопротивления при термодинамическом моделировании электродвигателей весьма важен, так как в актуальном диапазоне изменения температур обмоток удельное сопротивление может изменяться значительно (см. рисунок 1.1). Так, при изменении температуры медной обмотки от 20°C до верхней границы допустимого превышения температуры согласно ГОСТ [110], для изоляции классов В, F и H ее сопротивление изменяется на 23,4...25,4%, 31,2...33,2% и 41,0...43,0% соответственно.

Отметим, что из выражения (1.9) вытекает рекомендуемое ГОСТ (например, [110]) соотношение для пересчета сопротивления обмотки при изменении температуры, а именно формула

$$\frac{R_2}{R_1} = \frac{\theta_2 + k}{\theta_1 + k}, \quad (1.11)$$

где θ_1 и θ_2 – температуры обмотки в °С, а где R_1 и R_2 – соответствующие им сопротивления; k – величина, обратная температурному коэффициенту сопротивления проводника при 0 °С (в [110] принято, что для меди $k=235$, для алюминия $k=225$).

Фактически величина k представляет собой отношение коэффициентов b_p/a_p из выражения (1.9). Как видно из таблицы 1.1, значения k , рекомендованные ГОСТ, расходятся с экспериментально определенным отношением b_p/a_p на 3,5...5,3%.

Запишем формулу (1.9) для некоторой фиксированной температуры θ_{baz} , относительно которой рассчитывается изменение сопротивления, в виде

$$\rho_{baz} = a_p \theta_{baz} + b_p. \quad (1.12)$$

Из (1.9) и (1.12) получим

$$\rho = \rho_{baz} \left(\frac{a_p}{a_p \theta_{baz} + b_p} \theta + \frac{b_p}{a_p \theta_{baz} + b_p} \right). \quad (1.13)$$

Исходя из (1.13), можем записать выражение для мощности потерь в i -ом узле термодинамической модели, содержащем источник потерь с линейной зависимостью его мощности от температуры:

$$\Delta P_i = \Delta P_{baz.i} \left(\frac{a_p}{a_p \theta_{baz} + b_p} \theta_i + \frac{b_p}{a_p \theta_{baz} + b_p} \right). \quad (1.14)$$

Необходимо учесть, что при объединении нескольких элементов конструкции электрической машины в один узел термодинамической модели, в нем может оказаться более одного источника греющих потерь, каждый из которых имеет свою зависимость мощности потерь от температуры (например, в простейшей одномассовой ТДМ оказываются объединены источники тепловыделения в статорной и роторной обмотке). Мощности других потерь (кроме джоулевых) по-разному зависят от температуры. Так, потери в стали уменьшаются с ростом температуры из-за увеличения сопротивления для вихревых токов. Значительная часть составляющих добавочных потерь также связана с явлением вихревых токов. Однако, согласно [111] добавочные потери зависят от размеров зазора и обратно пропорциональны ему

в степени 1,5. В [112] отмечается, что амплитуда высших гармоник поля приблизительно обратно пропорциональна зазору, а добавочные потери обратно пропорциональны зазору в степени, немного меньшей двух. Это обстоятельство приводит к увеличению добавочных потерь из-за уменьшения зазора при нагреве ротора. Влияние характера температурной зависимости потерь на свойства ТДМ рассмотрим далее отдельно, а пока отметим, что линейную зависимость мощности потерь от температуры можно, в принципе, распространить и на другие источники тепловыделения в машине кроме джоулевых потерь в обмотках. Для этого, в первом приближении, можно аппроксимировать их зависимость от температуры в пределах актуального температурного диапазона линейной функцией, аналогичной (1.14). В таком случае, принимая линейную зависимость мощности потерь от температуры для каждого источника согласно (1.14), можем представить суммарную мощность потерь в i -ом узле как

$$\Delta P_i = \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} \left(\frac{a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \theta_i + \frac{b_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \right), \quad (1.15)$$

где s_i – количество источников потерь в i -ом узле; $\Delta P_{baz.i(l)}$ – мощность потерь в l -ом источнике i -ого узла при базисной температуре; $a_{\rho.i(l)}$ и $b_{\rho.i(l)}$ – коэффициенты температурной зависимости мощности потерь для l -го источника в i -ом узле; $\theta_{baz.i(l)}$ – базисная температура для l -го источника потерь в i -ом узле, относительно которой рассчитывается его мощность.

Для тех источников потерь, где нет зависимости мощности потерь от температуры, принимаем $a_{\rho.i(l)} = 0$, а $b_{\rho.i(l)}$ может быть принято любым, например равным единице.

Запишем (1.7) с учетом (1.15) в следующем виде:

$$C_i \frac{d\theta_i}{dt} = -\theta_i \left(\sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \right) + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \theta_j \lambda_{ij} + \Delta P_i', \quad (1.16)$$

где $\Delta P_i' = \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} b_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} + \sum_{k=1}^m \theta_{0k} \lambda_{i0k}$.

Как видим из (1.16), введение учета зависимости мощностей потерь в узлах модели от температуры при линейной связи этих величин не нарушает линейность дифференциального уравнения для i -го узла. Это дает возможность записать уравнение (1.16) в векторно-матричной форме. С этой целью введем следующие обозначения: $\Delta P'$ – матрица-столбец мощностей потерь в узлах модели размерностью $n \times 1$; θ – матрица-столбец температур узлов размерностью $n \times 1$; C – диагональная матрица теплоемкостей узлов размерностью $n \times n$; Λ – общая матрица тепловых проводимостей размерностью $n \times n$.

$$\Delta P' \stackrel{\text{df}}{=} \begin{bmatrix} \Delta P'_1 \\ \Delta P'_2 \\ \dots \\ \Delta P'_n \end{bmatrix}; \quad \theta \stackrel{\text{df}}{=} \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \dots \\ \theta_n \end{bmatrix}; \quad C \stackrel{\text{df}}{=} \begin{bmatrix} C_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & C_2 & 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & C_n \end{bmatrix}; \quad \Lambda \stackrel{\text{df}}{=} \begin{bmatrix} -\lambda_{11} & \lambda_{12} & \dots & \lambda_{1n} \\ \lambda_{21} & -\lambda_{22} & \dots & \lambda_{2n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \lambda_{n1} & \lambda_{n2} & \dots & -\lambda_{nn} \end{bmatrix}.$$

Диагональные элементы в матрице проводимостей Λ определяются следующим выражением:

$$\lambda_{ii} = \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{\text{baz}.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{\text{baz}.i(l)} + b_{\rho.i(l)}}. \quad (1.17)$$

С учетом введенных обозначений уравнение (1.16) в векторно-матричной форме запишем как

$$C \frac{d\theta}{dt} = \Delta P' + \Lambda \theta. \quad (1.18)$$

Уравнению (1.18) соответствует векторно-матричная структурная схема, показанная на рисунке 1.2.

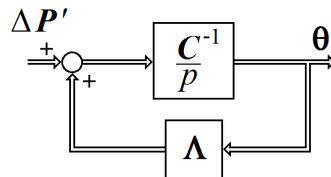


Рисунок 1.2 – Структурная схема термодинамической модели двигателя при произвольном количестве базовых температур

Если охлаждающая среда одна, то удобнее от температуры узлов перейти к их превышениям над температурой охлаждающей среды. В этом случае уравнение (1.6) можно записать в более простом виде как

$$\Delta P_i = C_i \frac{d\tau_i}{dt} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n (\tau_i - \tau_j) \lambda_{ij} + \tau_i \lambda_{i0}, \quad (1.19)$$

где $\tau_i = \theta_i - \theta_0$ – превышение температуры i -го узла над температурой охлаждающей среды (θ_0); λ_{i0} – тепловая проводимость от i -го узла к охлаждающей среде.

Из (1.19) получим

$$C_i \frac{d\tau_i}{dt} = -\tau_i \left(\lambda_{i0} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \right) + \tau_j \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} + \Delta P_i'', \quad (1.20)$$

где

$$\Delta P_i'' = \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} (a_{\rho.i(l)} \theta_0 + b_{\rho.i(l)})}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}}. \quad (1.21)$$

Уравнение (1.20) в векторно-матричной форме можем записать как

$$C \frac{d\boldsymbol{\tau}}{dt} = \Delta \mathbf{P}'' + \Lambda \boldsymbol{\tau}, \quad (1.22)$$

В уравнении (1.22) обозначено: $\boldsymbol{\tau}$ – матрица-столбец превышений температуры узлов размерностью $n \times 1$; $\boldsymbol{\tau} = [\tau_1 \tau_2 \dots \tau_n]^T$, где T – символ транспонирования. Диагональные элементы в общей матрице проводимостей Λ определяются согласно (1.17).

Аналогично можно получить уравнения для ТДМ, в которых температурная зависимость мощности потерь в i -ом узле будет учтена с использованием упрощенного выражения

$$\Delta P_i = \Delta P_{baz.i} [1 + k_{\theta_i} (\theta_i - \theta_{baz.i})], \quad (1.23)$$

где $\Delta P_{baz.i}$ – мощность потерь при некоторой фиксированной температуре $\theta_{baz.i}$, относительно которой рассчитывается ее изменение, Ом; k_{θ_i} – температурный коэффициент изменения мощности потерь, K^{-1} .

В этом случае выражение для суммарной мощности потерь в i -ом узле примет следующий вид:

$$\Delta P_i = \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} [1 + k_{\theta i(l)} (\theta_i - \theta_{baz.i(l)})], \quad (1.24)$$

где $k_{\theta i(l)}$ – температурный коэффициент для l -го источника потерь в i -ом узле.

С учетом (1.24) уравнение теплового баланса запишется как

$$C_i \frac{d\theta_i}{dt} = -\theta_i \left(\sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} \right) + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \theta_j \lambda_{ij} + \Delta P_i', \quad (1.25)$$

где

$$\Delta P_i' = \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} [1 - k_{\theta i(l)} \theta_{baz.i(l)}] + \sum_{k=1}^m \theta_{0k} \lambda_{i0k}. \quad (1.26)$$

Диагональные элементы в матрице Λ в этом случае:

$$\lambda_{ii} = \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)}. \quad (1.27)$$

Для одной охлаждающей среды уравнение (1.25) можно записать как

$$C_i \frac{d\tau_i}{dt} = -\tau_i \left(\lambda_{i0} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} \right) + \tau_j \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} + \Delta P_i'', \quad (1.28)$$

где

$$\Delta P_i'' = \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} [1 - k_{\theta i(l)} \tau_{st.i(l)}]; \tau_{baz.i(l)} = \theta_{baz.i(l)} - \theta_0; \quad (1.29)$$

$$\lambda_{ii} = \lambda_{i0} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)}. \quad (1.30)$$

1.2. Анализ динамики обобщенной ТДМ электрической машины

1.2.1. Исследование решения матричного уравнения термодинамической модели

Исследуем свойства решения уравнения (1.18). Будем здесь полагать величины теплоемкостей и тепловых проводимостей постоянными, не зависящими от температуры. В этом случае уравнение (1.18) соответствует системе из n линейных дифференциальных уравнений. Рассмотрим поведение решения этой системы уравнений $\theta = f(t)$ в случае, когда привод работает при неизменных параметрах внешней среды, при постоянстве нагрузки и скорости. При этих условиях мощность потерь в

узлах модели будет зависеть только от температуры этих узлов. Также принимаем, что тепловые проводимости между элементами термодинамической модели одинаковы в обоих направлениях, то есть $\lambda_{ij}=\lambda_{ji}$, матрица Λ является симметрической.

Для выяснения характера процессов в рассматриваемой термодинамической системе представим уравнение (1.18) в следующем виде:

$$\frac{d\theta}{dt} = A\theta + F, \quad (1.31)$$

где $A=C^{-1}\Lambda$; $F=C^{-1}\Delta P'$.

Запишем общее решение уравнения (1.31) в виде [113, 114]:

$$\theta = e^{At} \theta_{\text{нач}} + \int_0^t G(t-s) F(s) ds, \quad (1.32)$$

где $\theta_{\text{нач}}$ – вектор начальных температур узлов модели; $G(t-s)=e^{A(t-s)}$ – матрица Грина размерностью $n \times n$.

Взяв интеграл в уравнении (1.32), при сформулированных выше допущениях, получим:

$$\theta = (E - e^{-At}) \theta_{\text{уст}} + e^{-At} \theta_{\text{нач}}, \quad (1.33)$$

где $\theta_{\text{уст}} = -A^{-1}F = -\Lambda^{-1}\Delta P'$ – вектор установившихся значений температур; E – единичная диагональная матрица размерностью $n \times n$.

Таким образом, характер изменения во времени температур узлов будет определяться характером изменения во времени свободных составляющих решения уравнения (1.31), так как вектор внешних воздействий на систему в рассматриваемом случае принимаем постоянным (изменение мощностей потерь из-за температурного изменения сопротивлений обмоток учтено в диагональных элементах матрицы системы), что определяет и постоянство принужденной составляющей решения. Это означает, что вид процессов будет определяться характером и знаком собственных чисел матрицы системы A [113]. Из практики известно, что свободные составляющие термодинамических переходных процессов в электрических машинах носят аperiодический затухающий характер. Выясним, всегда ли справедливо это утверждение. Указанный характер свободные составляющие переходных процессов

могут иметь только в том случае, когда собственные числа матрицы системы являются вещественными и отрицательными.

Сформулируем теорему:

Матрица

$$A=C^{-1}\Lambda, \quad (1.34)$$

где C и Λ симметрические матрицы порядка n , имеет вещественные собственные числа $\chi_{(A)}$.

Симметрические матрицы имеют вещественные собственные числа, однако матрица A , являясь произведением двух симметрических матриц C^{-1} и Λ , не обязательно сама должна быть симметрической, поэтому не очевидно, что ее собственные числа вещественные. Докажем сформулированную теорему, опираясь на подход, предложенный Ф.Р. Гантмахером [114]. Введем вспомогательную матрицу

$$V=\sqrt{C} \quad (1.35)$$

в смысле $V \cdot V=C$ и $V \cdot V^{-1}=E$, где E – единичная диагональная матрица.

Правомерность использования (1.35) в данном случае следует из теоремы о том, что для положительно определенной матрицы C существует положительно определенная матрица \sqrt{C} , такая, что $(\sqrt{C})^2=C$ [115]. Исходя из физического смысла ясно, что матрица C положительно определена, так как ее диагональные элементы определяются теплоемкостями термодинамической модели, которые не могут быть отрицательными.

Также отметим, что если $\chi_{(C)}$ – собственные числа матрицы C , то собственными числами матрицы \sqrt{C} будут числа $\sqrt{\chi_{(C)}}$ [115]. Поскольку матрица C диагональная, ее собственные числа равны ее диагональным элементам, которые не нулевые. Это значит, что матрица C не вырожденная, но тогда и \sqrt{C} будет не вырожденная, так как все $\sqrt{\chi_{(C)}} \neq 0$. Поэтому для матрицы $A=C^{-1}\Lambda$, существует и обратная матрица V^{-1} .

С учетом (1.35) и перечисленных выше обстоятельств, из (1.34) можем записать

$$A=(\sqrt{C})^{-1}(\sqrt{C})^{-1}\Lambda(\sqrt{C})^{-1}\sqrt{C}, \quad (1.36)$$

то есть

$$A=V^{-1}SF, \quad (1.37)$$

где

$$S=V^{-1}\Lambda V^{-1} \quad (1.38)$$

Для диагональной матрицы V (а она диагональная, так как матрица C диагональная) и симметрической матрицы Λ , как в рассматриваемом случае, матрица S также является симметрической матрицей. Поскольку S вещественная и симметрическая, то она имеет вещественные собственные числа [113].

Выражение (1.37) показывает, что матрицы A и S связаны преобразованием подобия. Матрицы, связанные свойством подобия, имеют один и тот же спектр собственных чисел [115], откуда следует вещественность собственных чисел матрицы A . Теорема доказана.

Исследуем вопрос о знаке собственных чисел матрицы A . Рассмотрим сначала процессы в термодинамической системе без учета зависимости мощности потерь в узлах от температуры.

При $k_{0i}=0$ модуль каждого диагонального элемента матрицы тепловых проводимостей Λ в соответствии с (1.17) представляет собой сумму тепловых проводимостей к охлаждающим средам от i -го элемента термодинамической модели ($\sum_{k=1}^m \lambda_{0ik}$) и тепловых проводимостей от этого элемента ко всем другим ($\sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij}$):

$$|\lambda_{ii}| = \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij}, \quad (i=1, \dots, n), \quad (1.39)$$

Выражение (1.39) означает, что для матрицы Λ выполняется условие диагонального преобладания по строкам. Учитывая, что все элементы в каждой строке результирующей матрицы A получены делением элементов соответствующей строки матрицы тепловых проводимостей Λ на одно и то же значение теплоемкости ($a_{ij}=\lambda_{ij}/C_i$), для элементов матрицы A также выполняется условие диагонального преобладания по строкам:

$$|a_{ii}| = \sum_{k=1}^m a_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij}, \quad (i=1, \dots, n) \quad (1.40)$$

В соответствии с теоремой Гершгорина [114], каждое собственное число матрицы A всегда расположено в области локализации (круге Гершгорина), определяемой соотношением

$$|a_{ii} - \chi_{(A)}| \leq \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n |a_{ij}|, \quad (i=1, \dots, n). \quad (1.41)$$

Перепишем соотношение (1.41) с учетом знака диагональных элементов a_{ii} следующим образом:

$$\left| \chi_{(A)} + \sum_{k=1}^m a_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij} \right| \leq \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij}. \quad (1.42)$$

С учетом того, что $\sum_{k=1}^m a_{i0k} > 0$ и $\sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij} > 0$, ясно, что условие (1.42) может выполняться только при отрицательных значениях $\chi_{(A)}$. Причем должно быть

$$\chi_{(A)} \leq -\sum_{k=1}^m C_i^{-1} \lambda_{i0k}. \quad (1.43)$$

Таким образом, мы подтвердили, что *при отсутствии зависимости мощности потерь в узлах термодинамической модели от температуры*, изменение во времени свободных составляющих термодинамических процессов в этой модели всегда имеет аperiodический затухающий характер. Отметим, что это положение относится не только к термодинамическим процессам в электрических машинах, но имеет и более общий характер. Оно справедливо для любых термодинамических систем с симметричными матрицами тепловых проводимостей.

Далее рассмотрим случай *с учетом зависимости мощности потерь в узлах термодинамической модели от температуры*. В этом случае модуль каждого диагонального элемента матрицы тепловых проводимостей Λ в соответствии с (1.17) или (1.27) определяется суммой тепловых проводимостей к охлаждающим средам от i -го элемента термодинамической модели ($\sum_{k=1}^m \lambda_{i0k}$) и тепловых проводимостей от

этого элемента ко всем другим ($\sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij}$) за вычетом слагаемого, зависящего от мощ-

ности потерь ($\frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}}$ или $\Delta P_{baz.i} k_{\theta i}$):

$$|\lambda_{ii}| = \left| \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \right|, \quad (i=1, \dots, n), \quad (1.44)$$

или

$$|\lambda_{ii}| = \left| \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n \lambda_{ij} - \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} \right|, \quad (i=1, \dots, n), \quad (1.45)$$

С учетом (1.44) или (1.45) запишем выражение (1.41) для матрицы A , определяющее область локализации ее собственных чисел, в следующем виде:

$$\left| \chi_{(A)} + \sum_{k=1}^m a_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij} - C_i^{-1} \sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} \right| \leq \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij} \quad (1.46)$$

или

$$\left| \chi_{(A)} + \sum_{k=1}^m a_{i0k} + \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij} - C_i^{-1} \sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} \right| \leq \sum_{\substack{j=1 \\ (j \neq i)}}^n a_{ij}. \quad (1.47)$$

Анализ неравенства (1.46) и (1.47) показывает, что при $\Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} \neq 0$ оно может выполняться как при отрицательных, так и при положительных значениях $\chi_{(A)}$ (включая и $\chi_{(A)}=0$). В любом случае для этого должно выполняться неравенство

$$\chi_{(A)} \leq C_i^{-1} \left(\sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{\rho.i(l)}}{a_{\rho.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{\rho.i(l)}} - \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} \right) \quad (1.48)$$

или

$$\chi_{(A)} \leq C_i^{-1} \left(\sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta i(l)} - \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k} \right). \quad (1.49)$$

Из (1.48) и (1.49) видно, что при $\sum_{l=1}^{s_i} \frac{\Delta P_{baz.i(l)} a_{p.i(l)}}{a_{p.i(l)} \theta_{baz.i(l)} + b_{p.i(l)}} > \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k}$ (или при

$\sum_{l=1}^{s_i} \Delta P_{baz.i(l)} k_{\theta_{i(l)}} > \sum_{k=1}^m \lambda_{i0k}$) значение $\chi_{(A)}$ оказывается положительным, что соответст-

вует ситуации неограниченного увеличения температуры i -го узла без выхода на установившийся уровень.

1.2.2. Влияние температурного изменения мощности потерь на характер процессов в ТДМ электрической машины

Рассмотрим сначала влияние температурного изменения мощности потерь на процессы в ТДМ при предположении о наличии только потерь, линейно возрастающих при увеличении температуры. Этому условию соответствуют джоулевы потери в обмотках. В таблице 1.2 приведены значения собственных чисел матрицы системы $A = C^{-1} \Lambda$ (c^{-1}) для 6-массовых термодинамических моделей двигателей 4A100L4 и 4A225M4 закрытого исполнения (модели включают в качестве своих узлов обмотку статора с разделением на лобовые и пазовую части, сталь статора, внутренний воздух, ротор и корпус). Учитывалось влияние изменения температуры на мощность потерь в обмотках статора и ротора. В таблице 1.2 обозначено: M/M_N – относительная величина момента двигателя.

На рисунках 1.3 и 1.4 показаны графики изменения превышения температуры (τ) лобовых частей обмотки статора двигателя 4A100L4 и второй производной этой величины ($\dot{\tau}$) при разных величинах нагрузки. Рисунок 1.3 соответствует ситуации, когда все собственные числа матрицы A отрицательны, а рисунок 1.4 – ситуации, при которой одно из собственных чисел имеет положительное значение (см. таблицу 1.2) и процесс нагрева двигателя приобретает характер своеобразного «саморазогрева», о чем свидетельствует переход графика второй производной в положительную область. Из таблицы 1.2 видно, что температурное изменение мощности потерь очень слабо влияет на наибольшие собственные числа, которые определяют наименьшие постоянные времени переходных процессов (порядка нескольких минут и

менее). Однако оно весьма существенно влияет на наибольшие постоянные времени и на установившиеся значения температур узлов.

Таблица 1.2 Собственные числа матрицы системы A для 6-массовых ТДМ

Двигатель 4A100L4					
M/M_N	0	0,5	1,0	1,5	2,0
$\chi_{(A)k} * 100, 1/c$	-361.7809	-361.7808	-361.7807	-361.7805	-361.7802
	-10.2185	-10.1960	-10.1285	-10.0160	-9.8586
	-2.5035	-2.4870	-2.4383	-2.3600	-2.2567
	-1.0839	-1.0786	-1.0621	-1.0327	-0.9878
	-0.0594	-0.0554	-0.0427	-0.0196	+0.0165
	-0.2781	-0.2729	-0.2578	-0.2334	-0.2005
Двигатель 4A225M4					
M/M_N	0	0,5	1,0	1,5	2,0
$\chi_{(A)k} * 100, 1/c$	-333.3882	-333.3881	-333.3881	-333.3880	-333.3878
	-3.8141	-3.7981	-3.7503	-3.6706	-3.5591
	-1.1443	-1.1298	-1.0865	-1.0155	-0.9193
	-0.3459	-0.3450	-0.3422	-0.3370	-0.3289
	-0.0326	-0.0301	-0.0225	-0.0087	+0.0128
	-0.1353	-0.1330	-0.1261	-0.1147	-0.0985

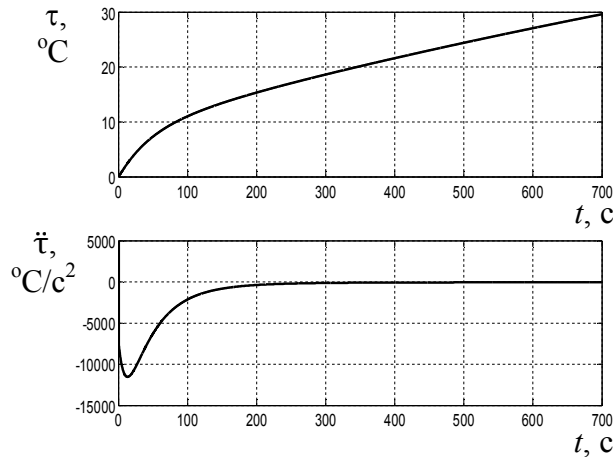


Рисунок 1.3 – Графики $\tau(t)$ и $\ddot{\tau}(t)$ при $M/M_N=1,0$

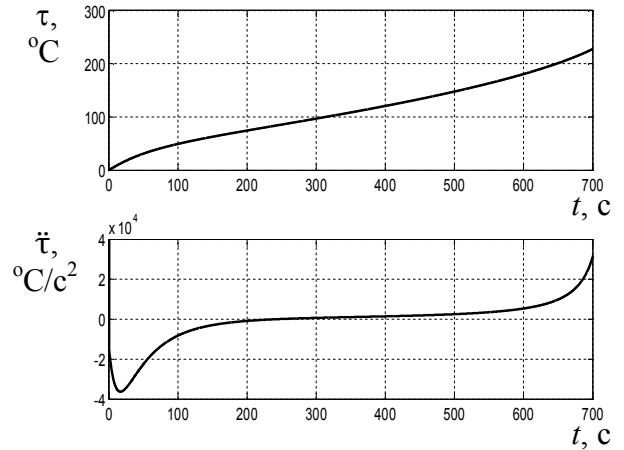


Рисунок 1.4 – Графики $\tau(t)$ и $\ddot{\tau}(t)$ при $M/M_N=2,0$

При вещественных отрицательных собственных числах матрицы системы $C^{-1}A$ общее решение уравнения (1.31) для i -го узла можем представить в следующей форме [113]:

$$\theta_i = A_{(\theta)0i} + \sum_{k=1}^n A_{(\theta)ki} \exp\left(-\frac{t}{T_k}\right), \quad (1.50)$$

где: $A_{(\theta)0i}$ и $A_{(\theta)ki}$ – постоянные, имеющие размерность температуры; T_k – постоянные времени, определяемые корнями характеристического уравнения системы (собственными числами матрицы $C^{-1}A$); i – номер узла термодинамической схемы, $i \in \{1, n\}$; k – номер корня характеристического уравнения системы, $k \in \{1, n\}$.

Как видим, для многомассовой термодинамической модели решение состоит из большого количества экспонент с различными постоянными времени, величина которых определяется модулем обратной величины собственных чисел матрицы $A=C^{-1}A$. Составляющие $A_{(\theta)0i}$ определяют вектор установившихся температур, определяемых произведением $A^{-1}\Delta P'$. На рисунке 1.5 приведены графики отношения превышения температуры лобовых частей обмотки статора с учетом температурного изменения сопротивления ($\tau_{уст}$) к превышению температуры без учета этого фактора ($\tau_{уст0}$) для 6-массовых моделей двигателей 4A100L4 и 4A225M4. Видно очень существенное влияние температурного изменения сопротивления на уровень установившейся температуры обмотки при работе двигателя с перегрузкой. При работе с нагрузкой в 40%...80% от номинальной ошибка расчета установившегося превышения температуры при игнорировании температурной зависимости потерь также оказывается неприемлемо большой.

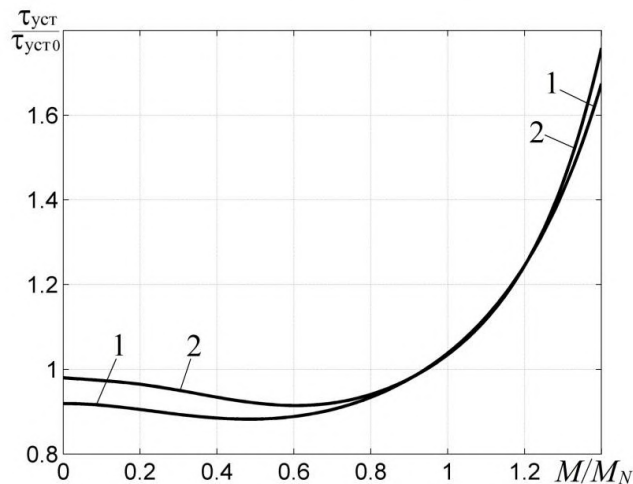


Рисунок 1.5– Графики отношения $\tau_{уст}/\tau_{уст0}$ для лобовых частей обмотки статора в зависимости от M/M_N для двигателя 4A100L4 (1) и 4A225M4 (2)

Таким образом, показано, что не учет температурного изменения сопротивления обмоток при построении термодинамических моделей электрических машин

не позволяет достоверно воспроизвести характер изменения температуры элементов машины при интенсивном тепловыделении.

Как изменится влияние температурной зависимости потерь на процессы в ТДМ при наличии реально присутствующих компонентов потерь, нелинейно возрастающих (некоторые компоненты добавочных потерь), а также уменьшающихся (потери в стали) при увеличении температуры? При линеаризации нелинейно возрастающей температурной зависимости, количественные значения соответствующих этой зависимости коэффициентов $a_{p,i(l)}$ и $b_{p,i(l)}$ в неравенстве (1.48) будут зависеть от положения точки линеаризации, но это лишь означает, что величины собственных чисел $\chi_{(A)}$ будут несколько изменяться в зависимости от температуры узлов машины, однако это никак не повлияет на саму возможность выполнения условия $\chi_{(A)} > 0$, при котором наблюдается эффект саморазогрева.

Аналогичное заключение можно сделать и в отношении влияния уменьшающихся при увеличении температуры компонентов потерь. Мощность потерь, очевидно, не может быть отрицательной, поэтому, предположив даже заведомо нереальный случай нулевой величины этих компонентов, придем к выводу о невозможности выполнения условия $\chi_{(A)} > 0$ только для этого конкретного узла. В то же время, это никак не изменит возможность выполнения условия $\chi_{(A)} > 0$ из-за наличия возрастающей температурной зависимости потерь в других узлах ТДМ.

1.3. Оценка влияния температурной зависимости параметров на свойства ТДМ электрической машины

1.3.1. Влияние температуры на теплоемкости

На рисунке 1.6 показаны графики зависимости удельной теплоемкости меди, алюминия и железа в Дж/(кг*К) от температуры (точками показаны экспериментальные данные по [109]). На этом рисунке видно, что экспериментальные точки очень хорошо аппроксимируются уравнением вида:

$$C_{уд} = a_c \theta^2 + b_c \theta + c_c, \quad (1.51)$$

где a_c , b_c и c_c – постоянные коэффициенты, значения которых приведены в таблице 1.3.

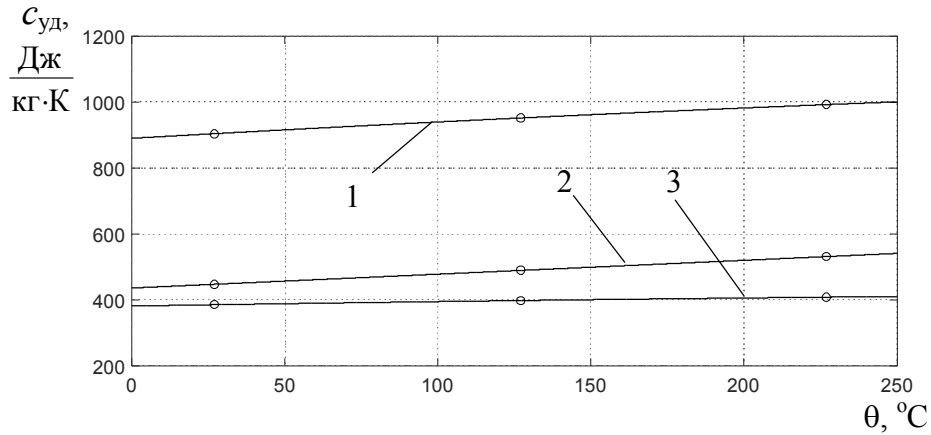


Рисунок 1.6 – Графики зависимости удельной теплоемкости металлов от температуры:
1 – алюминий; 2 – железо; 3 – медь

Таблица 1.3 – Коэффициенты зависимости удельной теплоемкости металлов от температуры

Металл	a_c , Дж/(кг·К ³)	b_c , Дж/(кг·К ²)	c_c , Дж/(кг·К)
Медь	$-1,200 \cdot 10^{-4}$	0,1455	381,2
Алюминий	$-3,525 \cdot 10^{-4}$	0,5303	889,6
Железо	0	0,4200	435,7

Теплоемкости элементов конструкции электрической машины значительно слабее зависят от температуры, чем сопротивления обмоток. В таблице 1.4 приведены отношения теплоемкостей $C_{\theta_{max}}/C_{20}$, где $C_{\theta_{max}}$ – теплоемкость при температуре, соответствующей допустимому превышению температуры обмотки статора по ГОСТ [110], для изоляции классов В, F и H; C_{20} – теплоемкость при 20°C. Для железа в качестве θ_{max} принималась температура, соответствующая диапазону 75...85% от допустимого превышения температуры обмотки статора по ГОСТ.

Таблица 1.4 – Относительные теплоемкости металлов при допустимом превышении температуры

Металл	В	F	H
Медь	1,027	1,035	1,041
Алюминий	1,043	1,056	1,066
Железо	1,057...1,064	1,075...1,084	1,089...1,101

Из данных, приведенных в таблице 1.4 следует, что принимая теплоемкость элементов машины равной среднему значению по актуальному диапазону изменения температуры, обеспечиваем величину погрешности, не превышающую 5%, что можно считать приемлемым в большинстве случаев. Однако, в многомассовой ТДМ диапазон изменения температуры различных узлов существенно отличается, что создает некоторую неопределенность при выборе указанного выше среднего значения.

1.3.2. Влияние температуры на тепловые проводимости

а) Металлы.

Медь. В [109, 116] приведены данные по теплопроводности меди, согласно которым при увеличении температуры от 300 до 400 °К теплопроводность меди уменьшается лишь на 2,0% (с 401 до 393 Вт/(м·К)), что позволяет считать ее постоянной в актуальном для моделирования электрических машин температурном диапазоне.

Алюминий. Данные по теплопроводности алюминия, приведенные в [109, 116] показывают, что при увеличении температуры от 300 до 400 °К теплопроводность алюминия уменьшается лишь на 1,27% (с 240 до 237 Вт/(м·К)), что также позволяет считать ее постоянной в актуальном для моделирования электрических машин температурном диапазоне.

Чугун. Теплопроводность чугуна зависит от его химического состава, но, по данным в [117], для обыкновенного чугуна при изменении температуры от 0 до 100 °С она уменьшается незначительно, в пределах 3,6...5,1%.

Сталь. Уменьшение теплопроводности электротехнической стали при увеличении температуры выражено значительно сильнее, чем у меди, алюминия и чугуна. Она может уменьшаться на 20...25% при увеличении температуры на 40°С (см. рисунок 1-7, где показаны значения теплопроводности стали 2013). Однако учет этого явления при построении термодинамической модели осложнен рядом факторов. Так, теплопроводность стального пакета может существенно различаться вдоль и поперек проката – в поперечном направлении шихтованных пакетов она существенно

меньше, чем вдоль листа и зависит от давления опрессовки листов [107, 108]. Также теплопроводность зависит от марки стали [107]. Например, теплопроводность стали заметно уменьшается при увеличении процента кремния [108].

Зависимость удельной теплопроводности стали от температуры может быть аппроксимирована выражением следующего вида:

$$\lambda_{\text{уд.ст}} = (a_{\lambda} \theta^2 + b_{\lambda} \theta + c_{\lambda})^{-1}, \quad (1.52)$$

где постоянные коэффициенты, например, для усредненных значений удельной теплопроводности стали 2013 имеют величины: $a_{\lambda} = -1,321 \cdot 10^{-6}$; $b_{\lambda} = 2,634 \cdot 10^{-4}$; $c_{\lambda} = 1,869 \cdot 10^{-2}$.

б) *Воздух*. Теплопроводность воздуха практически линейно растет при росте температуры [106, 108]. На рисунке 1.8 показаны графики зависимости теплопроводности воздуха от температуры (точками показаны экспериментальные данные по [108]). Рисунок 1.8 показывает, что экспериментальные точки очень хорошо аппроксимируются (среднее квадратичное отклонение 0,07%) линейной функцией:

$$\lambda_{\text{уд.в}} = 7,078 \cdot 10^{-5} \theta + 0,0237. \quad (1.53)$$

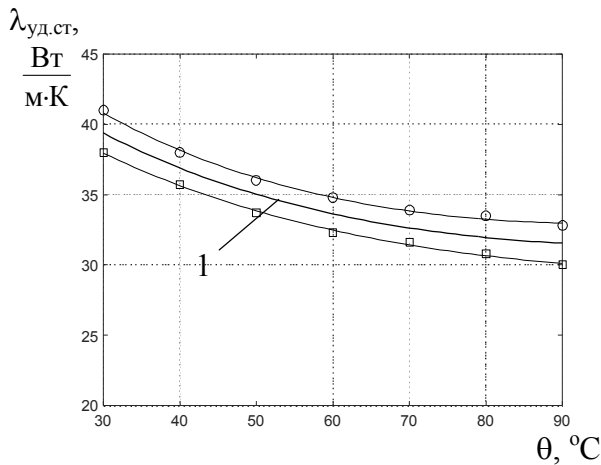


Рисунок 1.7 – Зависимость теплопроводности стали 2013 от температуры (обозначено: о – вдоль проката; □ – поперек проката; 1 – усредненные значения)

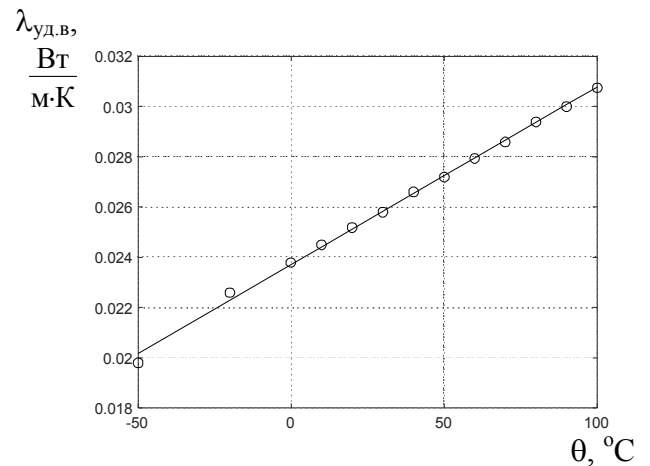


Рисунок 1.8 – Зависимость теплопроводности воздуха от температуры

Из рисунка 1.8 следует, что теплопроводность воздуха изменяется весьма существенно в диапазоне температур, актуальном для моделирования процессов в ТДМ. Теплопроводность воздуха входит в качестве сомножителя в выражения для

расчета теплоотдачи от корпуса закрытого АД [106], поэтому температурная зависимость этой теплопроводности может оказывать определенное влияние на установившийся уровень температуры элементов двигателя. Для обдуваемых двигателей влияние этого фактора менее существенно, так как коэффициент теплоотдачи от корпуса определяется эффективностью обдува. Для необдуваемых закрытых электрических машин температурная зависимость коэффициента теплоотдачи от корпуса может играть более существенную роль, так как анализ графиков этой зависимости, приведенных в [107, 108] показывает, что при повышении температуры корпуса на 60°C изменение коэффициента теплоотдачи может на границах этого температурного диапазона превосходить 10% от средней величины. Это означает необходимость учета эффекта от роста теплоотдачи при увеличении температуры при построении модели.

Следует отметить, что тепловые потоки от обмотки двигателя к охлаждающему воздуху могут включать в себя воздушные участки (например, воздух во внутреннем корпусе закрытого двигателя). Однако на результирующие тепловые проводимости по таким путям будут влиять и тепловые проводимости через металл, которые зависят от температуры разнонаправлено с воздухом, благодаря чему будет происходить частичная компенсация температурного влияния.

Таким образом, ситуация с учетом зависимости теплопроводностей модели электрической машины от температуры весьма сложная. Теплопроводности металлов и воздуха изменяются разнонаправлено при изменении температуры. Так, теплопроводность металлических конструктивных элементов имеет тенденцию к уменьшению при росте температуры, но в разной степени в зависимости от материала и его обработки, а теплопроводность воздуха, включая теплоотдачу с поверхности в окружающую среду, растет при увеличении температуры. Это обстоятельство может быть учтено при построении достаточно подробной модели для последующего численного решения, однако его невозможно «впрямую» учесть при аналитическом исследовании системы уравнений этой математической модели, так как это приводит к появлению нелинейностей в математическом описании ТДМ. Также затруднительно учесть температурное изменение параметров при построении модели из не-

большого количества элементов, где в один узел объединены элементы, по-разному изменяющие свои свойства при изменении температуры.

1.3.3. Влияние температурной зависимости теплоемкостей и тепловых проводимостей на результаты расчета

а) Влияние температурного изменения теплопроводностей на установившуюся температуру узлов ТДМ. На рисунке 1.9 показаны графики погрешности расчета установившегося превышения температуры узлов термодинамической модели $\delta_\tau = (\tau_{уст0i} - \tau_{устi}) / \tau_{устi}$ в функции относительной величины момента двигателя, где $\tau_{устi}$ – установившееся превышение температуры элементов ТДМ с учетом температурного изменения теплопроводностей (температура окружающей среды принималась 20 °С); $\tau_{уст0i}$ – установившееся превышение температуры элементов ТДМ без учета температурного изменения теплопроводностей (по средним значениям температурного диапазона), i – номер узла термодинамической модели. Температурное изменение сопротивления обмоток учитывалось в обоих случаях, графики построены для температуры окружающей среды 20°С.

На рисунке 1.9 видно, что в диапазоне температур, не превышающих значения, соответствующие номинальному режиму работы, погрешность расчета не существенна и не превышает 3%. Из этого можно сделать вывод о том, что в термодинамической модели, ориентированной на режимы работы, при которых отклонения температур от средних значений не велики, а средние значения не превышают те, что соответствуют номинальному режиму работы (θ_{Ni}), нет смысла учитывать температурное изменение теплопроводностей. В то же время, надо иметь в виду, что игнорирование температурной зависимости теплопроводности может приводить к серьезным ошибкам расчета при температурах, превышающих θ_{Ni} . Так, при расчете установившегося превышения температуры лобовых частей обмотки статора двигателя 4A100L4 при нагрузке в 140% номинального момента с учетом температурного изменения теплопроводностей получаем 195,8°С, а без его учета 240,7°С. Принимая во внимание экспоненциальный характер зависимости скорости термического ста-

рения изоляции обмотки от ее температуры [12], подобное расхождение следует считать не приемлемым для задач оценки теплового состояния двигателя.

б) *Влияние температурного изменения теплоемкостей и теплопроводностей на постоянные времени ТДМ.* При работе с разными нагрузками узлы ТДМ имеют разную температуру. Это влияет на теплоемкости узлов и тепловые проводимости между ними, что приводит к изменению постоянных времени при изменении нагрузки. На рисунке 1.10 показаны графики отношения постоянных времени T_{0j}/T_j шестимассовой термодинамической модели двигателя 4A100L4 в функции относительной величины момента двигателя, где T_{0j} – постоянные времени без учета температурной зависимости теплоемкостей и теплопроводностей; T_j – постоянные времени с учетом температурной зависимости этих параметров; j – номер постоянных времени в порядке возрастания их величины. При расчете постоянных времени была выполнена аппроксимация зависимости теплопроводностей от температуры формулами и учтен состав разных материалов в цепочках теплопроводностей.

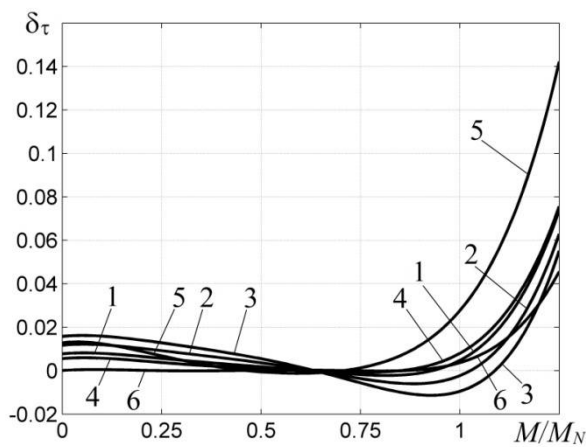


Рисунок 1.9 – Погрешности расчета установившегося превышения температур узлов термодинамической модели (1–лобовые части обмотки; 2–пазовая часть обмотки; 3–статор; 4–внутренний воздух; 5–ротор; 6–станина)

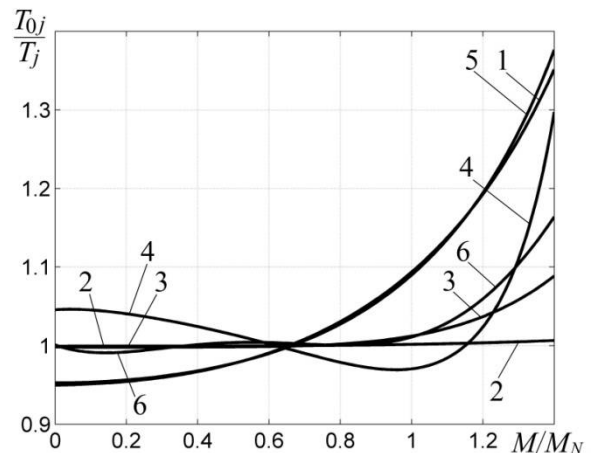


Рисунок 1.10 – Зависимости относительных значений постоянных времени ТДМ от нагрузки на валу (цифрами обозначены номера постоянных времени в порядке возрастания их величины)

Анализ графиков на рисунке 1.10 позволяет заключить, что в диапазоне температур, не превышающих значения θ_{Ni} , погрешность расчета постоянных времени не велика и только для первой и пятой постоянных приближается к 10%, при этом первая постоянная связана с теплоемкостью внутреннего воздуха, имеет величину

менее 1 с и не оказывает заметного влияния на динамику температуры обмоток. При расчетах процессов, в ходе которых температуры узлов модели существенно превышают значения θ_{Ni} , необходим учет влияния температуры на постоянные времени из-за температурной зависимости теплоемкостей и теплопроводностей, так как при $\theta_i > \theta_{Ni}$ разница между T_j и T_{0j} оказывается существенной для трех наибольших постоянных времени. Две из этих постоянных (четвертая и пятая) имеют величины, находящиеся в пределах формальной границы длительности повторно-кратковременного режима работы, поэтому компоненты решения, содержащие эти постоянные, могут существенно изменяться на интервалах соответствующей длительности, оказывая влияние на точность результатов моделирования.

1.4. Анализ точности решения ТДМ электрической машины

1.4.1. Влияние вычислительных погрешностей

Решение системы уравнений термодинамической модели всегда можно получить численными методами с помощью ЭВМ для системы любой размерности, в том числе и при $\Delta P=f(\theta, t)$, $C=f(\theta)$ и $\Lambda \neq const$. Однако использование численных методов сопряжено с погрешностями. Эти погрешности связаны с самим вычислительным процессом, а также с неточностью расчета параметров модели из-за недостатка информации о внутренних параметрах машины, приближенного характера используемых формул, сложности учета изменения этих параметров при изменении температуры и других факторов.

Следует также отметить и некоторые проблемы вычислительного характера, возникающие при использовании термодинамических моделей большой размерности, связанные с числом обусловленности матрицы системы.

а) *Погрешности расчета в установившемся режиме.* Оценку погрешности результатов расчета температуры узлов ТДМ в установившемся режиме можно выполнить по уравнению (1.18), приняв $d\theta/dt=0$ и приведя задачу к оценке погрешности решения системы линейных алгебраических уравнений

$$\Lambda \theta_{уст} = \Delta P' . \quad (1.54)$$

Важную роль при использовании численных методов для решения уравнения (1.54) играет число обусловленности для матрицы системы Λ [118]:

$$R_{cond}(\Lambda) = \|\Lambda\| \cdot \|\Lambda^{-1}\|;$$

$$R_{cond}(\Lambda) \geq \frac{|\chi_{(\Lambda)max}|}{|\chi_{(\Lambda)min}|}, \quad (1.55)$$

где $\chi_{(\Lambda)max}$ и $\chi_{(\Lambda)min}$ – максимальное и минимальное значения собственных чисел матрицы Λ .

Обозначим $\delta\Lambda$ и $\delta\Delta P'$ – погрешности соответствующих матриц. Для случая установившегося режима можно показать, что относительная норма погрешности расчета температур ($\|\delta_{\theta_{уст}}\|$) связана с числом обусловленности $R_{cond}(\Lambda)$ следующим соотношением [118, 119]:

$$\frac{\|\delta_{\theta_{уст}}\|}{\|\theta_{уст}\|} \leq \frac{R_{cond}(\Lambda)}{1 - R_{cond}(\Lambda) \frac{\|\delta\Lambda\|}{\|\Lambda\|}} \left(R_{cond}(\Lambda) \frac{\|\delta\Lambda\|}{\|\Lambda\|} + \frac{\|\delta\Delta P'\|}{\|\Delta P'\|} \right). \quad (1.56)$$

Матрицы с $R_{cond} > 10^3$ называются плохо обусловленными. При использовании моделей с плохо обусловленными матрицами приходится сталкиваться с некоторыми проблемами. Так, из (1.56) следует, что неточности задания исходных данных даже в случае установившегося режима могут мультиплицироваться в результатах расчета с коэффициентом, определяемым числом R_{cond} . Поэтому для расчета установившихся режимов целесообразно использовать уравнение в форме (1.18) или (1.22), где матрица Λ значительно лучше обусловлена, чем матрица A (см. табл. 1.5).

б) Погрешности при расчете термодинамических процессов. Получим оценку погрешности решения для динамического режима. В этом случае необходимо использовать уравнение (1.31). Рассмотрим произвольный цикл работы электропривода с неизменным значением мощности потерь в узлах термодинамической модели в течение каждого участка этого цикла (см. рисунок 1.11).

Далее воспользуемся решением уравнения (1.31) в форме (1.33). В соответствии с (1.33), выражения для вектора температур в конце участков:

$$\theta_{\text{кон}(1)} = (E - e^{A_1 t_1}) \theta_{\text{уст}(1)} + e^{A_1 t_1} \theta_{\text{нач}(1)}; \quad (1.57)$$

$$\theta_{\text{кон}(2)} = (E - e^{A_2 t_2}) \theta_{\text{уст}(2)} + e^{A_2 t_2} \theta_{\text{нач}(2)}. \quad (1.58)$$

Таблица 1.5 – Числа обусловленности матриц A и Λ

Двигатель		4A100L4	4A225M4
6-массовая термодинамическая модель с узлом внутреннего воздуха	$R_{\text{cond}}(A)$	16456	26266
	$R_{\text{cond}}(\Lambda)$	85,65	51,4
	$T_{\text{max}}/T_{\text{min}}$	5959,1	10162
5-массовая термодинамическая модель с исключенным узлом внутреннего воздуха	$R_{\text{cond}}(A)$	447,9	278,5
	$R_{\text{cond}}(\Lambda)$	68,9	34,6
	$T_{\text{max}}/T_{\text{min}}$	165,4	111,8
2-массовая термодинамическая модель	$R_{\text{cond}}(A)$	52,61	58,95
	$R_{\text{cond}}(\Lambda)$	10,62	13,43
	$T_{\text{max}}/T_{\text{min}}$	28,61	33,07

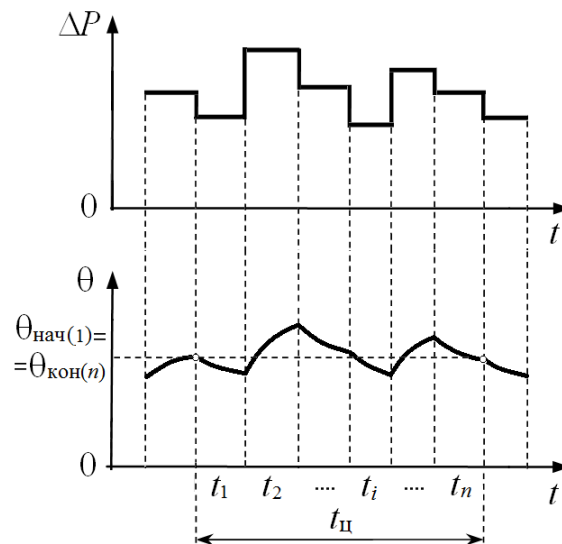


Рисунок 1.11 – Произвольный установившийся цикл работы электропривода

Так как $\theta_{\text{нач}(2)} = \theta_{\text{кон}(1)}$, то

$$\theta_{\text{кон}(2)} = (E - e^{A_2 t_2}) \theta_{\text{уст}(2)} + e^{A_2 t_2} (E - e^{A_1 t_1}) \theta_{\text{уст}(1)} + e^{A_1 t_1 + A_2 t_2} \theta_{\text{нач}(1)}; \quad (1.59)$$

$$\theta_{\text{кон}(3)} = (E - e^{A_3 t_3}) \theta_{\text{уст}(3)} + e^{A_3 t_3} \theta_{\text{нач}(3)}. \quad (1.60)$$

Поскольку $\theta_{\text{нач}(3)} = \theta_{\text{кон}(2)}$, то

$$\begin{aligned} \theta_{\text{кон}(3)} = & (E - e^{A_3 t_3}) \theta_{\text{уст}(3)} + e^{A_3 t_3} (E - e^{A_2 t_2}) \theta_{\text{уст}(2)} + \\ & + e^{A_2 t_2} e^{A_3 t_3} (E - e^{A_1 t_1}) \theta_{\text{уст}(1)} + e^{A_1 t_1} e^{A_2 t_2} e^{A_3 t_3} \theta_{\text{нач}(1)}. \end{aligned} \quad (1.61)$$

Аналогично для участка t_n :

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} &= (\mathbf{E} - e^{A_n t_n}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n)} + e^{A_n t_n} (\mathbf{E} - e^{A_{n-1} t_{n-1}}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n-1)} + \dots \\ &\dots + \prod_{i=2}^n e^{A_i t_i} (\mathbf{E} - e^{A_1 t_1}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(1)} + \prod_{i=1}^n e^{A_i t_i} \boldsymbol{\theta}_{\text{нач}(1)}. \end{aligned} \quad (1.62)$$

Если матрицы A_1, A_2, \dots, A_n коммутативны по умножению, что имеет место в случаях, когда $A_1 = A_2 = \dots = A_n$ (случай работы с неизменной скоростью), или можно полагать существование приближенного равенства (случай использования независимой вентиляции), то (1.62) можем представить следующим образом:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} &= (\mathbf{E} - e^{A_n t_n}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n)} + e^{A_n t_n} (\mathbf{E} - e^{A_{n-1} t_{n-1}}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n-1)} + \dots \\ &\dots + e^{\sum_{i=2}^n A_i t_i} (\mathbf{E} - e^{A_1 t_1}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(1)} + e^{\sum_{i=1}^n A_i t_i} \boldsymbol{\theta}_{\text{нач}(1)}. \end{aligned} \quad (1.63)$$

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} &= (\mathbf{E} - e^{A_n t_n}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n)} + e^{A_n t_n} (\mathbf{E} - e^{A_{n-1} t_{n-1}}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n-1)} + \dots \\ &\dots + e^{\sum_{i=2}^n A_i t_i} (\mathbf{E} - e^{A_1 t_1}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(1)} + e^{\sum_{i=1}^n A_i t_i} \boldsymbol{\theta}_{\text{нач}(1)}. \end{aligned}$$

Учитывая, что для установившегося цикла $\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = \boldsymbol{\theta}_{\text{нач}(1)}$, из (1.63) получим:

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = \left(\mathbf{E} - e^{\sum_{i=1}^n A_i t_i} \right)^{-1} \left[(\mathbf{E} - e^{A_n t_n}) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(n)} + \sum_{r=1}^{n-1} \left(e^{\sum_{i=r+1}^n A_i t_i} - e^{\sum_{i=r}^n A_i t_i} \right) \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(r)} \right]. \quad (1.64)$$

Разложим экспоненту e^{At} в ряд [120]:

$$e^{At} = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(At)^k}{k!}. \quad (1.65)$$

Применив разложение (1.65) к экспонентам со степенями $A_p t_p$ и $A_0 t_0$ в выражении (1.64), и, принимая во внимание только слагаемые, соответствующие линейной зависимости от t , можно выразить $\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}$ как

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} \cong \left(\sum_{i=1}^n \mathbf{A}_i t_i \right)^{-1} \sum_{i=1}^n \mathbf{A}_i t_i \boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(i)}. \quad (1.66)$$

Учитывая, что $\boldsymbol{\theta}_{\text{уст}(i)} = -A_i^{-1} F_i$, из (1.66) получим

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = - \left(\sum_{i=1}^n \mathbf{A}_i t_i \right)^{-1} \sum_{i=1}^n \mathbf{A}_i t_i \mathbf{A}_i^{-1} F_i = - \left(\sum_{i=1}^n \mathbf{A}_i t_i \right)^{-1} \sum_{i=1}^n \mathbf{F}_i t_i. \quad (1.67)$$

Обозначим:

$$\bar{A} = \left(\sum_{i=1}^n A_i t_i \right) / \sum_{i=1}^n t_i; \quad \bar{F} = \left(\sum_{i=1}^n F_i t_i \right) / \sum_{i=1}^n t_i. \quad (1.68)$$

С учетом (1.68) запишем выражение (1.67) в следующем виде:

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = -\bar{A}^{-1} \bar{F}. \quad (1.69)$$

Представим (1.69) как

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = -\left(C^{-1} \bar{\Lambda} \right)^{-1} \left(C^{-1} \Delta \bar{P} \right), \quad (1.70)$$

где обозначено $\bar{\Lambda} = C \bar{A}$; $\Delta \bar{P} = C \bar{F}$.

Преобразовав (1.70), можем записать:

$$\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = -(C \bar{\Lambda})^{-1} (C \Delta \bar{P}). \quad (1.71)$$

Перепишем соотношение (1.71) с учетом погрешностей параметров (δ_C , $\delta_{\bar{\Lambda}}$ и $\delta_{\Delta \bar{P}}$) и погрешности вычисления $\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}$ (δ_{θ}):

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} + \delta_{\theta} &= -\left[(C + \delta_C)(\bar{\Lambda} + \delta_{\bar{\Lambda}}) \right]^{-1} \left[(C + \delta_C)(\Delta \bar{P} + \delta_{\Delta \bar{P}}) \right] = \\ &= -\left(C \bar{\Lambda} + \delta_C \bar{\Lambda} + C \delta_{\bar{\Lambda}} + \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \right)^{-1} \left(C \Delta \bar{P} + \delta_C \Delta \bar{P} + C \delta_{\Delta \bar{P}} + \delta_C \delta_{\Delta \bar{P}} \right). \end{aligned} \quad (1.72)$$

Умножив оба сомножителя (1.72) на C^2 , получим:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} + \delta_{\theta} &= -\left(C^{-1} \bar{\Lambda} + \delta_C C^{-2} \bar{\Lambda} + C^{-1} \delta_{\bar{\Lambda}} + C^{-2} \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \right)^{-1} \times \\ &\times \left(C^{-1} \Delta \bar{P} + C^{-2} \delta_C \Delta \bar{P} + C^{-1} \delta_{\Delta \bar{P}} + C^{-2} \delta_C \delta_{\Delta \bar{P}} \right). \end{aligned} \quad (1.73)$$

Откуда

$$\begin{aligned} \left(C^{-1} \bar{\Lambda} + \delta_C C^{-2} \bar{\Lambda} + C^{-1} \delta_{\bar{\Lambda}} + C^{-2} \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \right) \delta_{\theta} &= \\ -\left(C^{-1} \Delta \bar{P} + C^{-2} \delta_C \Delta \bar{P} + C^{-1} \delta_{\Delta \bar{P}} + C^{-2} \delta_C \delta_{\Delta \bar{P}} \right) & \\ -\left(C^{-1} \bar{\Lambda} + \delta_C C^{-2} \bar{\Lambda} + C^{-1} \delta_{\bar{\Lambda}} + C^{-2} \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \right) \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}. & \end{aligned} \quad (1.74)$$

Учитывая, что $\bar{\Lambda} = C \bar{A}$ и $\Delta \bar{P} = C \bar{F}$, а также то, что диагональные матрицы коммутативны, преобразуем (1.74) к виду:

$$\begin{aligned} \bar{A} \delta_{\theta} + C^{-1} \delta_C \bar{A} \delta_{\theta} + C^{-1} \delta_{\bar{\Lambda}} \delta_{\theta} + C^{-2} \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \delta_{\theta} &= \\ -\bar{F} - C^{-1} \delta_C \bar{F} - C^{-1} \delta_{\Delta \bar{P}} - C^{-2} \delta_C \delta_{\Delta \bar{P}} - & \\ -\bar{A} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} - C^{-1} \delta_C \bar{A} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} - C^{-1} \delta_{\bar{\Lambda}} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} - C^{-2} \delta_C \delta_{\bar{\Lambda}} \boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}. & \end{aligned} \quad (1.75)$$

Пренебрежем слагаемыми высших порядков малости, содержащими произведения погрешностей двух или трех величин, а также учтем, что в соответствии с (1.69) $-\bar{A}\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)} = \bar{F}$. Это позволяет записать (1.75) в следующем виде:

$$\bar{A}\delta_{\theta} = -C^{-1}\delta_{\Delta\bar{P}} - C^{-1}\delta_{\bar{\Lambda}}\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}, \quad (1.76)$$

или

$$\delta_{\theta} = -\bar{A}^{-1}(C^{-1}\delta_{\Delta\bar{P}} + C^{-1}\delta_{\bar{\Lambda}}\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}). \quad (1.77)$$

Раскроем скобки в соотношении (1.77) и перейдем к нормам, что, в соответствии с неравенством треугольника, дает:

$$\|\delta_{\theta}\| \leq \|\bar{A}^{-1}\| \cdot \|C^{-1}\| \cdot \|\delta_{\Delta\bar{P}}\| + \|\bar{A}^{-1}\| \cdot \|C^{-1}\| \cdot \|\delta_{\bar{\Lambda}}\| \cdot \|\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\|. \quad (1.78)$$

Поскольку

$$\|\delta_{\Delta\bar{P}}\| = \frac{\|\delta_{\Delta\bar{P}}\|}{\|\Delta\bar{P}\|} \cdot \|\Delta\bar{P}\| = \frac{\|\delta_{\Delta\bar{P}}\|}{\|\Delta\bar{P}\|} \cdot \|\bar{A}C\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\| \leq \frac{\|\delta_{\Delta\bar{P}}\|}{\|\Delta\bar{P}\|} \cdot \|\bar{A}\| \cdot \|C\| \cdot \|\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\| \quad (1.79)$$

и

$$\|\delta_{\bar{\Lambda}}\| = \frac{\|\delta_{\bar{\Lambda}}\|}{\|\bar{\Lambda}\|} \cdot \|\bar{\Lambda}\| = \frac{\|\delta_{\bar{\Lambda}}\|}{\|\bar{\Lambda}\|} \cdot \|C\bar{A}\| \leq \frac{\|\delta_{\bar{\Lambda}}\|}{\|\bar{\Lambda}\|} \cdot \|C\| \cdot \|\bar{A}\| \cdot \|\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\|, \quad (1.80)$$

то выражение (1.78) можно переписать в следующем виде:

$$\frac{\|\delta_{\theta}\|}{\|\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\|} \leq \|\bar{A}^{-1}\| \cdot \|C^{-1}\| \cdot \frac{\|\delta_{\Delta\bar{P}}\|}{\|\Delta\bar{P}\|} \cdot \|\bar{A}\| \cdot \|C\| + \|\bar{A}^{-1}\| \cdot \|C^{-1}\| \cdot \frac{\|\delta_{\bar{\Lambda}}\|}{\|\bar{\Lambda}\|} \cdot \|C\| \cdot \|\bar{A}\|, \quad (1.81)$$

что, с учетом выражения для числа обусловленности дает:

$$\frac{\|\delta_{\theta}\|}{\|\boldsymbol{\theta}_{\text{кон}(n)}\|} \leq R_{\text{cond}}(\bar{A})R_{\text{cond}}(C) \left(\frac{\|\delta_{\Delta\bar{P}}\|}{\|\Delta\bar{P}\|} + \frac{\|\delta_{\bar{\Lambda}}\|}{\|\bar{\Lambda}\|} \right). \quad (1.82)$$

Формулы (1.56) и (1.82) нельзя применять для непосредственного расчета ошибки результата, они дают лишь оценку верхней границы ее возможных значений и применимы только при малых погрешностях, когда произведение относительной погрешности на число обусловленности остается меньше единицы. Поэтому они больше подходят для оценки влияния вычислительных погрешностей. Однако эти формулы позволяют сделать некоторые выводы на качественном уровне.

В оценке точности (1.82) для динамического режима присутствует произведение чисел обусловленности $R_{cond}(A)R_{cond}(C)$, при этом, даже отдельно взятое число $R_{cond}(A)$, как следует из таблицы 1.5, значительно больше числа $R_{cond}(\Lambda)$, присутствующего в оценке (1.56) для статического режима. Это значит, что результат расчета при моделировании динамических процессов может быть значительно чувствительнее к погрешностям вычислений, чем при расчетах в статике. Кроме того, из таблицы 1.5 видно, что представленные в ней числа обусловленности увеличиваются с увеличением размерности моделируемой системы, что негативно сказывается на точности расчета.

Для динамических расчетов пригодно лишь уравнение в форме (1.31). В этом случае большая кратность T_{max}/T_{min} (см. таблицу 1.5) приводит задачу расчета термодинамических процессов к так называемой «математически жесткой задаче». Такие задачи при использовании явных численных методов требуют для сохранения устойчивости численного процесса уменьшения шага интегрирования пропорционально T_{min} , в то время, как длительность всего процесса связана с величиной T_{max} . Это обстоятельство зачастую приводит к неприемлемой длительности прохождения интервала интегрирования. Одним из путей улучшения обусловленности матрицы системы может быть использование таких структурных преобразований ТДМ, при которых убираются узлы, имеющие наименьшие теплоемкости. Например, в ТДМ закрытого АД можно структурными преобразованиями исключить узел внутреннего воздуха, что практически на два порядка уменьшает число обусловленности матрицы системы $R_{cond}(A)$ и отношение T_{max}/T_{min} , как видно из таблицы 1.5. При использовании неявных численных методов настолько сильных требований к уменьшению шага интегрирования нет [121, 122]. Однако надо иметь в виду, что эти методы при приемлемой по скорости расчета величине шага и большой кратности T_{max}/T_{min} работают как фильтр – убирают из решения системы быстро изменяющиеся компоненты, что загроубляет решение и снижает его информационную ценность.

1.4.2. Влияние погрешностей задания исходных данных

Как было отмечено выше, для больших погрешностей, к которым можно отнести погрешности задания параметров термодинамической модели и погрешности расчета мощностей потерь в ее элементах, формулы оценки погрешности результата,

построенные на нормах матриц применять нельзя. В этих случаях следует использовать иные подходы для оценки влияния таких погрешностей на результат.

Для анализа влияния погрешностей задания параметров ТДМ на результаты расчета используем метод статистического эксперимента, принцип которого заключается в следующем. Создается термодинамическая модель, описываемая уравнением (1.18). К каждому элементу матриц C , Λ и $\Delta P'$ этой модели может быть добавлено слагаемое, величина которого имеет случайное значение, характеризуемое заданным законом распределения плотности вероятности, а также заданными величинами математического ожидания и среднего квадратичного отклонения (СКО). Таким образом получаем большое количество реализаций ТДМ, где каждая реализация имеет индивидуальные особенности. Это дает возможность установить взаимосвязь между статистическими характеристиками этой модели (например, установившейся температурой i -го узла и т.д.) и статистическими характеристиками параметров ТДМ.

На рисунке 1.12 показаны значения превышения температуры лобовых частей обмотки статора ($\tau_{1уст}$) для 10^3 реализаций ТДМ, основой для которой служит 5-массовая модель двигателя 4A100L4. Здесь случайной вариации подвергались тепловые проводимости при нормальном законе распределения аддитивной случайной добавки с нулевым математическим ожиданием и СКО ($\sigma_{\lambda_{ij}}$), равным 5% от значения соответствующей проводимости ($\lambda_{b,ij}$) базового варианта ТДМ. Среднее квадратичное отклонение для $\tau_{1уст}$ составило 3,42%.

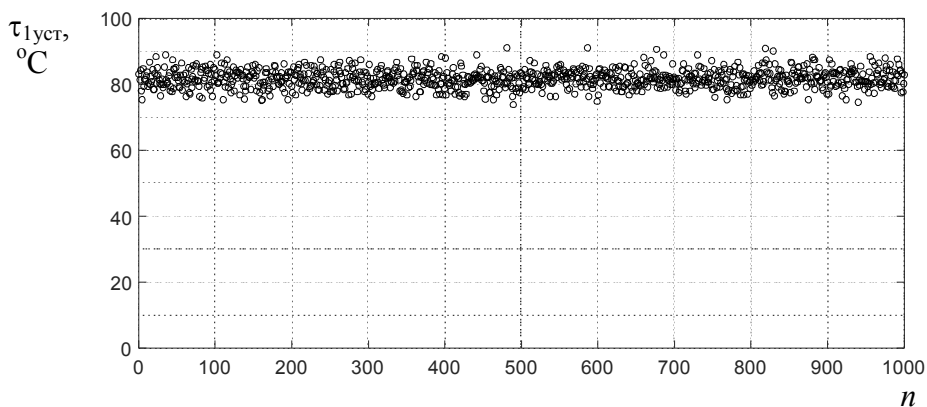


Рисунок 1.12 – График реализаций $\tau_{1уст}$ при $\sigma_{\lambda_{ij}}/\lambda_{b,ij}=0,05$
(по горизонтали – номер реализации)

Рисунок 1.13 показывает полученные методом статистического эксперимента (при 10^4 реализаций) зависимости величины СКО установившегося превышения температуры обмотки статора ($\sigma_{\tau 1}$) от величины СКО погрешностей задания тепловых проводимостей (σ_{λ}) и мощностей потерь ($\sigma_{\Delta P}$), а также при совместном действии обеих погрешностей (принято $\sigma_{\Delta P} = \sigma_{\lambda}$). Непрерывными линиями показана аппроксимация экспериментальных точек.

На рисунках 1.14 и 1.15 показаны полученные аналогичным образом зависимости величин СКО наименьшей ($\sigma_{T_{min}}$) и наибольшей ($\sigma_{T_{max}}$) постоянных времени от величины СКО погрешностей задания тепловых проводимостей (σ_{λ}) и теплоемкостей (σ_C), а также при совместном действии обеих погрешностей (принято $\sigma_C = \sigma_{\lambda}$).

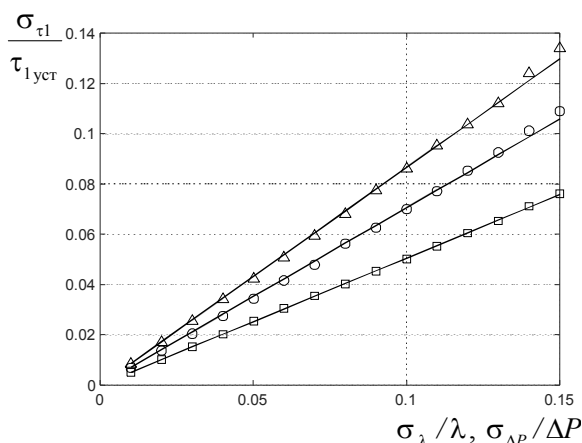


Рисунок 1.13 – Зависимость $\sigma_{\tau 1}$ от величины СКО тепловых проводимостей (o), мощностей потерь (□) и при совместном действии обоих факторов (Δ)

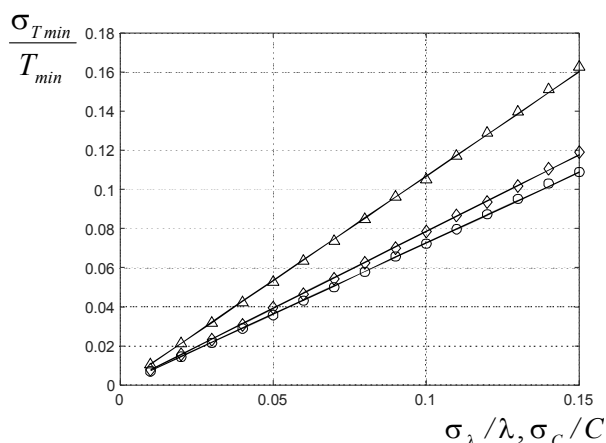


Рисунок 1.14 – Зависимость $\sigma_{T_{min}}$ от величины СКО тепловых проводимостей (o), теплоемкостей (◇) и при совместном действии обоих факторов (Δ)

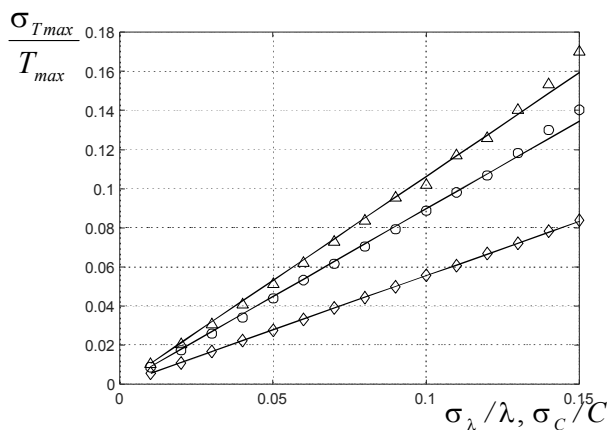


Рисунок 1.15 – Зависимость $\sigma_{T_{max}}$ от величины СКО тепловых проводимостей (o), теплоемкостей (◇) и при совместном действии обоих факторов (Δ)

Для оценки влияния погрешности задания параметров на результаты расчета в динамических режимах рассмотрим амплитуду колебаний температуры в простейшем установившемся цикле повторно-кратковременного режима работы, включающем два интервала – интервал работы (t_p) и интервал паузы (t_0). Температуры, а также матрицы A и F в уравнении (1.31), соответствующие этим интервалам, будем обозначать такими же индексами. Воспользуемся решением уравнения (1.31) в форме (1.33), записав его для интервалов t_p и t_0 :

$$\theta_{\text{кон}(p)} = \left(E - e^{A_p t_p} \right) \theta_{\text{уст}(p)} + e^{A_p t_p} \theta_{\text{нач}(p)}; \quad (1.83)$$

$$\theta_{\text{кон}(0)} = \left(E - e^{A_0 t_0} \right) \theta_{\text{уст}(0)} + e^{A_0 t_0} \theta_{\text{нач}(0)}. \quad (1.84)$$

С учетом того, что в установившемся цикле $\theta_{\text{нач}(0)} = \theta_{\text{кон}(p)}$ и $\theta_{\text{нач}(p)} = \theta_{\text{кон}(0)}$, из (1.83) и (1.84) не трудно получить:

$$\theta_{\text{кон}(p)} = \left(e^{A_p t_p} e^{A_0 t_0} - E \right)^{-1} \left(E - e^{A_p t_p} \right) \left(A_p^{-1} F_p - A_0^{-1} F_0 \right) - A_0^{-1} F_0; \quad (1.85)$$

$$\theta_{\text{кон}(0)} = \left(e^{A_0 t_0} e^{A_p t_p} - E \right)^{-1} \left(E - e^{A_0 t_0} \right) \left(A_0^{-1} F_0 - A_p^{-1} F_p \right) - A_p^{-1} F_p. \quad (1.86)$$

По выражениям (1.85) и (1.86) найдем вектор амплитуд колебаний температур узлов модели в цикле как

$$\Delta \theta = \theta_{\text{кон}(p)} - \theta_{\text{кон}(0)}. \quad (1.87)$$

На рисунке 1.16 показаны полученные методом статистического эксперимента (при 10^4 реализаций) зависимости величины СКО амплитуды колебаний температуры обмотки статора ($\sigma_{\Delta \theta 1}$) от продолжительности цикла ПКР при случайных отклонениях величин тепловых проводимостей, теплоемкостей и мощностей потерь, а также при совместном действии всех этих факторов. Графики на рис. 1.16 приведены для продолжительности включения в цикле 50%, отсутствии потерь в машине на интервале паузы, одинаковых значениях тепловых проводимостей в пределах цикла, $\sigma_{\Delta p} = \sigma_C = \sigma_\lambda = 0,05$, при мощности потерь на рабочем участке, соответствующих номинальному режиму работы.

Из рисунка 1.16 следует, что при малой продолжительности цикла вариации тепловых проводимостей практически не влияют на амплитуду колебаний темпера-

туры, наибольшую роль в этом случае играют величины теплоемкостей и мощностей потерь. Это объясняется тем, что при продолжительности выделения потерь порядка нескольких секунд изменение температуры обмотки происходит почти по адиабатическому закону. При больших продолжительностях цикла влияние вариаций тепловых проводимостей увеличивается, а влияние вариаций теплоемкостей снижается. На рисунке 1.16 хорошо видно, что при суммарном действии отклонений всех параметров, относительная величина СКО результата намного меньше суммы относительных СКО параметров.

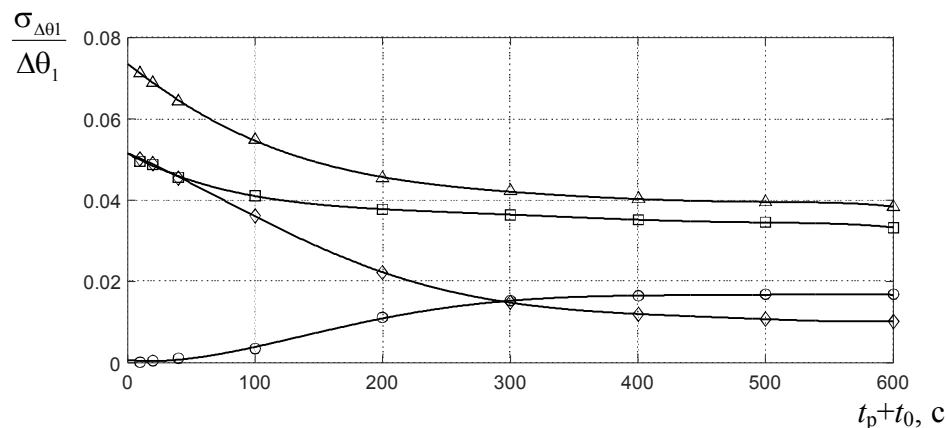


Рисунок 1.16 – Зависимость $\sigma_{\Delta\theta_1}$ от продолжительности цикла ПКР при вариациях тепловых проводимостей (○), мощностей потерь (□), теплоемкостей (◇) и при совместном действии всех факторов (Δ)

На рисунке 1.17 представлена гистограмма распределения величин установившегося значения превышения температуры лобовых частей обмотки статора ($\tau_{1\text{уст}}$) для 10^4 реализаций 5-массовой термодинамической модели двигателя 4A100L4 при задании равномерного закона распределения некоррелированных погрешностей тепловых проводимостей и мощностей потерь (для всех погрешностей заданы пределы изменения $\pm 0,05$ о.е.). Здесь видно, что закон распределения $\tau_{1\text{уст}}$ весьма близок к нормальному с математическим ожиданием $\bar{\tau}_{1\text{уст}} = 81,74$ °С и средним квадратичным отклонением $\sigma_{\tau_1} = 1,967$ °С. Это объясняется усреднением влияния достаточно большого числа факторов (в данном случае их 13). Из центральной предельной теоремы теории вероятностей следует, что если результат наблюдения представляет собой сумму воздействий большого количества случайных слабо связанных между собой факторов, ни один из которых не является доминирующим, то при увеличении числа этих факторов закон распределения результата стремится к нормальному.

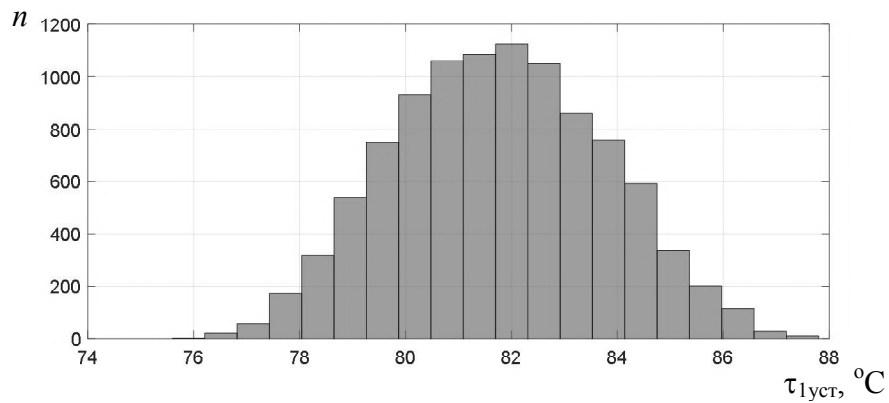


Рисунок 1.17 – Гистограмма распределения величин установившегося значения превышения температуры лобовых частей обмотки в 5-массовой модели двигателя 4A100L4 для 10^4 реализаций

Поскольку при равномерном законе распределения аддитивных добавок к параметрам модели закон распределения результата здесь близок к нормальному, можно сделать вывод о том, что структура термодинамической модели при достаточно большом числе узлов «усредняет» влияние погрешностей определения параметров. Вследствие этого происходит частичная взаимная компенсации влияния погрешностей задания параметров на результат. Этим объясняется то, что СКО величины, являющейся результатом расчета термодинамической модели, оказывается меньше суммы СКО параметров этой модели. Тот факт, что совокупное влияние различных факторов приводит к распределению установившейся температуры обмотки статора, близкому к нормальному, далее будет полезен при анализе влияния индивидуальных различий в значениях температуры обмотки двигателей из-за отклонений в технологии изготовления и в характеристиках использованных материалов на срок выработки термического ресурса изоляции обмотки.

1.5. ВЫВОДЫ по главе 1.

1. Получено обобщенное математическое описание термодинамической модели электрической машины для произвольного количества узлов и охлаждающих сред и показано, что введение учета зависимости мощности потерь в узлах ТДМ от температуры, при линейной (или линеаризованной) связи этих величин, не изменяет свойство линейности модели.

2. Показано, что при учете температурной зависимости мощности потерь в узлах ТДМ возможна ситуация неограниченного увеличения температуры узлов без выхода на установившийся уровень и аналитически определены условия возникновения этой ситуации.

3. Проведена количественная оценка влияния температурной зависимости мощности потерь при моделировании нагрева АД и показана важность учета этого явления при построении ТДМ. Например, при работе с нагрузкой в 40%...80% от номинальной ошибка расчета установившегося превышения температуры при игнорировании температурной зависимости потерь оказывается неприемлемо большой (30%...50% и более).

4. Проведен анализ влияния температурной зависимости теплоемкостей и тепловых проводимостей ТДМ электрической машины и показано, что температурную зависимость этих параметров для меди и алюминия в большинстве случаев можно не учитывать (погрешность менее 2%...5%), в то время, как игнорирование температурной зависимости теплопроводностей воздуха и стали, а также теплоемкости Fe-содержащих элементов машины может приводить к заметным ошибкам при моделировании работы электропривода в режимах, когда температуры элементов ТДМ на отдельных интервалах работы существенно превышают величины, соответствующие номинальному режиму. Так, теплопроводность электротехнической стали уменьшается на 20...25% при увеличении температуры на 40°C.

5. Анализ обобщенной термодинамической модели показал, что число обусловленности матрицы системы ТДМ может оказывать существенное влияние на требования к вычислительным ресурсам, определяя величину шага интегрирования. Показано, что это число обусловленности зависит от количества узлов ТДМ и может быть уменьшено за счет снижения размерности решаемой системы путем структурных преобразований (например, исключение узла внутреннего воздуха в ТДМ закрытого АД уменьшает число обусловленности практически на два порядка).

6. Анализ влияния погрешности задания исходных данных для ТДМ показал, что происходит частичная взаимная компенсации воздействия этих погрешностей — СКО погрешности результата расчета меньше, чем сумма СКО погрешностей параметров.

2. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ДВУХМАССОВОЙ ТДМ АД И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЕЕ ПАРАМЕТРОВ

В главе обоснован рациональный уровень сложности (подробности) и структуры ТДМ АД для задач электропривода, выполнен анализ математического описания взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ АД с учетом особенностей двигателей закрытого и защищенного исполнения, получены аналитические соотношения для расчета параметров этой модели.

2.1. Анализ тепловых схем асинхронных двигателей

Известны достаточно подробные тепловые схемы асинхронных двигателей, которые могут быть использованы для построения термодинамических моделей. Например, для АД защищенного исполнения используются тепловые схемы, содержащие 15 узлов при радиальной и 23 узла при аксиальной вентиляции [107]. Для закрытого АД с аксиальной вентиляцией существуют схемы, содержащие 25-30 узлов [123]. Такие подробные схемы используются в основном на этапе конструирования двигателя [107], когда имеется достаточно полная информация о его элементах, позволяющая рассчитать параметры схемы относительно точно.

В практике электропривода построение ТДМ АД в основном ориентировано на задачи, связанные с оценкой оптимальности выбора двигателя для некоторого цикла работы с точки зрения его теплового состояния. Это задачи, связанные с расчетом температуры обмоток двигателя, которые могут быть решены при использовании ТДМ с меньшим количеством узлов. Достаточную точность расчета средних температур обмоток дают простые тепловые схемы из 4-6 узлов [107]. Для параметрирования ТДМ с небольшим количеством узлов требуется меньший объем исходной информации. Кроме того, с целью уменьшения влияния на результаты расчетов погрешностей, а главное, для получения приемлемой с практической точки зрения продолжительности расчета при моделировании термодинамических процессов, целесообразно уменьшать число обусловленности за счет снижения размерности решаемой системы. Этого можно добиться за счет редуцирования многоэлементной

схемы ТДМ электрической машины до упрощенной, содержащей меньшее количество узлов, путем преобразований такой схемы.

При редуцировании многоэлементной ТДМ возникает проблема, связанная с корректностью отнесения элементов сложной схемы к тем или иным узлам упрощенной. Эта проблема группировки элементов должна решаться на основе анализа тепловых потоков внутри машины, и, соответственно, тепловых взаимосвязей между элементами тепловой схемы, которые зависят от используемого способа охлаждения двигателя. Рассмотрим способы охлаждения для асинхронных двигателей. Анализ литературных источников [124–129] и материалов предприятий-производителей АД [105, 130–138] показывает следующее.

Низковольтные двигатели закрытого исполнения. В наибольшей части низковольтных общепромышленных асинхронных двигателей со степенью защиты IP44, IP54 и IP55 применяется способ охлаждения IC0141 по ГОСТ 20459 (IC411 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21) – самовентиляция от укрепленного на валу двигателя вентилятора. В частности к таким двигателям относятся известные общепромышленные двигатели серий 4А, 5А, 6А, АИР, АИРМ, АИС, АД [124, 126, 127], двигатели МО (IP44, IP54) [125]. Способ охлаждения IC0141 (IC411) применяется и в значительной части низковольтных взрывозащищенных двигателей, например АИУ, АИМС (IP54) [125], 1ВАОРВ, 1ВАО-280, 315 с номинальной мощностью (P_N) 55-315 кВт (IP54) [132], ВА (IP54) с высотой оси вращения (h) 80-280 мм [130]. Этот способ охлаждения используется также в крановых двигателях серий ДМТФ, ДМТН, АМТФ, АМТН, МТИ, МТФ, МТН, 4МТМ, 4МТН, ДМТКФ, МТКН, ДМТКН, АМТКФ, АМТКН, МТКИ, МТКФ, МТКН, 4МТКМ (IP44) [136], в крановых электродвигателях для применения с преобразователями частоты серии АМТК-Ф с $h=112-355$ мм (IP54) [133], в мощных краново-металлургических электродвигатели серии АФ с $P_N=500-1000$ кВт, (IP54) [134], в рольганговых электродвигателях для применения с преобразователями частоты серии АР(К)-АФ с $h=112-355$ мм (IP55) [135].

В части низковольтных асинхронных двигателей применяется способ охлаждения IC0041 по ГОСТ 20459 (IC410 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21) – естественное охлаждение двигателя за счет теплоотдачи с собственной поверхности. К та-

ким двигателям относятся, например, частотно-регулируемые двигатели для станочных приводов 4А...Б2П...ПБ с $h=90-160$ мм (IP44) [124], двигатели АИР с $h=45$ мм (IP44) [124], взрывозащищенные двигатели АИМА-М (IP54) [125], рольганговые двигатели АР, АРМ, АРМК (IP54) [138].

Способ охлаждения IC0151 по ГОСТ 20459 (закрытая машина, имеющая корпус с трубами для прохода воздуха, с наружным и внутренним вентиляторами) применяется во взрывозащищенных двигателях 1ВАОРВ, 1ВАО 280, 315 с $P_N=55-315$ кВт (IP54) [132], а также в двигателях общепромышленной серии АИР с $h=280-355$ мм (IP44) [124], в двигателях для привода вентиляторов, воздуходувок, насосов серии АОДН с $P_N=132-315$ кВт (IP54) [132].

Способ охлаждения IC0161 по ГОСТ 20459 (закрытая машина, где вместо обдува поверхности применяются пристроенные воздухо-воздушные охладители [139]) применяется в двигателях для частотно-регулируемых приводов с вентиляторной характеристикой серии АДЧР с $P_N=250-1000$ кВт (IP44) [132], и с постоянным моментом на валу серии АДПМ с $P_N=250-630$ кВт (IP44) [132].

Выпускаются асинхронные двигатели со способом охлаждения IC416 (по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21) – независимая вентиляция от пристроенного вентилятора. К таким двигателям относятся, например, частотно-регулируемые крановые и краново-металлургические двигатели со степенью защиты IP54 серий АМТК-Ф с $h=112-355$ мм [133], АФ с $P_N=500-1000$ кВт [134], МТКН(Ф) и 4МТКМ(Ф) [138].

Выпускаются также асинхронные двигатели со степенью защиты IP44, в которых используется способ охлаждения IC37 по ГОСТ 20459 – охлаждение вентилятором с приводным двигателем, не установленным на машине, с подводящей и отводящей трубами. К двигателям с таким способом охлаждения относятся, в частности, взрывозащищенные двигатели А2КП с $P_N=160$ кВт и АДКП с $P_N=75, 90$ кВт [132].

Низковольтные двигатели защищенного исполнения. В наибольшей части низковольтных общепромышленных асинхронных двигателей защищенного исполнения применяется способ охлаждения IC01 по ГОСТ 20459 (IC01 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21) – самовентиляция от укрепленного на валу двигателя венти-

лятора. В частности к таким двигателям относятся общепромышленные двигатели серий 4АН, 5АН, 5АНМ, АИР со степенью защиты IP23 [124, 131], а также некоторые специализированные двигатели, например, для флота 4АН...ОМ с $h=160-250$ мм (IP23) [124], для приводов насосов и вентиляторов ДАН с $P_N=160-315$ кВт (IP23) [132]. Также способ охлаждения IC01 применяется и для защищенных асинхронных двигателей со степенью защиты IP10, таких, как лифтовые двигатели 4АН...НЛБ с $h=160-250$ мм (IP10) [124], двигатели для приводов компрессоров ДАСК с $P_N=315$ кВт и АСК с $P_N=200, 220$ кВт [132].

Способ охлаждения IC03 по ГОСТ 20459 – охлаждение пристроенным вентилятором, приводной двигатель которого питается от зажимов охлаждаемой машины. Этот способ охлаждения применяется в двигателях для привода лифтов 5АН160, 5АН180, АНП, 5АН200, 5АН225 (IP10) [130].

Способ охлаждения IC26 по ГОСТ 20459 – охлаждение пристроенным вентилятором с приводным двигателем, установленным на охлаждаемой машине и питаемым независимо от нее с поступлением воздуха от машины в отводящую трубу. Такой способ охлаждения используется в двигателях для привода лифтов 4АФ...НЛБ с $h=160-250$ мм (IP10) [124] и 5АФ с $h=200, 225$ (IP10) [130].

Высоковольтные двигатели закрытого исполнения. В высоковольтных двигателях закрытого исполнения широко используется способ охлаждения IC0161 по ГОСТ 20459. Это двигатели общепромышленного и специализированного назначения: ДАЗО4 с $P_N=200-2000$ кВт (IP44, IP54), ДАЗ-М с $P_N=1250-2500$ кВт (IP43), АОД с $P_N=315-2000$ кВт (IP44), АЗО с $P_N=200-1250$ кВт (IP44), АО с $P_N=625-5600$ кВт (IP44) [105]. Способ охлаждения IC0151 используется в двигателях для приводов насосов и вентиляторов АОВМ, АОМ с $P_N=160-315$ кВт (IP54) [132] и взрывозащищенных двигателях 1ВАО-450 с $P_N=200-400$ кВт, 1ВАО-560 с $P_N=800$ кВт (IP54) [132]. Также выпускаются высоковольтные закрытые двигатели со способом охлаждения IC37, например АЗ, АП 12 и 13 габаритов с $P_N=250-1000$ кВт (IP44) [105].

Высоковольтные двигатели защищенного исполнения. Высоковольтные асинхронные двигатели защищенного исполнения выпускаются в основном с использованием способа охлаждения IC01. Это, например, двигатели со степенью защиты

IP23: А4 с $P_N=315-1000$ кВт, АРМ и АРМС с $P_N=315-1000$ кВт, ДАВ с $P_N=200-315$ кВт, ДАЭ с $P_N=250$ кВт, ДВАН с $P_N=500-1250$ кВт [132].

Двигатели с воздушно-водяным охлаждением. В некоторых мощных высоковольтных асинхронных двигателях используются способы охлаждения с двумя охлаждающими средами – воздухом и водой. Это двигатели как защищенного исполнения (IP23), например, АЗМ и АЗМС с $P_N=315-1000$ кВт, со способом охлаждения ICW37A71 [105], так и закрытые двигатели (IP44), такие, как АЗ-3000-10-1000УХЛ4 с $P_N=3000$ кВт и АСЗ-3150-10-375УХЛ4 с $P_N=3150$ кВт, в которых используется способ охлаждения ICW37A97 и АНЗ2-18-66-12Т3 с $P_N=1600$ кВт и способом охлаждения ICW37A91 [105].

Анализ приведенной выше информации по используемым в АД способам охлаждения позволяет выделить наиболее часто встречающиеся варианты:

- Для двигателей закрытого исполнения это способы охлаждения IC0041, IC0141, IC0151, IC0161, а также IC37 по ГОСТ 20459 (IC410, IC411, IC416 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21);

- Для двигателей защищенного исполнения это способы охлаждения IC01, IC03, IC26 по ГОСТ 20459.

Перечисленные способы охлаждения охватывают абсолютное большинство низковольтных, а также наибольшую часть высоковольтных АД, как закрытого, так и защищенного исполнения. Отметим, что для мощных высоковольтных АД, где используются способы охлаждения с двумя тепловыми носителями (вода-воздух), термодинамические схемы следует составлять индивидуально для каждой подобной машины, с учетом особенностей ее конструкции, определяющих тепловые потоки.

В [96, 97, 106, 140] выполнен подробный анализ взаимосвязей элементов асинхронного двигателя через тепловые потоки. С учетом представленных в этих источниках данных по тепловым связям между элементами конструкции двигателей сформируем упрощенные термодинамические схемы АД при различных способах охлаждения в виде, представленном на рисунке 2.1. При построении этих термодинамических схем приняты следующие допущения:

- Пренебрегаем изменением температуры в аксиальном направлении в пределах пазовой части обмотки статора, стали статора и в роторе, так как это изменение температуры несущественно для задачи группировки элементов двигателя в узлы упрощенной тепловой схемы;

- По этой же причине пренебрегаем изменением температуры охлаждающего потока для схем двигателей закрытого исполнения.

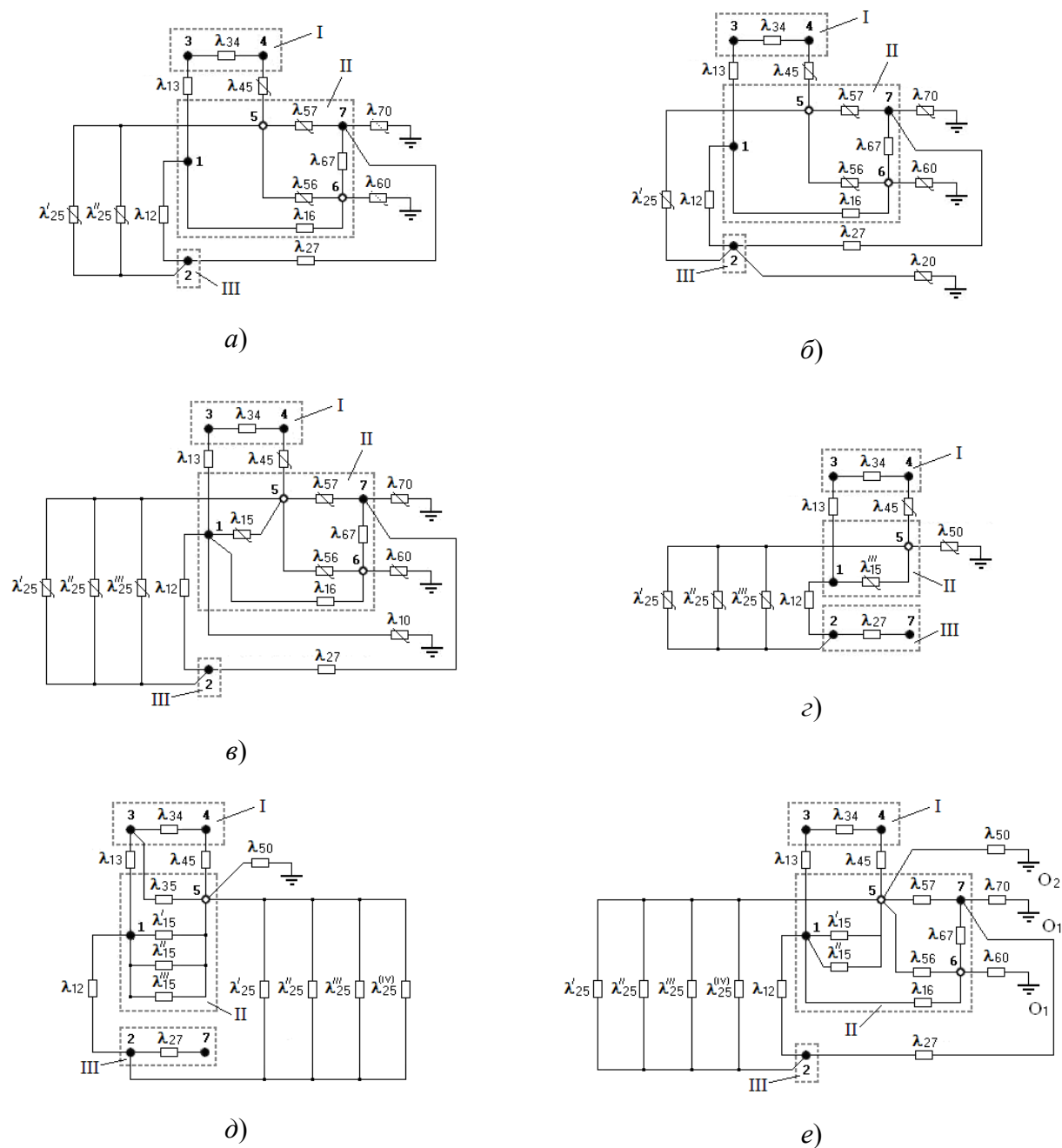


Рисунок 2.1 – Упрощенные термодинамические схемы АД

На рисунке 2.1 обозначено: *a* – схема АД (IP44, IP54, IP55) для способов охлаждения IC0041, IC0141 и IC0641 по ГОСТ 20459 (IC410, IC411, IC416 по IEC 34.6 и AS 1359.21); *б* – схема АД (IP44, IP54) для способа охлаждения IC0151 (по ГОСТ 20459); *в* – схема АД (IP43, IP44, IP54) для способа охлаждения IC0161 по ГОСТ 20459); *г* – схема АД (IP10, IP23) для способа охлаждения IC01 (по ГОСТ 20459); *д* – схема АД (IP10, IP23) для способов охлаждения IC03, IC26 (по ГОСТ 20459); *е* – схема АД (IP44, IP54) для способа охлаждения IC37 (по ГОСТ 20459).

Черными кружками на рисунке 2.1 показаны узлы тепловой схемы, где происходит выделение греющих потерь, белыми кружками – узлы, где не происходит выделения греющих потерь. Цифрами обозначены: 1 – пакет статора; 2 – ротор; 3 – пазовые части обмотки статора; 4 – лобовые части обмотки статора; 5 – внутренний воздух; 6 – обдуваемая станина; 7 – подшипниковые щиты. Римскими цифрами указаны номера узлов упрощенной тепловой схемы, получаемой в результате редуцирования.

Обозначения тепловых проводимостей на рисунке 2.1: λ_{10} – между пакетом статора и охлаждающей средой; λ_{12} – между сердечниками статора и ротора через воздушный зазор; λ_{13} – от меди обмотки статора к сердечнику статора через изоляцию пазовой части обмотки; λ_{15} – от пакета стали статора к внутреннему воздуху; λ_{16} – от стали статора к станине; λ_{20} – от ротора к охлаждающему воздуху (через аксиальные каналы при продуваемом пакете ротора); λ'_{25} – от лобовых частей беличьей клетки к внутреннему воздуху; λ''_{25} – от ротора к внутреннему воздуху через вал; λ'''_{25} – от аксиальных вентиляционных каналов ротора к внутреннему воздуху; $\lambda_{25}^{(iv)}$ – от радиальных вентиляционных каналов ротора (при их наличии) к внутреннему воздуху; λ_{27} – от активной части ротора к подшипникам через вал; λ_{34} – между пазовыми и лобовыми частями обмотки статора в аксиальном направлении; λ_{35} – от пазовой части обмотки статора к охлаждающему воздуху через радиальные каналы статора; λ_{45} – от лобовых частей обмотки статора к внутреннему воздуху; λ_{50} – от воздуха внутри машины в окружающую среду (для двигателей защищенного исполнения); λ_{56} – от внутреннего воздуха к станине; λ_{57} – от внутреннего воздуха к подшипнико-

вым щитам; λ_{60} – от обдуваемой поверхности станины к охлаждающему воздуху; λ_{67} – между станиной и подшипниковыми щитами; λ_{70} – от подшипниковых щитов к охлаждающему воздуху.

Тепловые проводимости, изображенные на схемах перечеркнутыми, имеют переменные значения, зависящие от скорости вращения двигателя. Проводимости, перечеркнутые пунктиром на рисунке 2.1, существенно зависят от скорости двигателя при схеме охлаждения IC0141 по ГОСТ 20459 (IC411 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21) из-за обдува станины наружным вентилятором на валу двигателя и остаются практически неизменными при способах охлаждения IC0041, IC0641 по ГОСТ 20459 (IC410, IC416 по стандартам IEC 34.6 и AS 1359.21).

Поскольку при способе охлаждения IC37 подаваемый вентилятором охлаждающий воздух поступает в машину и отводится через трубы, он может иметь температуру, существенно отличающуюся от температуры окружающей машину среды, поэтому на рисунке 2.1,*e* обозначены две базы: O_1 – окружающая машину среда; O_2 – охлаждающий воздух, подаваемый вентилятором через подводящую и отводящую трубы. Для схем на рисунках 2.1,*a*–2.1,*d* принята единственная база – окружающая машину среда.

Схемы на рисунке 2.1 приведены для АД с короткозамкнутым ротором, так как принято во внимание, что в современной практике электропривода асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором находят значительно более широкое применение, чем двигатели с фазным ротором. Кроме того с распространением частотного регулирования скорости область применения короткозамкнутых двигателей становится все более широкой. В случае построения ТДМ для АД с фазным ротором изменениям подвергнется лишь фрагмент схемы, соответствующий ротору двигателя. На рисунке 2.2 показан этот фрагмент. Здесь обозначено: $2п$ – пазовые части обмотки ротора; $2л$ – лобовые части обмотки ротора; $2с$ – сталь сердечника ротора; $\lambda_{2п2с}$ – тепловая проводимость от меди обмотки ротора к сердечнику ротора через изоляцию пазовой части обмотки; $\lambda_{2п2л}$ – тепловая проводимость обмотки ротора в аксиальном направлении; $\lambda_{2л5}$ – тепловая проводимость от лобовых частей обмотки ротора к внутреннему воздуху. Остальные обозначения тепловых проводимостей совпа-

дают с обозначениями, использованными на рисунке 2.1. Фрагмент схемы на рисунке 2.2 представлен в обобщенном виде, пригодном как для АД как закрытого, так и защищенного исполнения при использовании различных способов охлаждения. В зависимости от исполнения двигателя и используемого способа охлаждения в термодинамической модели могут присутствовать разные наборы тепловых проводимостей из числа λ''_{25} , λ'''_{25} и $\lambda^{(IV)}_{25}$. Эти тепловые проводимости, а также $\lambda_{2л5}$ и λ_{20} показанные на рисунке 2.2, могут являться или не являться функциями скорости вращения ротора в зависимости от исполнения двигателя и используемого способа охлаждения (см. рисунок 2.1).

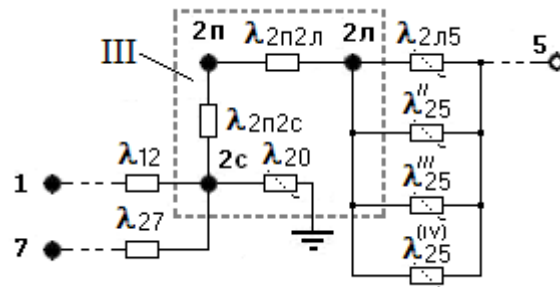


Рисунок 2.2 – Фрагмент упрощенной ТДМ АД с фазным ротором

Рассмотренные термодинамические схемы, построенные на основе учета тепловых потоков, позволяют сформулировать следующие рекомендации относительно компоновки узлов для дальнейшего упрощения ТДМ. Например, при формировании ТДМ, содержащей три узла целесообразно руководствоваться следующими принципами компоновки:

1. Во всех случаях в состав первого узла ТДМ (обозначен цифрой I на рисунке 2.1) включаются только пазовые и лобовые части обмотки статора. Это обусловлено тем, что именно обмотка статора двигателя является наиболее критичной частью АД с точки зрения нагрева.

2. В состав второго узла ТДМ (обозначен цифрой II на рисунке 2.1) включаются следующие элементы двигателя: для схем охлаждения IC0041, IC0141 IC0151, IC0161 и IC37 – пакет статора, обдуваемая станина и подшипниковые щиты (если пренебречь теплоемкостью внутреннего воздуха из-за ее малости); для схемы охла-

ждения IC01, IC03, IC26 – только пакет статора (теплоемкостью внутреннего воздуха пренебрегаем).

3. В состав третьего узла ТДМ (обозначен цифрой III на рисунке 2.1) включаются следующие элементы двигателя: для схем охлаждения IC0041, IC0141, IC0151, IC0161 и IC37 – только ротор; для схемы охлаждения IC01, IC03, IC26 – ротор и подшипниковые щиты.

2.2. Уравнения двухмассовой ТДМ АД

Для практического применения термодинамической модели АД необходимо определить ее параметры. В случае подробной модели, включающей в себя много греющихся масс, для расчета ее параметров требуется весьма обширная информация о двигателе, его конструктивных особенностях и используемых материалах. Такая информация, как правило, доступна только специалистам, занимающимся проектированием электрических машин. Специалисты, работающие в области электропривода и сталкивающиеся с необходимостью использования таких ТДМ для проверки теплового состояния АД в ходе проектирования или эксплуатации электропривода, в большинстве случаев не имеют доступа в полном объеме к информации, необходимой для расчета параметров сколько-нибудь сложной термодинамической модели. Кроме того, часто информация, имеющаяся в распоряжении этих специалистов, имеет приближенный характер. В то же время, как было выявлено в главе 1, при увеличении подробности ТДМ растет число обусловленности матрицы системы уравнений этой модели.

Изложенное выше позволяет сделать вывод о том, что для задач электропривода особое значение в практическом плане приобретает двухмассовая ТДМ АД, в которой узлы II и III (см. рисунок 2.1), в общем случае, объединены в один узел. Такая модель требует наименьшего объема информации для определения своих параметров (не считая одномассовой модели), но, в отличие от одномассовой модели, позволяет значительно точнее воспроизводить динамику температуры наиболее критичных к нагреву частей АД, за счет выделения их в отдельный узел. Этот вывод определяет необходимость и важность особого рассмотрения свойств двухмассовой

ТДМ АД и способов определения ее параметров при ограниченном объеме информации о внутренних параметрах двигателя.

Вследствие относительной простоты двухмассовой ТДМ целесообразно рассматривать ее применительно к случаю машины с одной охлаждающей средой. Это дает возможность воспользоваться уравнением (1.18), для которого при $n=2$ получим:

$$\Delta P' = \begin{bmatrix} \Delta P'_1 \\ \Delta P'_2 \end{bmatrix}; \quad \theta = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} C_1 & 0 \\ 0 & C_2 \end{bmatrix}; \quad \Lambda = \begin{bmatrix} -\lambda_{11} & \lambda_{12} \\ \lambda_{21} & -\lambda_{22} \end{bmatrix},$$

что позволяет записать следующую систему дифференциальных уравнений в скалярной форме:

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\theta_1}{dt} + \lambda_{11} \theta_1 - \lambda_{12} \theta_2 = \Delta P'_1; \\ C_2 \frac{d\theta_2}{dt} - \lambda_{21} \theta_1 + \lambda_{22} \theta_2 = \Delta P'_2. \end{cases} \quad (2.1)$$

В (2.1) обозначено: C_1 и C_2 – теплоемкости элементов, отнесенных к первому и второму узлам ТДМ; $\Delta P'_1$ и $\Delta P'_2$ – мощности потерь в этих узлах; θ_1 и θ_2 – температуры соответствующих узлов; λ_{12} – тепловая проводимость между первым и вторым узлом (здесь полагаем, что $\lambda_{21} = \lambda_{12}$).

Величины λ_{11} и λ_{22} в (2.1) при одной охлаждающей среде ($m=1$) определяются в соответствии с выражением (1.27) как

$$\lambda_{11} = \lambda_{10} + \lambda_{12} - \sum_{l=1}^{s_1} \Delta P_{baz.1(l)} k_{\theta 1(l)}, \quad (2.2)$$

$$\lambda_{22} = \lambda_{20} + \lambda_{12} - \sum_{l=1}^{s_2} \Delta P_{baz.2(l)} k_{\theta 2(l)}, \quad (2.3)$$

где λ_{10} и λ_{20} – тепловые проводимости от первого и второго узла модели в охлаждающую среду.

Поскольку в практическом плане наибольший интерес представляет нагрев изолированных обмоток, то в этой схеме в качестве узла 1 будем рассматривать обмотку статора АД, а узел 2 в этом случае имитирует суммарное влияние прочих элементов двигателя.

При рассмотрении обмотки статора как единого в термодинамическом отношении объекта $s_1=1$, поэтому из (2.2) получаем

$$\lambda_{11}=\lambda_{10}+\lambda_{12}-\Delta P_{baz.1}k_{\theta 1}, \quad (2.4)$$

где $\Delta P_{baz.1}$ – мощность потерь в обмотке статора, а $k_{\theta 1}$ – температурный коэффициент сопротивления меди обмотки статора.

При включении ротора в состав второго узла двухмассовой ТДМ, в качестве величины $\Delta P_{baz.2(l)}$ будет выступать мощность потерь в обмотке ротора ($\Delta P_{baz.2r}$). Если рассматривать обмотку ротора как единственный источник потерь в составе второго узла модели, мощность которого будет зависеть от температуры, тогда $s_2=1$, и из (2.3) запишем:

$$\lambda_{22}=\lambda_{10}+\lambda_{12}-\Delta P_{baz.2r}k_{\theta 2r}, \quad (2.5)$$

где $k_{\theta 2r}$ – температурный коэффициент сопротивления материала обмотки ротора (алюминий или медь).

Мощность потерь в первом узле модели определяется только потерями в обмотке статора, поэтому из (1.26) получим:

$$\Delta P_1'=\Delta P_{baz.1}(1-k_{\theta 1}\theta_{baz.1})+\theta_0\lambda_{10}. \quad (2.6)$$

Суммарная мощность потерь во втором узле ТДМ зависит в общем случае от нескольких источников, поэтому, если ротор введен в состав узла 2, величина $\Delta P_2'$ определяется как

$$\Delta P_2'=\Delta P_{baz.2r}(1-k_{\theta 2r}\theta_{baz.2r})+\Delta P_{st.s}+\Delta P_{st.r}+\Delta P_{доб}+\Delta P_{мех}+\theta_0\lambda_{20}, \quad (2.7)$$

где $\Delta P_{st.s}$, $\Delta P_{st.r}$, $\Delta P_{доб}$ и $\Delta P_{мех}$ – мощности потерь в стали статора, стали ротора, добавочные и механические, соответственно.

Аналогично, воспользовавшись (1.22), запишем систему уравнений для пре-
вышенных температур узлов над температурой окружающей среды:

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + \lambda_{11}\tau_1 - \lambda_{12}\tau_2 = \Delta P_1''; \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} - \lambda_{21}\tau_1 + \lambda_{22}\tau_2 = \Delta P_2''. \end{cases} \quad (2.8)$$

В уравнениях (2.8) мощности потерь $\Delta P_1''$ и $\Delta P_2''$, могут быть определены согласно (1.29) с помощью следующих выражений:

$$\Delta P_1'' = \Delta P_{baz.1} (1 - k_{\theta 1} \tau_{baz.1}), \quad (2.9)$$

$$\Delta P_2'' = \Delta P_{baz.2r} (1 - k_{\theta 2r} \tau_{baz.2r}) + \Delta P_{st.s} + \Delta P_{st.r} + \Delta P_{доб} + \Delta P_{мех}, \quad (2.10)$$

где $\tau_{baz.1} = \theta_{baz.1} - \theta_0$ и $\tau_{baz.2r} = \theta_{baz.2r} - \theta_0$.

Системе уравнений (2.1) соответствует структурная схема, показанная на рисунке 2.3, где мощности потерь в узлах 1 и 2 зависят от температуры:

$$\Delta P_1 = \Delta P_{baz.1} [1 + k_{\theta 1} (\theta_1 - \theta_{baz.1})]; \quad (2.11)$$

$$\Delta P_2 = \Delta P_{baz.2r} [1 + k_{\theta 2r} (\theta_2 - \theta_{baz.2r})] + \Delta P_{st.s} + \Delta P_{st.r} + \Delta P_{доб} + \Delta P_{мех}. \quad (2.12)$$

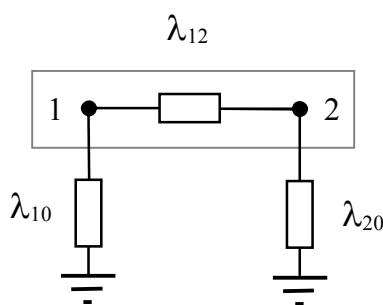


Рисунок 2.3 – Схема двухмассовой термодинамической модели АД

Величина теплоемкостей C_1 , C_2 и тепловых проводимостей зависит от температуры. Мощности потерь в узлах схемы ΔP_1 и ΔP_2 в общем случае также зависят от температуры согласно (2.11) и (2.12). Если пренебречь влиянием температуры на теплоемкости и теплопроводности, то система (2.1) может рассматриваться как линейная и имеется возможность получить ее аналитическое решение. В этом случае, для неизменных во времени мощностей потерь $\Delta P_1''$ и $\Delta P_2''$ аналитическое решение системы (2.8) выглядит следующим образом:

$$\tau_1 = A_1 \exp\left(-\frac{t}{T_1}\right) + A_2 \exp\left(-\frac{t}{T_2}\right) + \tau_{1уст}; \quad (2.13)$$

$$\tau_2 = A_3 \exp\left(-\frac{t}{T_1}\right) + A_4 \exp\left(-\frac{t}{T_2}\right) + \tau_{2уст}, \quad (2.14)$$

где

$$A_1 = \frac{1}{2} \frac{B_2 (B_3 - B_1^{0,5}) \tau_{1\text{нач}} - \Delta P_1'' [\lambda_{22} (B_3 - B_1^{0,5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2]}{B_1^{0,5} B_2} + \frac{1}{2} \frac{2C_2 \lambda_{12} B_2 \tau_{2\text{нач}} - \Delta P_2'' \lambda_{12} (B_4 - B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2};$$

$$A_2 = \frac{1}{2} \frac{B_2 (B_3 + B_1^{0,5}) \tau_{1\text{нач}} - \Delta P_1'' [\lambda_{22} (B_3 + B_1^{0,5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2]}{B_1^{0,5} B_2} + \frac{1}{2} \frac{2C_2 \lambda_{12} B_2 \tau_{2\text{нач}} - \Delta P_2'' \lambda_{12} (B_4 + B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2};$$

$$A_3 = \frac{1}{2} \frac{B_2 (B_3 + B_1^{0,5}) \tau_{2\text{нач}} - \Delta P_2'' [\lambda_{11} (B_3 + B_1^{0,5}) - 2\lambda_{12}^2 C_1]}{B_1^{0,5} B_2} - \frac{1}{2} \frac{2C_1 \lambda_{12} B_2 \tau_{1\text{нач}} - \Delta P_1'' \lambda_{12} (B_4 - B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2};$$

$$A_4 = \frac{1}{2} \frac{B_2 (B_3 - B_1^{0,5}) \tau_{2\text{нач}} - \Delta P_2'' [\lambda_{11} (B_3 - B_1^{0,5}) - 2\lambda_{12}^2 C_1]}{B_1^{0,5} B_2} + \frac{1}{2} \frac{2C_1 \lambda_{12} B_2 \tau_{1\text{нач}} - \Delta P_1'' \lambda_{12} (B_4 + B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2};$$

$$B_1 = C_2^2 \lambda_{11}^2 - 2C_1 C_2 \lambda_{11} \lambda_{22} + C_1^2 \lambda_{22}^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2;$$

$$B_2 = \lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2; \quad B_3 = C_1 \lambda_{22} - C_2 \lambda_{11}; \quad B_4 = C_1 \lambda_{22} + C_2 \lambda_{11};$$

$\tau_{1\text{уст}}$ – установившееся значение превышения температуры первого узла двухмассовой ТДМ (обмотки статора) над температурой охлаждающей среды

$$\tau_{1\text{уст}} = \frac{\lambda_{12} \Delta P_2'' + \lambda_{22} \Delta P_1''}{B_2}; \quad (2.15)$$

$\tau_{2\text{уст}}$ – установившееся значение превышения температуры второго узла двухмассовой ТДМ над температурой охлаждающей среды

$$\tau_{2\text{уст}} = \frac{\lambda_{12} \Delta P_1'' + \lambda_{11} \Delta P_2''}{B_2}; \quad (2.16)$$

T_1 и T_2 – постоянные времени ($T_2 > T_1$), с.

Значения постоянных времени T_1 и T_2 определяются модулем обратной величины корней характеристического полинома системы (2.1)

$$\det(\chi I - A) = 0, \quad (2.17)$$

$$\text{где } A = \begin{vmatrix} -\frac{\lambda_{11}}{C_1} & \frac{\lambda_{12}}{C_1} \\ \frac{\lambda_{12}}{C_2} & -\frac{\lambda_{22}}{C_2} \end{vmatrix}; \quad I = \begin{vmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Уравнение (2.17) сводится к алгебраическому уравнению второго порядка

$$\chi^2 + \left(\frac{\lambda_{11}}{C_1} + \frac{\lambda_{22}}{C_2} \right) \chi + \left(\frac{\lambda_{11}}{C_1} \cdot \frac{\lambda_{22}}{C_2} - \frac{\lambda_{12}}{C_1 C_2} \right) = 0, \quad (2.18)$$

решение которого дает возможность получить аналитические выражения для постоянных времени:

$$T_1 = \frac{1}{|\chi_1|} = \frac{2C_1 C_2}{C_1 \lambda_{22} + C_2 \lambda_{11} + (C_2^2 \lambda_{11}^2 - 2C_1 C_2 \lambda_{11} \lambda_{22} + C_1^2 \lambda_{22}^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2)^{0.5}}; \quad (2.19)$$

$$T_2 = \frac{1}{|\chi_2|} = \frac{2C_1 C_2}{C_1 \lambda_{22} + C_2 \lambda_{11} - (C_2^2 \lambda_{11}^2 - 2C_1 C_2 \lambda_{11} \lambda_{22} + C_1^2 \lambda_{22}^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2)^{0.5}}. \quad (2.20)$$

Заметим, что в формулах для корней характеристического полинома содержится выражение

$$(C_2^2 \lambda_{11}^2 - 2C_1 C_2 \lambda_{11} \lambda_{22} + C_1^2 \lambda_{22}^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2)^{0.5} = [(C_2 \lambda_{11} - C_1 \lambda_{22})^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2]^{0.5}.$$

Поскольку всегда $(C_2 \lambda_{11} - C_1 \lambda_{22})^2 \geq 0$ и $4C_1 C_2 \lambda_{12}^2 > 0$, то корни χ_1 и χ_2 при любых возможных комбинациях параметров не содержат мнимых составляющих и решение $\tau_1(t)$ имеет аperiодический характер, что соответствует выводам, сделанным в параграфе 1.2.

Также следует отметить, что из-за зависимости диагональных элементов матрицы тепловых проводимостей λ_{11} и λ_{22} от мощности потерь в обмотках двигателя постоянные времена T_1 и T_2 , определяемые выражениями (2.19) и (2.20), также зависят от мощности этих потерь, то есть от нагрузки двигателя.

2.3. Состав и структура двухмассовой ТДМ АД

Рассмотрим здесь вопрос о том, какие элементы АД необходимо вводить в состав второго узла двухмассовой ТДМ при ее построении, а также структуру термо-

динамических связей узлов модели с охлаждающей средой. В контексте этого вопроса следует учитывать различия между двигателями закрытого и защищенного исполнения по конфигурации тепловых связей между обмоткой статора и остальными элементами конструкции двигателя. Эти различия хорошо видны на схемах, приведенных на рисунке 2.1.

2.3.1. Состав и структура двухмассовой термодинамической модели АД закрытого исполнения

В литературе, в частности в [91], предлагается при формировании термодинамических моделей для исследования интенсивных тепловых процессов в АД составлять тепловые схемы в отдельности для статора и ротора из-за слабости тепловых связей между ними. В двухмассовой модели, предназначенной для исследования теплового состояния обмотки статора, при таком подходе первый узел будет включать в себя саму обмотку статора, а второй узел – оставшиеся элементы конструкции двигателя без ротора. В [141–143] предлагается при моделировании процессов нагрева-охлаждения АД учитывать две постоянные времени, относящиеся к стали статора и обмотке статора. При точном следовании этому подходу ротор также оказывается не учтенным в составе модели.

Сравним свойства вариантов двухмассовых ТДМ закрытых АД с учетом и без учета ротора в установившихся режимах. Далее штрихом будем обозначать величины, относящиеся к варианту модели без учета ротора. Оценим разницу установившихся значений температуры обмотки статора моделей с учетом ротора и без его учета при работе в *неноминальных* режимах. Преобразуем систему (2.8) к виду

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + (\lambda_{10} + \lambda_{12})\tau_1 - \lambda_{12}\tau_2 = \Delta P_1 ; \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} - \lambda_{21}\tau_1 + (\lambda_{20} + \lambda_{12})\tau_2 = \Delta P_2 , \end{cases} \quad (2.21)$$

где ΔP_1 и ΔP_2 определяются выражениями (2.11) и (2.12).

Для установившегося режима из (2.21) получим:

$$\begin{cases} (\lambda_{10} + \lambda_{12})\tau_{1\text{уст}} - \lambda_{12}\tau_{2\text{уст}} = \Delta P_1 ; \\ -\lambda_{21}\tau_{1\text{уст}} + (\lambda_{20} + \lambda_{12})\tau_{2\text{уст}} = \Delta P_2 . \end{cases} \quad (2.22)$$

Решив систему (2.22), получим выражения для превышения температуры обмотки статора в установившемся режиме в виде

$$\tau_{1\text{уст}} = \frac{\Delta P_1(\lambda_{20} + \lambda_{12}) + \Delta P_2\lambda_{12}}{\lambda_{20}\lambda_{12}} ; \quad (2.23)$$

$$\tau'_{1\text{уст}} = \frac{\Delta P_1(\lambda'_{20} + \lambda'_{12}) + \Delta P_2\lambda'_{12}}{\lambda'_{20}\lambda'_{12}} , \quad (2.24)$$

где $\tau_{1\text{уст}}$ – превышение температуры для модели с учетом ротора; $\tau'_{1\text{уст}}$ – превышение температуры для модели без учета ротора.

Определим с помощью (2.23) и (2.24) соотношение величин $\tau_{1\text{уст}}$ и $\tau'_{1\text{уст}}$ при работе АД с ненормальной нагрузкой на естественной характеристике. В этом случае изменение мощности потерь в обмотках статора (ΔP_1), ротора (ΔP_{2r}) и потерь в стали статора ($\Delta P_{c.s}$) при изменении момента (M) на валу АД можно описать следующими формулами [144, 145]:

$$\Delta P_1 = \Delta P_{1N} [A + (1-A)(M/M_N)] ; \quad (2.25)$$

$$\Delta P_{2r} = \Delta P_{2rN} (M/M_N) ; \quad (2.26)$$

$$\Delta P_{c.s} = \Delta P_{c.sN} [B + (1-B)(M/M_N)] . \quad (2.27)$$

В (2.25–2.27) обозначено: $A \approx (I_0/I_{1N})^2$ [146]; I_0 – ток статора при холостом ходе, I_{1N} – номинальный ток статора; B – коэффициент, близкий к единице. Согласно [147] величина B для двигателей краново-металлургических серий составляет 0,97...0,99, а для двигателей серии 4А 0,95...0,97.

Близость B к единице дает возможность пренебречь изменением потерь в стали статора при изменении нагрузки двигателя при работе на естественной характеристике. Потерями в стали ротора пренебрегаем ввиду незначительности их величины. Механические потери ($\Delta P_{\text{мех}}$) считаем не зависящими от нагрузки. Добавочные потери ($\Delta P_{\text{доб}}$) считаем пропорциональными квадрату тока статора, что дает возможность воспользоваться для их расчета выражением, аналогичным (2.25), и отнесем их греющее воздействие к ротору [90]. Таким образом, состав мощностей потерь во

второй массе термодинамической модели выглядит следующим образом:

$$\Delta P_2 = \Delta P_{c.s.} + \Delta P_{2r} + \Delta P_{доб} + \Delta P_{мех} \text{ и } \Delta P_2' = \Delta P_{c.s.} + \Delta P_{мех}.$$

На рисунке 2.4 показаны зависимости $\tau'_{1уст} / \tau_{1уст}$ от номинального момента для закрытых двигателей серии 4А при нагрузках меньше и больше номинальной.

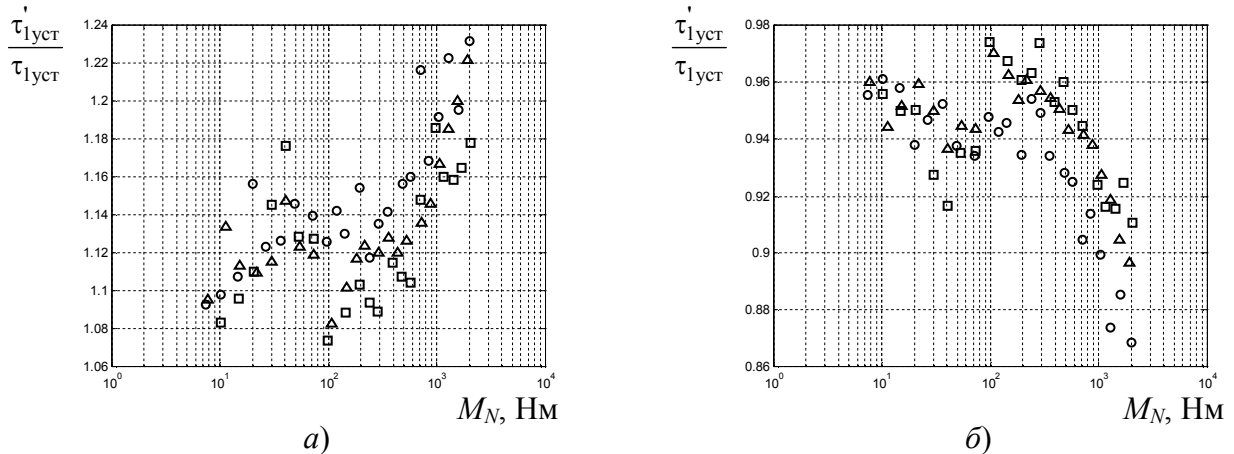


Рисунок 2.4 – Зависимости $\tau'_{1уст} / \tau_{1уст}$ для закрытых двигателей серии 4А при $M=0,5M_N$ (а) и $M=1,5M_N$ (б). Обозначено: о – 4 полюса; Δ – 6 полюсов; \square – 8 полюсов

На рисунке 2.4 видно, что варианты двухмассовой ТДМ с учетом ротора и без его учета дают неодинаковые значения температуры обмотки статора при работе в установившемся ненормальном режиме. Вариант без учета ротора дает завышенные значения температуры при работе с малыми нагрузками и, что особенно опасно, заниженные значения температуры при работе с большими нагрузками. Разница в значении температуры обмотки имеет тенденцию к увеличению при увеличении габарита двигателя достигает 20...23% для двигателей с номинальными моментами более 1000 Нм.

Таким образом, при работе в ненормальном режиме установившиеся значения превышения температуры обмотки статора для моделей с учетом и без учета ротора в общем случае могут быть разным из-за того, что соотношение мощностей потерь в первой и второй массах для этих моделей отличается. Как следует из (2.13), при различном соотношении $\Delta P_1 / \Delta P_2$ получается различным и соотношение коэффициентов при экспонентах с малой и большой постоянными времени. Это обстоятельство приводит к тому, что форма кривой $\tau_1(t)$ для моделей с учетом и без учета ротора может несколько различаться даже при одинаковых величинах постоянных

времени. Отсюда следует, что в случае функционирования электропривода при изменении возмущающих и управляющих воздействий, когда соотношение $\Delta P_1/\Delta P_2$ для моделей с учетом и без учета ротора может изменяться во времени по-разному, модель для закрытых АД, построенная без учета ротора, дает, в общем случае, некорректные результаты.

2.3.2. Особенности построения двухмассовой термодинамической модели АД защищенного исполнения

Для АД защищенного исполнения основной тепловой поток от ротора отводится непосредственно в охлаждающий воздух и тепловая связь ротора с сердечником статора весьма слабая как при аксиальной, так и при радиальной схеме охлаждения [106]. Это объясняется тем, что в отличие от закрытого АД, где тепловая связь обмотки статора с ротором осуществляется в основном за счет изменения температуры внутреннего воздуха, имеющего ограниченный объем и небольшую теплоемкость, в защищенной машине охлаждающий воздух после контакта с тепловыделяющими элементами конструкции уходит во внешнюю среду.

При схеме охлаждения АД с радиальными каналами из-за соответствующего направления движения охлаждающего воздуха тепловая связь между статором и ротором, а также между лобовыми частями статорной обмотки и ротором однонаправленная (в основном от этих элементов к ротору, но не наоборот), что отражается в тепловых схемах введением односторонних тепловых проводимостей [106]. Эти обстоятельства позволяют делать в тепловой схеме разрыв между узлами ротора и сердечника статора (полагать, что $\lambda_{12}=0$ на рисунках 2.1,з и 2.1,д). По аналогичной причине (из-за обдува поверхности спинки статора охлаждающим воздухом) в защищенных АД при построении упрощенных термодинамических схем можно не учитывать тепловую связь между сердечником статора и станиной [107]. Это дает основания полагать $\lambda_{27}=0$ в схеме на рисунках 2.1,з и 2.1,д.

Указанные обстоятельства позволяют сделать вывод, что при построении двухмассовой ТДМ защищенного АД, ориентированной на исследование переход-

ных тепловых режимов работы обмотки статора, допустимо ко второй массе модели относить только пакет статора.

2.4. Основные соотношения для определения параметров двухмассовой ТДМ АД

Здесь будем рассматривать двухмассовую ТДМ АД, схема которой показана на рисунке 2.3, а математическое описание представлено системой из двух дифференциальных уравнений (2.8). Рассматриваем все соотношения применительно к двигателям закрытого исполнения, если иное не оговорено особо. Задачей является определение параметров двухмассовой ТДМ, к которым относятся C_1 , C_2 , λ_{12} , λ_{10} и λ_{20} .

Мощности потерь $\Delta P_1''$ и $\Delta P_2''$, входящие в уравнения термодинамического баланса двухмассовой модели (2.8) содержат компоненты $(1-k_{\theta 1}\tau_{baz.1})$ и $(1-k_{\theta 2r}\tau_{baz.2r})$, зависящие от температуры окружающей среды, которая может быть различной, что создает неопределенность с величинами $\tau_{baz.1}$ и $\tau_{baz.2r}$. Кроме этого, при использовании системы уравнений (2.8), записанной для установившегося режима с целью определения параметров термодинамической модели, возникает неопределенность с установившимися значениями превышений температур τ_1 и τ_2 , поскольку принимаемые нормативные расчетные значения температуры двигателя являются величинами весьма условными и не отражают точно реальных значений установившихся температур элементов термодинамической модели при мощностях потерь $\Delta P_{baz.1}$ и $\Delta P_{baz.2r}$.

Поэтому, чтобы оставить методику определения параметров двухмассовой ТДМ достаточно простой, представляется целесообразным сразу привести мощности потерь к величинам, определяемым некоторыми значениями температур, устанавливаемыми стандартами. Так ГОСТ ИЕС 60034-1–2014. [110] устанавливает, что температура окружающего воздуха (т.е. охлаждающей среды) не должна быть более 40°C. Этим же ГОСТом устанавливаются допускаемые превышения температуры обмотки ($\tau_{доп}$), они приведены в таблице 2.1.

Далее будем обозначать: $\theta_N = \tau_{\text{доп}} + 40$ °С. Мощности потерь в узлах при этой температуре имеют следующую величину:

$$\Delta P_{1(\theta_N)} = \Delta P_{\text{baz.1}} [1 + k_{\theta 1} (\theta_N - \theta_{\text{baz.1}})]; \quad (2.28)$$

$$\Delta P_{2(\theta_N)} = \Delta P_{\text{baz.2r}} [1 + k_{\theta 2r} (\theta_N - \theta_{\text{baz.2r}})] + \Delta P_{\text{st.s}} + \Delta P_{\text{st.r}} + \Delta P_{\text{доб}} + \Delta P_{\text{мех}}. \quad (2.29)$$

Таблица 2.1 – Предельные длительно допустимые превышения температуры обмоток переменного тока по ГОСТ IEC 60034-1–2014

Часть электрической машины	Класс нагревостойкости					
	130 (В)		155 (F)		180 (H)	
	Метод измерения					
	Сопротивления	Заложённых термопреобразователей	Сопротивления	Заложённых термопреобразователей	Сопротивления	Заложённых термопреобразователей
1а) Обмотки переменного тока машин мощностью не менее 5000 кВт (кВ·А)	80	85	105	110	125	130
1б) Обмотки переменного тока машин мощностью более 200 кВт (кВ·А), но не менее 5000 кВт (кВ·А)	80	90	105	115	125	135
1в) Обмотки переменного тока машин мощностью не более 200 кВт (кВ·А), кроме указанных в 1г) или 1д)	80	-	105	-	125	-
1г) Обмотки переменного тока машин мощностью не более 600 Вт (В·А)	85	-	110	-	130	-
1д) Обмотки переменного тока машин с естественным охлаждением без вентилятора (IC40) и/или капсулированные обмотки	85	-	110	-	130	-

Будем полагать, что в номинальном продолжительном режиме работы при температуре окружающей среды, равной 40°С (мощности потерь для этого случая обозначены как $\Delta P_{1N(\theta_N)}$ и $\Delta P_{2N(\theta_N)}$), установившейся температурой обмотки статора

является температура, равная θ_N , а следовательно, установившееся превышение температуры равно $\tau_{\text{доп}}$.

Приведенные соображения позволяют использовать для определения параметров термодинамической модели систему уравнений, вытекающую из (2.8) и записанную в следующей форме:

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + \lambda_{11}\tau_1 - \lambda_{12}\tau_2 = \Delta P_{1N(\theta_N)}; \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} - \lambda_{12}\tau_1 + \lambda_{22}\tau_2 = \Delta P_{2N(\theta_N)}, \end{cases} \quad (2.30)$$

где $\lambda_{11} = \lambda_{10} + \lambda_{12}$; $\lambda_{22} = \lambda_{10} + \lambda_{12}$.

Из (2.30) для установившегося режима получим систему уравнений

$$\begin{cases} \lambda_{11}\tau_{1\text{уст}N} - \lambda_{12}\tau_{2\text{уст}N} = \Delta P_{1N(\theta_N)}; \\ \lambda_{22}\tau_{2\text{уст}N} - \lambda_{12}\tau_{1\text{уст}N} = \Delta P_{2N(\theta_N)}, \end{cases} \quad (2.31)$$

где $\tau_{1\text{уст}N}$ и $\tau_{2\text{уст}N}$ – превышения температуры первого и второго узлов термодинамической модели при работе в номинальном режиме, а $\tau_{1\text{уст}N} = \tau_{\text{доп}}$.

Отметим, что при последующем использовании параметров такой двухмассовой ТДМ в компьютерной программе учет зависимости мощностей потерь от температуры можно сделать уже относительно θ_N , а не θ_{baz} .

Уравнения системы (2.31) содержат установившиеся значения перегрева первой и второй масс двухмассовой ТДМ в номинальном режиме $\tau_{1\text{уст}N}$ и $\tau_{2\text{уст}N}$. Из них только $\tau_{1\text{уст}N} = \tau_{\text{доп}}$ является известной величиной, поэтому выразим $\tau_{2\text{уст}N}$ через нее следующим образом: $\tau_{2\text{уст}N} = \vartheta_N \tau_{1\text{уст}N}$, что дает возможность переписать систему (2.31) в виде

$$\begin{cases} \lambda_{11} - \lambda_{12}\vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1\text{уст}N}; \\ \lambda_{22}\vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1\text{уст}N}. \end{cases} \quad (2.32)$$

Однако, в систему (2.32) входят три неизвестные величины тепловых проводимостей, кроме того, она не содержит информации о величинах теплоемкостей C_1 и C_2 , определяющих динамические свойства модели. Величина ϑ_N также в общем

случае неизвестна. Следовательно, для определения полного набора параметров двухмассовой ТДМ ($C_1, C_2, \lambda_{12}, \lambda_{10}, \lambda_{20}, \vartheta_N$) требуется дополнительная информация.

Учтем, что очень важно обеспечить адекватное воспроизведение термодинамической моделью динамики температуры элементов двигателя при переходных процессах. Поэтому для дополнения информации, содержащейся в уравнениях (2-32), воспользуемся выражениями для постоянных времени T_1 и T_2 . Поскольку, с целью определения параметров модели опираемся на режим работы, соответствующий мощностям потерь $\Delta P_{1N(\theta_N)}$ и $\Delta P_{2N(\theta_N)}$ в окрестностях точки, соответствующей номинальной температуре, изменение постоянных времени из-за температурного влияния на потери не учитываем. Поэтому имеется возможность при решении данной задачи оперировать значениями постоянных времени, полученных исходя из решения характеристического уравнения системы (2.30). В этом случае значения постоянных времени будут такими, какими они были бы при отсутствии зависимости мощности потерь от температуры:

$$T_{1(0)} = \frac{2C_1C_2}{C_1\lambda_{22} + C_2\lambda_{11} + (C_2^2\lambda_{11}^2 - 2C_1C_2\lambda_{11}\lambda_{22} + C_1^2\lambda_{22}^2 + 4C_1C_2\lambda_{12}^2)^{0.5}}; \quad (2.33)$$

$$T_{2(0)} = \frac{2C_1C_2}{C_1\lambda_{22} + C_2\lambda_{11} - (C_2^2\lambda_{11}^2 - 2C_1C_2\lambda_{11}\lambda_{22} + C_1^2\lambda_{22}^2 + 4C_1C_2\lambda_{12}^2)^{0.5}}. \quad (2.34)$$

Система уравнений (2.32), (2.33) и (2.34) содержит все параметры двухмассовой термодинамической модели, подлежащие определению.

Следуя [89, 148] можно применить теорему Виета к уравнению (2.18), связав коэффициенты характеристического уравнения с постоянными времени системы, что дает возможность представить эту систему уравнений (2.32), (2.33) и (2.34) в более компактной форме:

$$\begin{cases} \lambda_{11} - \lambda_{12} \vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22} \vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{11} / C_1 + \lambda_{22} / C_2 = T_{1(0)}^{-1} + T_{2(0)}^{-1}; \\ \lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2 = C_1 C_2 T_{1(0)}^{-1} T_{2(0)}^{-1}. \end{cases} \quad (2.35)$$

Система уравнений (2.35) позволяет определить лишь четыре неизвестных параметра, так как содержит четыре уравнения. Вместе с тем, количество неизвестных параметров в системе (2.35) может быть разным в зависимости от объема информации о двигателе, находящейся в распоряжении. В общем случае здесь может быть до восьми неизвестных: три тепловые проводимости, две теплоемкости, две постоянные времени, а также параметр ϑ_N , поэтому рассмотрим следующие возможные варианты использования дополнительной информации для их определения.

а) Если имеется возможность экспериментально определить постоянные времени и C_1 – получаем систему из четырех уравнений с пятью неизвестными (тепловые проводимости, C_2 и ϑ_N). Попутно отметим, что при экспериментальном определении постоянных времени, величинам $T_{1(0)}$ и $T_{2(0)}$ будут соответствовать только постоянные, определенные в эксперименте при охлаждении отключенной машины, когда потери в обмотках отсутствуют. Однако, даже при известных из эксперимента величинах постоянных времени и задании значения коэффициента ϑ_N , здесь требуется либо оценка величины C_2 , либо введение дополнительного уравнения в систему (2.35).

б) Если нет возможности провести экспериментальное определение постоянных времени, необходимо использовать дополнительную информацию для сокращения разницы между количеством неизвестных и количеством уравнений в системе (2.35). Для этого может быть использован расчет C_1 по массе обмотки или начальной производной по данным справочников, приближенная оценка C_2 через массу двигателя и т.д. Эти и некоторые другие возможности получения дополнительной информации будут рассмотрены ниже. Здесь также необходимо отметить, что в любом случае введение еще одного дополнительного уравнения в систему (2.35) снижает требования к объему необходимой дополнительной информации. Получим такое уравнение.

В литературе, в частности в [92], показано, что наибольшая постоянная времени при моделировании нагрева электродвигателя с использованием многомассовой ТДМ, остается практически одинаковой для процессов во всех

элементах этой схемы. Это подтверждается и экспериментальными исследованиями, которые показывают, что общая длительность теплового переходного процесса в электрической машине определяется именно наибольшей постоянной. Физически это объясняется процессами перераспределения тепла между элементами электрической машины [98], а продолжительность выравнивания ее температурного поля при неизменной величине потерь определяется в конечном счете элементами с наибольшей тепловой инерцией.

Постоянная времени тепловой инерции системы n тел, от которой зависит общая длительность тепловых переходных процессов в этой системе, определяется следующим образом [149]:

$$T = \sum_{i=1}^n C_i R_i, \quad (2.36)$$

где C_i – теплоемкость i -го тела; R_i – тепловое сопротивление от i -го тела до охлаждающей среды.

$$R_i = \frac{1}{\lambda_0} + \sum_{k=1}^{i-1} \frac{\delta_k}{l_k F_k} + \frac{\delta_i}{2l_i F_i}, \quad (2.37)$$

где δ_i и δ_k – характерный размер тела в направлении теплового потока; l_i и l_k – удельная теплопроводность материала соответствующего тела; F_i и F_k – площадь поверхности соответствующего тела; λ_0 – теплоотдача непосредственно в охлаждающую среду.

В выражениях (2.36) и (2.37) использована нумерация, начинающаяся от охлаждаемой поверхности. Эти формулы справедливы для системы, где тепловой поток имеет единственное направление: от активного тела к охлаждающей среде.

Применительно к термодинамическим моделям, где все взаимодействующие тела рассматриваются как точечные, выражение для теплового сопротивления R_i (2.37) можно записать с использованием тепловых проводимостей между телами:

$$R_i = \frac{1}{\lambda_0} + \sum_{k=1}^{i-1} \frac{1}{\lambda_{i,k}}, \quad (2.38)$$

где слагаемое $\sum_{k=1}^{i-1} \frac{1}{\lambda_{i,k}}$ представляет сумму тепловых проводимостей от i -го тела к охлаждающей среде по всем путям.

Подставив (2.38) в (2.36), получим:

$$T = \frac{1}{\lambda_0} \sum_{i=1}^n C_i + \sum_{i=1}^n \left(C_i \sum_{k=1}^{i-1} \frac{1}{\lambda_{i,k}} \right). \quad (2.39)$$

Сумма $\sum_{k=1}^{i-1} \frac{1}{\lambda_{i,k}}$ в выражении (2.39) существует только для $i > 1$. С учетом того, что нумерация индексов в выражении (2.39) идет от охлаждающей среды к i -му элементу, можно констатировать, что применительно к двухмассовой ТДМ, во втором слагаемом этого выражения будут присутствовать только те составляющие, которые содержат теплоемкость, соответствующую обмотке двигателя, то есть C_1 при использовании системы индексации величин, принятой нами в настоящей работе. В двухмассовой ТДМ с выделением обмотки статора в отдельный узел $C_1 \ll C_2$.

Тепловые проводимости между медью обмотки и сталью статора, как показывают расчеты, несколько превышают величину тепловых проводимостей от двигателя во внешнюю охлаждающую среду. Кроме того, имеется и тепловая проводимость между лобовыми частями обмотки статора и корпусом машины. В таблице 2.2 для примера показаны расчетные величины отношения суммарной теплоотдачи в окружающую среду ($\lambda_{0\Sigma}$) к суммарной тепловой проводимости между массами, входящими в первый и второй узел двухмассовой ТДМ (λ_{12}) для трех двигателей серии 4А закрытого исполнения при работе с номинальной скоростью.

Таблица 2.2 – Соотношение тепловых проводимостей для некоторых АД серии 4А

Двигатель	4А100Л4	4А225М4	4А355М4
$\lambda_{0\Sigma}/\lambda_{12}$	0,414	0,526	0,325

Приведенные факты означают, что для двухмассовой ТДМ с выделением обмотки статора в отдельный узел будет выполняться следующее условие:

$$\frac{1}{\lambda_0} \sum_{i=1}^n C_i \gg \sum_{i=1}^n \left(C_i \sum_{k=1}^{i-1} \frac{1}{\lambda_{i,k}} \right) \quad (2.40)$$

и постоянная времени T , определяющая общую длительность теплового переходного процесса, должна быть близка по величине к первому слагаемому выражения (2.39), которое совпадает с выражением для постоянной времени нагрева одномассовой ТДМ. Это подтверждает вывод о том, что наибольшая постоянная времени двухмассовой термодинамической модели должна быть близка к постоянной времени нагрева машины, получаемой из одномассовой модели.

Изложенное выше дает возможность в дополнение к системе (2.35) получить дополнительное уравнение для определения параметров двухмассовой ТДМ. Просуммировав уравнения системы (2.30) и полагая $\tau_1 = \tau_2 = \tau$, получим следующее уравнение тепловых процессов в одномассовой ТДМ, выраженное через параметры двухмассовой ТДМ:

$$(C_1 + C_2) \frac{d\tau}{dt} + (\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12})\tau = \Delta P_{1N(\theta_N)} + \Delta P_{2N(\theta_N)}. \quad (2.41)$$

Решение уравнения (2.41) содержит одну экспоненту с постоянной времени $T_{(0)}$, определяемую обратной величиной корня характеристического уравнения

$$\chi + (C_1 + C_2)^{-1} (\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}) = 0, \quad (2.42)$$

то есть

$$T_{(0)} = (C_1 + C_2) (\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12})^{-1}. \quad (2.43)$$

Введем коэффициент $k_T = T_{2(0)} / T_{(0)}$. С учетом этого коэффициента, значение которого для двигателей закрытого исполнения можно принять равным 1, получим из (2.43) дополнительное уравнение, которое используем для нахождения параметров двухмассовой ТДМ. Система уравнений в таком случае запишется в следующем виде:

$$\begin{cases} \lambda_{11} - \lambda_{12} \vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22} \vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{11} / C_1 + \lambda_{22} / C_2 = T_{1(0)}^{-1} + T_{2(0)}^{-1}; \\ \lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2 = C_1 C_2 T_{1(0)}^{-1} T_{2(0)}^{-1}; \\ T_{2(0)} = k_T (C_1 + C_2) (\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12})^{-1}. \end{cases} \quad (2.44)$$

Заметим, что путем несложных преобразований из системы (2.44) можно исключить постоянные времени $T_{1(0)}$ и $T_{2(0)}$, преобразовав эту систему к системе из трех уравнений:

$$\begin{cases} \lambda_{11} - \lambda_{12} \vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22} \vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ k_T \frac{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \left[\frac{\lambda_{11}}{C_1} + \frac{\lambda_{22}}{C_2} - \frac{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}}{k_T (C_1 + C_2)} \right]. \end{cases} \quad (2.45)$$

Система (2.45) содержит в общем случае шесть неизвестных λ_{11} , λ_{22} , λ_{12} , C_1 , C_2 и ϑ_N . Как в системе (2.44), так и в системе (2.45) число неизвестных в общем случае на три превосходит число уравнений, что не позволяет однозначно определить эти параметры. Отметим, что если имеется возможность экспериментального определения постоянных $T_{1(0)}$ и $T_{2(0)}$, либо дополнительная информация, с помощью которой можно рассчитать их величины без эксперимента, то необходимо использовать математическое описание двухмассовой ТДМ в форме (2.44). Если нет возможности так или иначе определить величины $T_{1(0)}$ и $T_{2(0)}$, то целесообразно использовать математическое описание в форме (2.45). Рассмотрим возможности решения систем уравнений (2.44) или (2.45) при использовании дополнительной информации.

2.5. Анализ превышений температуры узлов в двухмассовой ТДМ

Установившиеся значения перегрева $\tau_{уст1}$ и $\tau_{уст2}$ являются взаимозависимыми величинами. Выражения для них при работе в номинальном режиме S1 можно получить из решения системы (2.31) в следующем виде:

$$\tau_{1устN} = \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} \lambda_{22} + \Delta P_{2N(\theta_N)} \lambda_{12}}{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}; \quad (2.46)$$

$$\tau_{2устN} = \frac{\Delta P_{2N(\theta_N)}}{\lambda_{22}} + \tau_{1устN} \frac{\lambda_{12}}{\lambda_{22}}. \quad (2.47)$$

Отметим, что каждое из уравнений (2.46) и (2.47) содержит в себе всю информацию, касающуюся теплового состояния обмотки статора двигателя (первого узла двухмассовой ТДМ) и, в принципе, могло бы использоваться вместо системы (2.31) в задачах определения параметров термодинамической модели. Удобнее использовать уравнение (2.46), так как в него входит известная величина $\tau_{1\text{уст}N}$. В этом случае получаем следующую систему уравнений, не содержащую ϑ_N :

$$\begin{cases} \tau_{1\text{уст}N} = \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} \lambda_{22} + \Delta P_{2N(\theta_N)} \lambda_{12}}{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}; \\ k_T \frac{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \left[\frac{\lambda_{11}}{C_1} + \frac{\lambda_{22}}{C_2} - \frac{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}}{k_T (C_1 + C_2)} \right]. \end{cases} \quad (2.48)$$

Оценим решение, которое можно получить с помощью системы (2.48). Будем считать, что теплоемкости C_1 и C_2 известны и требуется определить тепловые проводимости. Рассматривая эту задачу для асинхронных двигателей закрытого исполнения, полагаем, что $\lambda_{10} \cong 0$, то есть $\lambda_{11} \cong \lambda_{12}$. С учетом этого обстоятельства преобразуем выражения (2.48) к следующему виду:

$$\begin{cases} \tau_{1\text{уст}N} = \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} \lambda_{22} + \Delta P_{2N(\theta_N)} \lambda_{12}}{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}; \\ \lambda_{12} = \frac{C_1 C_2}{k_T^2 (C_1 + C_2)^2} \left[k_T \left(\frac{\lambda_{12}}{C_1} + \frac{\lambda_{22}}{C_2} \right) (C_1 + C_2) - \lambda_{22} + \lambda_{12} \right]. \end{cases} \quad (2.49)$$

Решив систему (2.49) относительно λ_{12} , получим:

$$\lambda_{12} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \times \frac{\left[\frac{k_T^2 (C_1 + C_2)^2}{C_1 C_2} - k_T \left(\frac{C_2}{C_1} + 1 \right) - 1 \right] \Delta P_{1N(\theta_N)} + \left[k_T \left(\frac{C_1}{C_2} + 1 \right) - 1 \right] \Delta P_{2N(\theta_N)}}{\tau_{1\text{уст}N} k_T (k_T - 1)}; \quad (2.50)$$

Из (2.50) видно, что при $k_T \rightarrow 1$ величина λ_{12} стремится к бесконечности. Приведенный пример показывает, что использование для определения тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ выражений, не включающих в себя параметр ϑ_N , не дает возможности получить результат. Из этого следует, что параметры

двухмассовой ТДМ следует определять с использованием систем (2.44) или (2.45), задавая определенное значение параметра ϑ_N .

Выполним оценку величины ϑ_N на основе многомассовой термодинамической модели АД. Для этого используем следующее выражение, устанавливающее соотношение между средневзвешенными значениями превышений температуры узлов многомассовой модели, входящих в состав первого ($\bar{\tau}_{1\text{уст}N}$) и второго ($\bar{\tau}_{2\text{уст}N}$) узлов двухмассовой термодинамической модели:

$$\vartheta = \bar{\tau}_{2\text{уст}N} / \bar{\tau}_{1\text{уст}N}, \quad (2.51)$$

где $\bar{\tau}_{1\text{уст}N} = \left(\sum_{j=1}^m C_j \tau_{j\text{уст}N} \right) / \sum_{j=1}^m C_j$; $\bar{\tau}_{2\text{уст}N} = \left(\sum_{i=1}^n C_i \tau_{i\text{уст}N} \right) / \sum_{i=1}^n C_i$; j и m – номер узла и количество узлов многомассовой ТДМ, входящих в состав первого узла двухмассовой модели; i и n – номер узла и количество узлов многомассовой ТДМ, входящих в состав второго узла двухмассовой модели; $\tau_{j\text{уст}N}$ и $\tau_{i\text{уст}N}$ – превышения температуры соответствующих узлов при работе в установившемся номинальном режиме.

При условии равенства $\vartheta_N = \vartheta$ и правильно определенных параметрах двухмассовой ТДМ, количество тепловой энергии, запасаемой в узлах последней при работе в номинальном режиме равно количеству тепловой энергии, запасаемой в соответствующих наборах узлов многомассовой ТДМ.

На рисунках 2.5 и 2.6 представлены величины ϑ , рассчитанные по (2.51) с использованием пятимассовой ТДМ для некоторых двигателей серии 4А закрытого исполнения (обозначено: $2p$ – число полюсов). Из рисунков 2.5 и 2.6 следует, что явно выраженной зависимости ϑ от габаритов и числа полюсов АД закрытого исполнения нет. Значения ϑ в среднем близки к 0,8 при небольших отклонениях в обе стороны. Аналогичные значения ϑ получаются и для двигателей закрытого исполнения других серий, например для двигателя МТКФ012-6 величина ϑ составляет 0,840.

Проанализируем взаимосвязи соотношения превышений температур в номинальном режиме работы (ϑ_N) с параметрами двухмассовой ТДМ. Запишем выражения (2.46) и (2.47) в виде:

$$\tau_{1\text{уст}N} = \frac{\Delta P_{1N} \lambda_{20} + (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}) \lambda_{12}}{\lambda_{10} \lambda_{20} + (\lambda_{10} + \lambda_{20}) \lambda_{12}}; \quad (2.52)$$

$$\tau_{2\text{уст}N} = \frac{\Delta P_{2N} + \tau_{1\text{уст}N} \lambda_{12}}{\lambda_{20} + \lambda_{12}}. \quad (2.53)$$

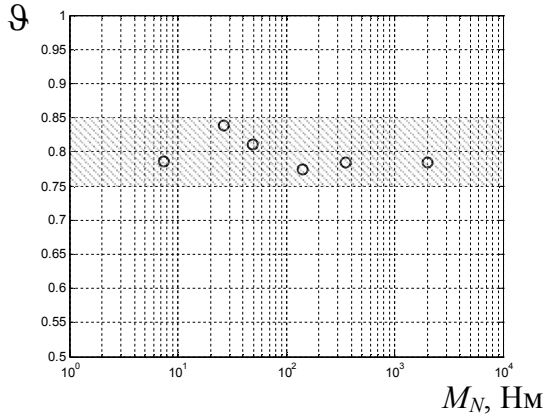


Рисунок 2.5 – Зависимость ϑ от номинального момента для двигателей 4A80A4, 4A100L4, 4A132S4, 4A180S4, 4A225M4, 4A355M4

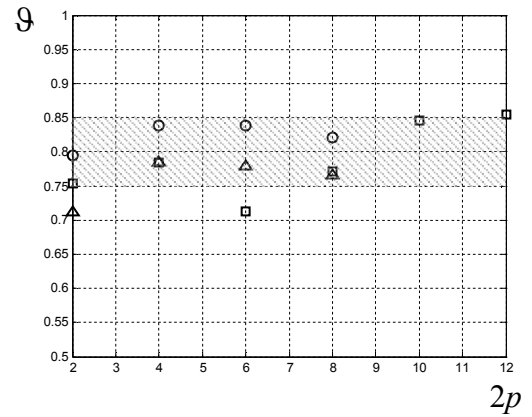


Рисунок 2.6 – Зависимость ϑ от числа полюсов для двигателей серии 4А с высотой оси 100 мм (о), 225 мм (Δ) и 355 мм (□)

Из (2.52) и (2.53) получим:

$$\begin{aligned} \vartheta_N &= \frac{\tau_{2\text{уст}N}}{\tau_{1\text{уст}N}} = \frac{1}{\lambda_{20} + \lambda_{12}} \left(\frac{\Delta P_{2N}}{\tau_{1\text{уст}N}} + \lambda_{12} \right) = \\ &= \frac{\lambda_{12}}{\lambda_{20} + \lambda_{12}} + \frac{\Delta P_{2N}}{\lambda_{20} + \lambda_{12}} \cdot \frac{\lambda_{10} \lambda_{20} + (\lambda_{10} + \lambda_{20}) \lambda_{12}}{\Delta P_{1N} \lambda_{20} + (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}) \lambda_{12}}. \end{aligned} \quad (2.54)$$

Для анализа зависимости ϑ_N от параметров двухмассовой ГДМ введем относительные единицы. В качестве базисных величин примем: $\lambda_{\sigma} = \lambda_{\Sigma 0} = \lambda_{10} + \lambda_{20}$; $\Delta P_{\sigma} = \Delta P_{\Sigma} = \Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}$.

Запишем выражение (2.54) в относительных единицах:

$$\vartheta_N = \frac{\lambda_{12}^*}{\lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*} + \frac{\Delta P_{2N}^*}{\lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*} \cdot \frac{\lambda_{10}^* \lambda_{20}^* + (\lambda_{10}^* + \lambda_{20}^*) \lambda_{12}^*}{\Delta P_{1N}^* \lambda_{20}^* + (\Delta P_{1N}^* + \Delta P_{2N}^*) \lambda_{12}^*}. \quad (2.55)$$

Учитывая, что $\lambda_{10}^* + \lambda_{20}^* = 1$ и $\Delta P_{1N}^* + \Delta P_{2N}^* = 1$, получим:

$$\vartheta_N = \frac{\lambda_{12}^*}{1 - \lambda_{10}^* + \lambda_{12}^*} + \frac{1 - \Delta P_{1N}^*}{1 - \lambda_{10}^* + \lambda_{12}^*} \cdot \frac{\lambda_{10}^* (1 - \lambda_{10}^*) + \lambda_{12}^*}{\Delta P_{1N}^* (1 - \lambda_{10}^*) + \lambda_{12}^*}. \quad (2.56)$$

На (2.56) видно, что при $\lambda_{10}^* < \Delta P_{1N}^*$ всегда $\vartheta_N < 1$. Поскольку для двигателей закрытого исполнения λ_{10}^* весьма мала, а мощность потерь в обмотке статора составляет существенную долю суммарной мощности потерь в номинальном режиме, для таких АД выполняется соотношение $\vartheta_N < 1$.

На рисунке 2.7 показана зависимость ϑ_N от ΔP_{1N}^* и λ_{12}^* для АД закрытого исполнения, построенная по соотношению (2.56) при $\lambda_{10}^* = 0$, а на рисунке 2.8 показаны линии уровня поверхности $\vartheta_N = f(\Delta P_{1N}^*, \lambda_{12}^*)$, изображенной на рисунке 2.7. Штриховкой отмечена область значений ΔP_{1N}^* и λ_{12}^* , при которых $0,75 < \vartheta_N < 0,85$. На рисунках 2.7 и 2.8 видно, что для закрытых АД при широком диапазоне изменения величин ΔP_{1N}^* и λ_{12}^* значение ϑ_N меняется мало, оставаясь в пределах $0,8 \pm 0,05$. Это дает основания использовать указанный диапазон изменения ϑ_N при определении тепловых проводимостей двухмассовой термодинамической модели АД закрытого исполнения.

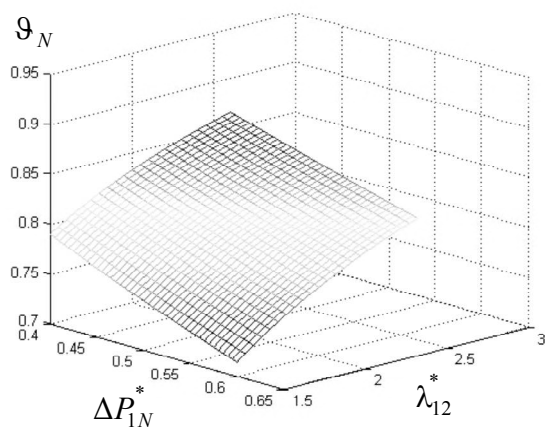


Рисунок 2.7 – Зависимость ϑ_N от ΔP_{1N}^* и λ_{12}^* для АД закрытого исполнения

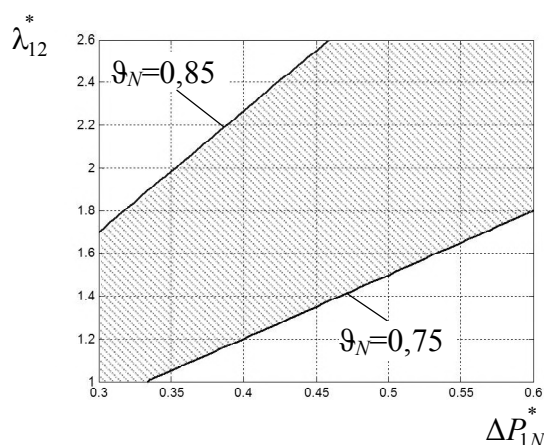


Рисунок 2.8 – Линии уровня поверхности $\vartheta_N = f(\Delta P_{1N}^*, \lambda_{12}^*)$ для АД закрытого исполнения

В задачах определения параметров двухмассовой термодинамической модели можно полагать, что $\vartheta_N = \vartheta$ и ориентироваться для АД закрытого исполнения на приведенные выше значения. Так, для двигателя 4A225M4 при $\vartheta_N = 0,782$ получаем с использованием системы уравнений (2.45) следующие значения тепловых проводимостей: $\lambda_{12} = 66,13$ Вт/К, $\lambda_{11} = 69,33$ Вт/К и $\lambda_{22} = 118,92$ Вт/К.

2.6. Учет особенностей двигателей закрытого и защищенного исполнения при определении параметров термодинамической модели

2.6.1. Учет особенностей двигателей закрытого исполнения

Особенностью процессов нагрева АД закрытого исполнения является то, что тепловой поток от обмотки статора к охлаждающей среде идет через внутренний корпус, то есть проходит через второй узел двухмассовой термодинамической модели. Именно этот факт и делает большую постоянную времени T_2 этой модели близкой по величине к постоянной T одномассовой модели. Использование равенства $T_2 = k_T T$ заложенного в системы уравнений (2.44) и (2.45), приводит к наличию определенных соотношений между теплоемкостями и тепловыми проводимостями двухмассовой ТДМ, то есть величинами, от которых соответствующие постоянные времени зависят. Покажем это, для чего используем третье уравнение системы (2.45). Запишем это уравнение через λ_{10} и λ_{20} при $k_T = 1$:

$$\frac{\lambda_{10}\lambda_{20} + (\lambda_{10} + \lambda_{20})\lambda_{12}}{\lambda_{10} + \lambda_{20}} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left[(\lambda_{10} + \lambda_{12}) \frac{C_2}{C_1} + (\lambda_{20} + \lambda_{12}) \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12} \right]. \quad (2.57)$$

Введем обозначения: $l = \lambda_{10}/\lambda_{20}$ и $c = C_1/C_2$, с учетом которых выражение (2.57) запишется как

$$\frac{l}{1+l} \lambda_{20} + \lambda_{12} = \frac{c}{(1+c)^2} \left[\frac{l+c^2}{c} \lambda_{20} + \frac{c^2+2c+1}{c} \lambda_{12} \right]. \quad (2.58)$$

Из (2.58) путем несложных преобразований получаем равенство $l=c$, т.е.

$$\lambda_{10}/\lambda_{20} = C_1/C_2. \quad (2.59)$$

Выразив тепловую проводимость λ_{10} из (2.59) через λ_{20} и теплоемкости, получаем возможность свести количество неизвестных в системе (2.45) до двух (при известных значениях C_1 и C_2). Это дает возможность использовать для нахождения тепловых проводимостей только первые два уравнения в системах (2.44) и (2.45), записав их следующим образом:

$$\begin{cases} \lambda_{20} C_1 / C_2 + (1 - \vartheta_N) \lambda_{12} = \Delta P_{1N} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{20} \vartheta_N - (1 - \vartheta_N) \lambda_{12} = \Delta P_{2N} / \tau_{1устN}. \end{cases} \quad (2.60)$$

Решая систему (2.60) относительно λ_{20} и λ_{12} , получим выражения для тепловых проводимостей:

$$\lambda_{20} = \frac{C_2}{C_1 + \vartheta_N C_2} \cdot \frac{\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}}{\tau_{1устN}}; \quad (2.61)$$

$$\lambda_{10} = \frac{C_1}{C_2} \lambda_{20} = \frac{C_1}{C_1 + \vartheta_N C_2} \cdot \frac{\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}}{\tau_{1устN}}; \quad (2.62)$$

$$\lambda_{12} = \frac{\vartheta_N C_2 \Delta P_{1N} - C_1 \Delta P_{2N}}{\tau_{1устN} (1 - \vartheta_N) (C_1 + \vartheta_N C_2)}. \quad (2.63)$$

На рисунке 2.9 показаны графики нагревания для двигателя 4A100L4. Здесь обозначено: 1 и 2 – температуры лобовых частей (1) и пазовых частей (2) обмотки статора, рассчитанные с помощью 6-массовой ТДМ (см. рисунок 2.10); 3 – температура первого узла (средняя температура обмотки статора) двухмассовой ТДМ с параметрами, рассчитанными по выражениям (2.61), (2.62) и 2.63) для $\vartheta_N = 0,80$.

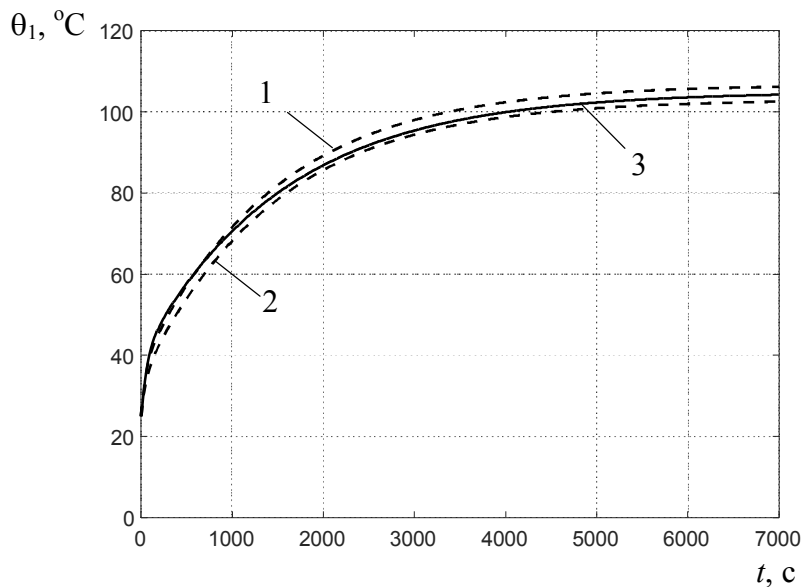


Рисунок 2.9 – Графики нагрева для 6-массовой и двухмассовой ТДМ двигателя 4A100L4

Как видим, тепловая проводимость λ_{10} для закрытых АД оказывается весьма мала. Она и физически для таких двигателей практически равна нулю. Однако, учитывая, что двухмассовая ТДМ носит аппроксимационный характер по отношению к более сложным моделям, имеет смысл оставить, в общем случае, этот параметр как

дополнительную «степень свободы» для лучшего приближения, обеспечиваемого двухмассовой моделью.

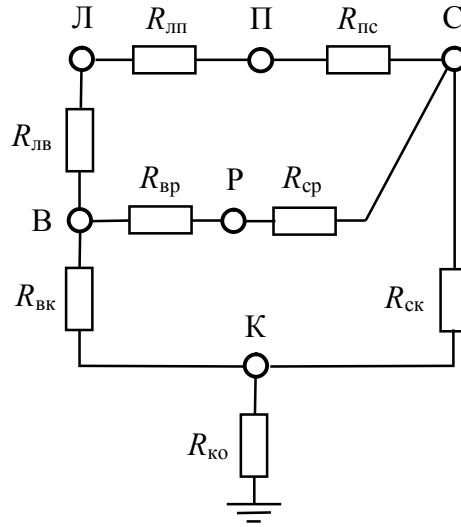


Рисунок 2.10 – Упрощенная 6-массовая ТДМ закрытого АД

Воспользовавшись выражениями (2.33) и (2.34) для постоянных времени, при выполнении условия (2.59), получим:

$$T_1 = \frac{C_1 C_2}{C_1 \lambda_{20} + (C_1 + C_2) \lambda_{12}} = \frac{1}{\lambda_{22} / C_2 + \lambda_{12} / C_1}; \quad (2.64)$$

$$T_2 = C_2 / \lambda_{20}. \quad (2.65)$$

Учитывая, что $\lambda_{22} / C_2 \ll \lambda_{12} / C_1$, из (2.64) вытекает приближенное соотношение: $T_1 \approx C_1 / \lambda_{12}$. Этот результат хорошо соответствует выражению (2.39) с учетом того факта, что теплоотдача в окружающую среду от обмотки статора в двигателях закрытого исполнения мала по сравнению с тепловой проводимостью к элементам, составляющим вторую массу двухмассовой термодинамической модели, что предопределяет соотношение $\lambda_{10} \ll \lambda_{12}$.

Соотношение $T_1 \approx C_1 / \lambda_{12}$ показывает, что величина тепловой проводимости между узлами двухмассовой ТДМ λ_{12} играет исключительно важную роль в отношении динамических свойств этой модели, определяя ее меньшую постоянную времени. Именно постоянная T_1 определяет темп изменения температуры обмотки статора при изменении тока в ней. Выясним, как формируется величина λ_{12} для двухмассовой ТДМ. Далее для удобства некоторых преобразований будем исполь-

зывать вместо тепловых проводимостей λ тепловые сопротивления $R=1/\lambda$. Индексы соответствующих проводимостей и сопротивлений совпадают. Рассмотрим симметрированную тепловую схему закрытого асинхронного двигателя, представленную на рисунке 2.10 [106, 107], которая достаточно простым образом отражает основные тепловые связи между частями обмотки статора и остальными элементами машины для АД малой и средней мощности.

На рисунке 2.10 обозначены узлы: Л – лобовые части обмотки статора; П – пазовая часть обмотки статора; С – пакет стали статора; В – внутренний воздух; Р – ротор; К – корпус. Также приняты следующие обозначения тепловых сопротивлений: $R_{лп}$ – вдоль обмотки статора между лобовой и пазовой частью; $R_{лв}$ – от лобовых частей к внутреннему воздуху; $R_{пс}$ – изоляция между пазовой частью обмотки и пакетом статора; $R_{ср}$ – от стали пакета статора к ротору через зазор; $R_{ск}$ – от стали пакета статора к корпусу; $R_{вр}$ – от внутреннего воздуха к ротору; $R_{вк}$ – от внутреннего воздуха к корпусу; $R_{ко}$ – от корпуса к наружной охлаждающей среде.

Преобразуем схему на рисунке 2.10 к виду, показанному на рисунке 2.11, исключив узел, соответствующий внутреннему воздуху. Сопоставление схем на рисунках 2.3 и 2.11 показывает, что первую массу в схеме двухмассовой ТДМ формируют узлы Л и П, а вторую массу – узлы С, Р и К схемы на рисунке 2.11 (здесь цифрами отмечены наборы элементов, формирующие узлы двухмассовой ТДМ). Соответственно, тепловые связи между узлами 1 и 2 в схеме двухмассовой ТДМ формируются тепловыми потоками, проходящими через тепловые сопротивления $R_{лп}$, $R_{пс}$ и $R_{л2}$, как показано на рисунке 2.12. Здесь пакет статора, ротор и корпус объединены в один узел 2, поскольку в контексте данного исследования нас интересует динамика температуры обмотки, а не стали машины, а $R_{л2}$ – тепловое сопротивление от лобовых частей через внутренний воздух к элементам, образующим второй узел двухмассовой ТДМ. Для схемы на рисунке 2.11:

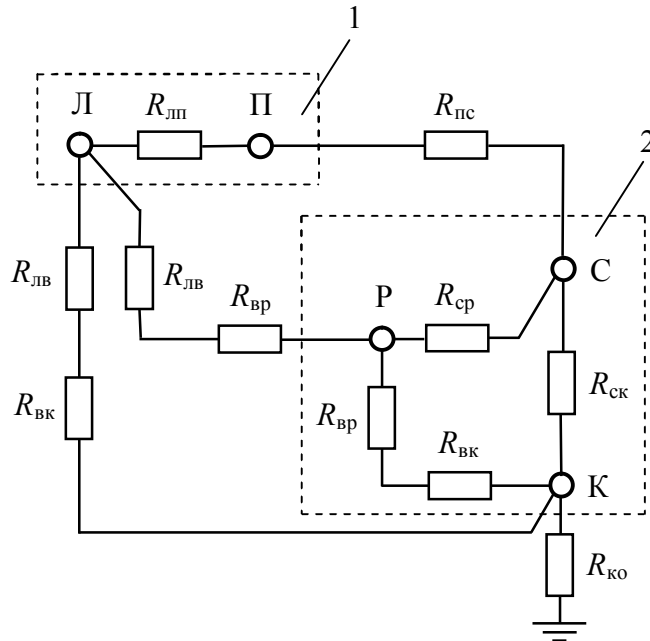
$$R_{л2} = \left(\frac{1}{R_{лв} + R_{вр}} + \frac{1}{R_{лв} + R_{вк}} \right)^{-1}. \quad (2.66)$$

С целью перехода к схеме двухмассовой ТДМ необходимо объединить узлы Л и П. Воспользуемся для этого правилами эквивалентных преобразований тепло-

вых схем [106], в соответствии с которыми, объединив узлы Л и П, преобразуем эту схему к виду, показанному на рисунке 2.13. Здесь обозначено:

$$R_1 = R_{лп} (1 - \mu_{л}); R_2 = R_{лп} \mu_{л} . \tag{2.67}$$

где $\mu_{л} = \Delta P_{1л} / \Delta P_1$ – относительная мощность потерь в лобовой части обмотки статора.



Рисунке 2.11 – Преобразованная схема термодинамической модели для закрытого АД

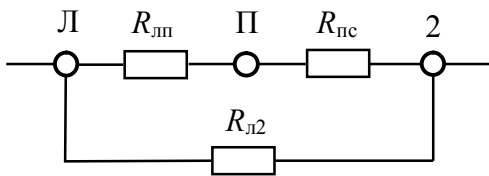


Рисунок 2.12 – Тепловые связи в термодинамической схеме для закрытого АД

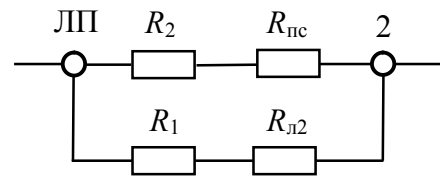


Рисунок 2.13 – Тепловые связи в термодинамической схеме для закрытого АД после объединения узлов Л и П

С учетом выражения (2.67) и теплопередачи через воздух, тепловая проводимость между узлами 1 и 2 схемы ЛП-С будет иметь следующее выражение:

$$\lambda_{12} = \frac{1}{R_{пс} + R_{лп} \mu_{л}} + \frac{1}{R_{лп} (1 - \mu_{л}) + R_{л2}} . \tag{2.68}$$

На рисунке 2.14 показаны рассчитанные по (2.68) значения λ_{12} для закрытых двигателей серии 4А основного исполнения с числом полюсов 4, 6 и 8 (всего 66 дви-

гателей с номинальным моментом в диапазоне от 7 до 2000 Нм). Видна четко выраженная связь λ_{12} с величиной номинального момента двигателя для всех скоростей. Также на рисунке 2.14 непрерывной линией показана аппроксимирующая зависимость

$$\lambda_{12} = k_{12} M_N^\delta, \quad (2.69)$$

найденная с использованием метода наименьших квадратов, которая обеспечивает аппроксимацию по указанной выборке двигателей с относительным средним квадратичным отклонением 9,02%. Здесь $k_{12}=4,025$ и $\delta=0,520$. Отметим, что эта зависимость может быть использована для оценки и отбора вариантов решения систем уравнений, предназначенных для определения параметров двухмассовой ТДМ, например (2.44) и (2.45).

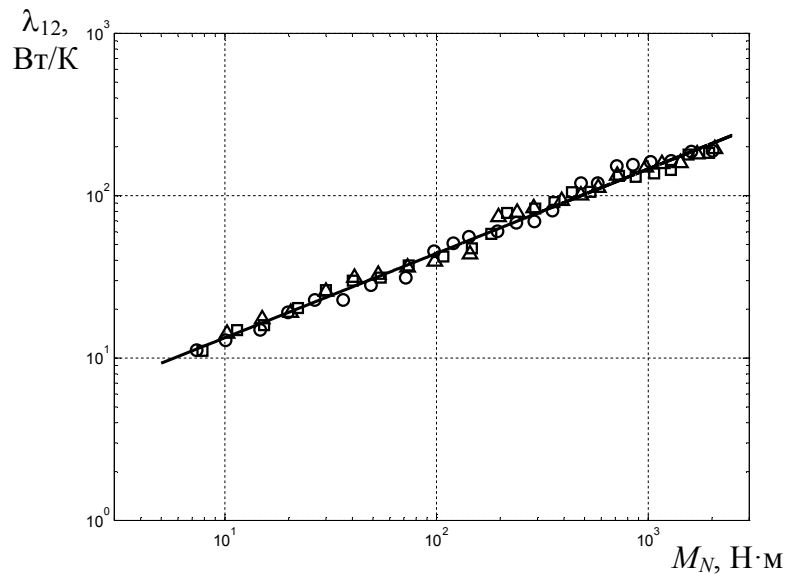


Рисунок 2.14 – Зависимость λ_{12} от номинального момента для закрытых АД серии 4А (обозначено: \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

Величина степенного коэффициента в выражении (2.69) хорошо согласуется с физическими представлениями о теплопередаче в машине. В формировании величины тепловой проводимости λ_{12} участвуют три тепловые проводимости. Проводимость изоляции между пазовой частью обмотки и сталью $\lambda_{ис}$, величина которой пропорциональна площади поверхности изоляции, то есть квадрату линейных размеров машины. Проводимость от лобовых частей обмотки к корпусу и другим элементам двигателя через внутренний воздух также пропорциональна площади поверхностей,

контактирующих с внутренним воздухом, то есть пропорциональна квадрату линейных размеров машины. Проводимость вдоль проводника между пазовой частью обмотки и лобовыми частями $\lambda_{\text{лп}}$, пропорциональна площади сечения проводников, но обратно пропорциональна их длине, что означает пропорциональность первой степени линейных размеров машины. Следовательно, величина λ_{12} должна зависеть от линейных размеров двигателя в степени, находящейся в пределах от 1 до 2.

Выясним связь номинального момента двигателя с его линейными размерами. Расчетная мощность машины переменного тока (P' , В·А) определяется произведением числа фаз на ток и ЭДС фазы, что позволяет выразить ее через геометрические параметры машины следующим образом [86]:

$$P' = D_1^2 l_1 n / C_A, \quad (2.70)$$

где D_1 – внутренний диаметр статора, м; l_1 – длина статора, м; n – частота вращения, об/мин; C_A – машинная постоянная Арнольда, $\text{мм}^3 \cdot (\text{об/мин}) / (\text{В} \cdot \text{А})$.

Из выражения (2.70) следует, что номинальный момент машины должен быть пропорционален ее активному объему $V_a = \frac{\pi}{4} D_1^2 l_1$. Однако, величина C_A зависит от ряда факторов, и, в первую очередь, от линейной нагрузки (A) и магнитной индукции в зазоре машины (B_δ) [86]. Это приводит к тому, что машинная постоянная в реальных машинах имеет различное значение для машин разных мощностей и размеров. Так, при увеличении объема активной части удается выполнить машины с большими A и B_δ , что в основном объясняется улучшением условий охлаждения машин в связи с увеличением их габаритов, поэтому C_A с увеличением мощности машин уменьшается [102]. Отсюда следует вывод, что при увеличении активного объема величина номинального момента двигателя должна увеличиваться в несколько большей степени, чем диктуется пропорциональной зависимостью. На рисунке 2.15 показаны зависимости номинального момента от активного объема машины для закрытых двигателей.

Зависимость для серии 4А, представленная на рисунке 2.15,*а* (66 двигателей с числом полюсов 4,6,8 и номинальными моментами в диапазоне 7...2000 Нм), аппроксимируется выражением

$$M_N = k_{MV} V_a^\gamma, \quad (2.71)$$

где $k_{MV} = 4,04 \cdot 10^4$; $\gamma = 1,179$ (относительное среднее квадратичное отклонение составляет $\sigma_M = 7,17\%$).

На рисунках 2.15,*б* и 2.15,*в* показаны аналогичные зависимости для двигателей МТКФ с $2p=6$ и 8 и МТН с $2p=6, 8$ и 10.

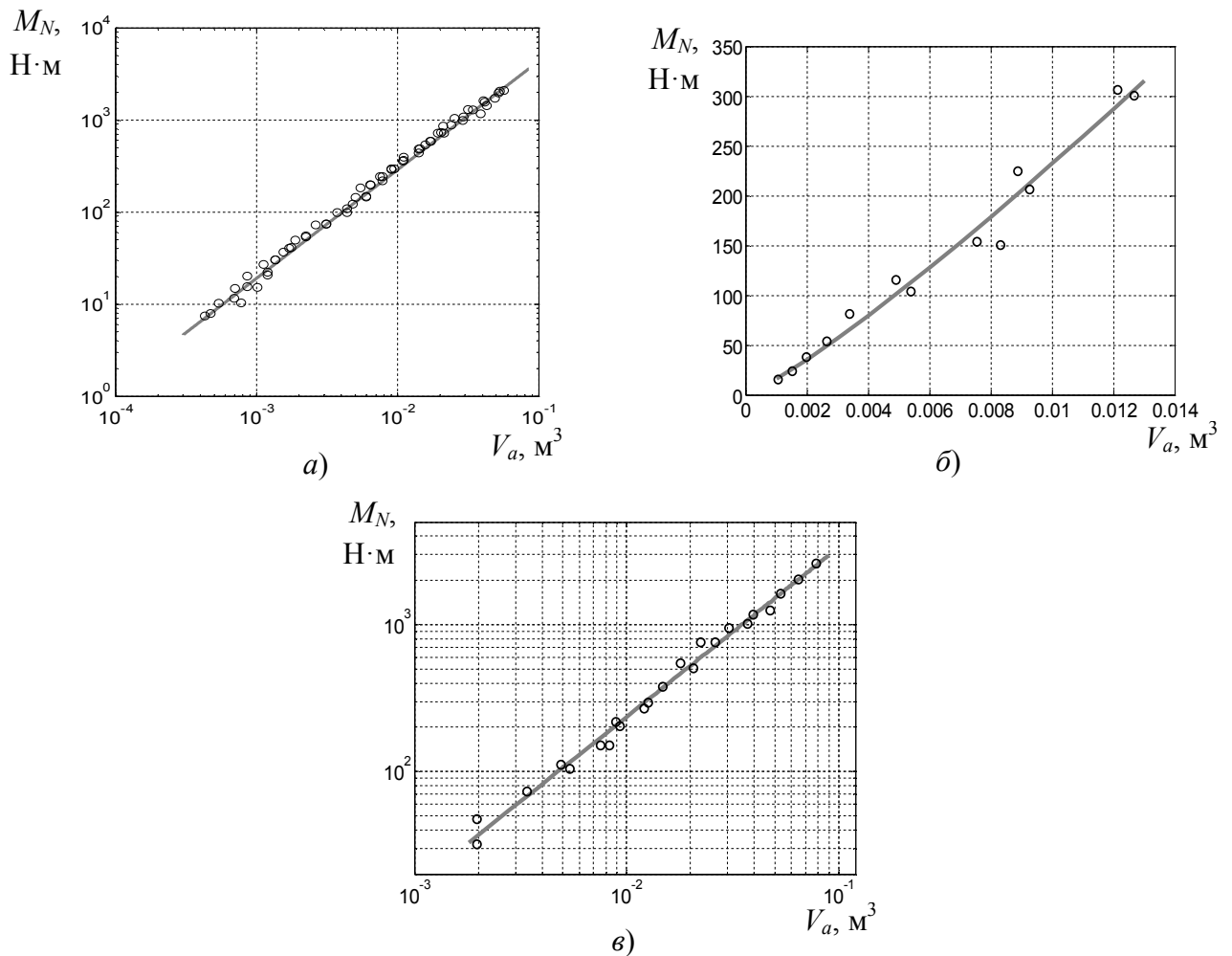


Рисунок 2.15 – Зависимость номинального момента (для МТКФ и МТН в режиме ПВ40% или 30 мин) от активного объема машины для закрытых двигателей: *а*) 4А; *б*) МТКФ; *в*) МТН

Для двигателей МТКФ с номинальными моментами при ПВ40% (30 мин) в диапазоне от 15 до 300 Н·м: $k_M = 4,989 \cdot 10^4$ и $\gamma = 1,166$ ($\sigma_M = 11,50\%$). Для двигателей МТН с номинальными моментами при ПВ40% (30 мин) в диапазоне от 32 до

2607 Н·м: $k_M=4,775 \cdot 10^4$ и $\gamma=1,153$ ($\sigma_M=12,11\%$). Отметим, что коэффициенты γ для всех рассмотренных двигателей (4А, МТКФ и МТН) имеют очень близкие значения.

Поскольку активный объем V_a пропорционален третьей степени линейного размера машины (l), то ее номинальный момент оказывается пропорциональным линейному размеру в степени 3γ . Следовательно, с учетом того, что $M_N \sim l^{3\gamma}$, проводимости $\lambda_{\text{пс}}$ и $\lambda_{\text{лк}}$ будут пропорциональны $M_N^{\frac{2}{3\gamma}}$, а проводимость $\lambda_{\text{лп}}$ пропорциональна $M_N^{\frac{1}{3\gamma}}$. Это означает, что величина степени δ в выражении (2.69) должна находиться в пределах от $\frac{1}{3\gamma}$ до $\frac{2}{3\gamma}$, то есть $0,283 < \delta < 0,565$. Как видим, полученное значение $\delta=0,520$ для двигателей 4А действительно находится в указанных пределах.

2.6.2. Учет особенностей двигателей защищенного исполнения

В двигателях защищенного исполнения теплоотдача непосредственно в охлаждающую среду от обмотки статора значительно больше, чем у двигателей закрытого исполнения. Так для исполнений двигателей IP10, IP23 (по ГОСТ 14254-2015) при способах охлаждения IC01 по ГОСТ 20459 «Машины электрические вращающиеся. Методы охлаждения. Обозначения» (см. рисунок 2.1,з) существует возможность отдачи тепла от лобовых частей обмотки статора непосредственно к охлаждающему воздуху. Для исполнений IP10, IP23 при способах охлаждения IC03, IC26 по ГОСТ 20459 (см. рисунок 2.1,д) такая возможность имеется как для лобовых, так и для пазовых частей обмотки. Аналогичный вывод вытекает и из анализа тепловых схем в [106, 107].

Анализ, проведенный с использованием пятимассовых моделей защищенных АД (где в качестве узлов термодинамической модели рассматривались лобовые и пазовая части обмотки статора, сталь статора, ротор и станина с корпусом) показал, что параметры узла, включающего станину и корпус, практически не влияют на термодинамические процессы в остальных элементах модели. Этот факт дает возможность при определении параметров двухмассовой термодинамической модели АД

защищенного исполнения относить ко второму узлу этой модели только сталь статора и ротор, что согласуется с составом тепловых схем для двигателей такого типа, приводимых в литературе, в частности в [106]. В [107] также отмечается, что расчет нагрева АД защищенного исполнения ведут обычно без учета теплопередачи между статором и станиной.

На рисунке 2.16 показаны графики нагрева двух АД одинакового габарита закрытого (4А225М4) и защищенного исполнения (4АН225М4), полученные с помощью пятимассовой ТДМ для случая работы в номинальном режиме.

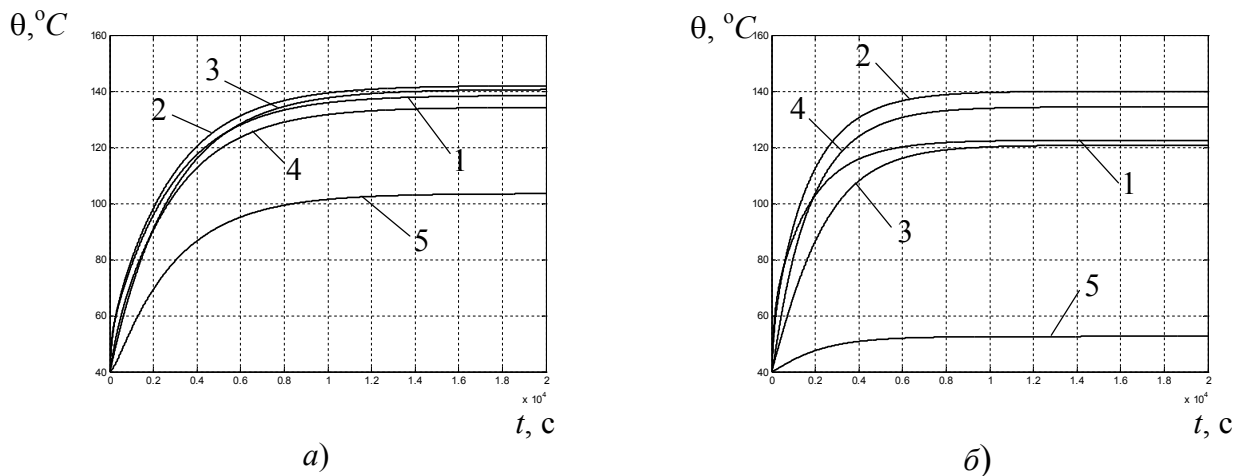


Рисунок 2.16 – Графики нагрева элементов пятимассовой термодинамической модели двигателей 4А225М4 (а) и 4АН225М4 (б). Обозначено: 1 – лобовые части обмотки статора; 2 – пазовая часть обмотки статора; 3 – ротор; 4 – сталь статора; 5 – станина и корпус

На этих графиках видно, что у двигателя защищенного исполнения, при исключении из рассмотрения узла станины с корпусом, отношение средневзвешенной температуры элементов, относимых ко второму узлу двухмассовой ТДМ, к средневзвешенной температуре обмотки статора оказывается выше, чем у двигателя закрытого исполнения. Оценивая это соотношение по (2.51), получим: $\vartheta = 0,782$ для закрытого двигателя 4А225М4 и $\vartheta = 0,976$ для защищенного 4АН225М4. Разница в значениях ϑ объясняется в основном тем, что у двигателя закрытого исполнения корпус, который включается в состав второго узла двухмассовой ТДМ, имеет сравнительно низкую температуру, а его масса составляет значительную часть массы двигателя.

Рассмотрим общий случай (при $\lambda_{10}^* \neq 0$). Для этого используем графики $\vartheta_N = f(\lambda_{10}^*)$ на рисунке 2.17, построенные по выражению (2.56). Эти графики представлены в относительных единицах, что позволяет сделать некоторые общие выводы. Так, из этих графиков видно, что для защищенных двигателей значение ϑ_N должно быть больше, чем для закрытых. Это объясняется тем, что защищенные двигатели, по сравнению с закрытыми АД, имеют большую величину теплоотдачи в охлаждающую среду от обмотки статора (λ_{10}^*) из-за непосредственного контакта ее лобовых частей с потоком охлаждающего воздуха, что уменьшает разницу температур обмотки и стали статора.

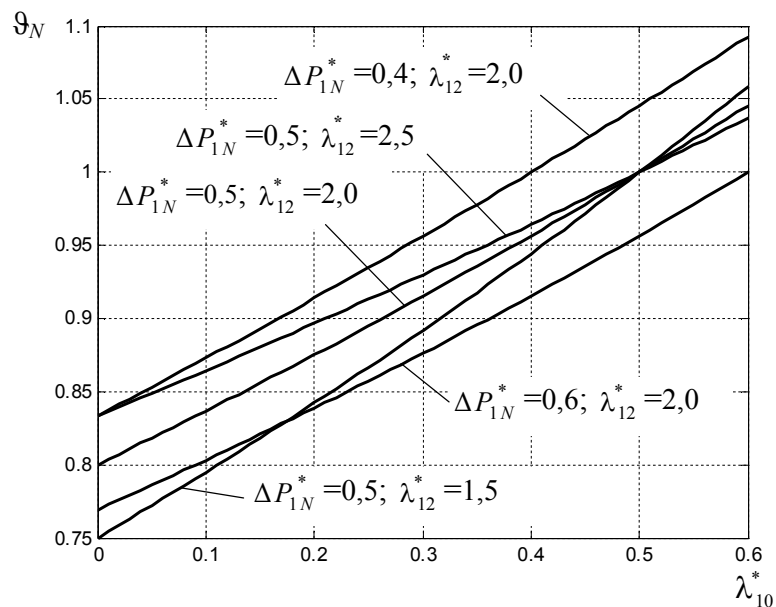


Рисунок 2.17 – Зависимости $\vartheta_N = f(\lambda_{10}^*)$ при различных величинах ΔP_{1N}^* и λ_{12}^*

Особенностью процессов нагрева АД защищенного исполнения является то, что тепловой поток от обмотки статора к охлаждающей среде идет в основном напрямую, фактически минуя станину и корпус. Таким образом, тепловой поток от обмотки статора составляет значительную часть суммарного теплового потока от машины к охлаждающей среде, в то время, как теплоемкость обмотки статора составляет небольшую часть суммарной теплоемкости машины. Этот факт вызывает вопросы о возможности рассматривать большую постоянную времени T_2 двухмассовой ТДМ у этого типа двигателей, как равную по величине постоянной T одномассовой модели.

Поскольку при использовании ТДМ для интенсивных процессов нагрева (в частности, в повторно-кратковременных режимах) очень важно, чтобы она адекватно воспроизводила темп изменения температуры в начале процесса, воспользуемся следующим подходом. Получим кривые нагрева обмотки статора при работе в номинальном режиме с помощью относительно точной пятимассовой модели, а затем, аппроксимируем эти кривые с помощью двухмассовой модели, задав при этом начальный темп изменения температуры обмотки, как отношение мощности потерь в обмотке к ее теплоемкости. При этом будем рассматривать ϑ_N и k_T как неизвестные, подлежащие определению. Такой подход позволяет оценить диапазон изменения этих величин.

Для примера на рисунке 2.18 показаны зависимости ϑ_N (а) и k_T (б) от номинального момента для двигателей 4АН со всыпными обмотками. Виден заметный разброс значений k_T и ϑ_N даже для близких по габаритам двигателей. Это говорит о том, что задание напрямую средних значений k_T и ϑ_N в системах уравнений (2.44) и (2.45) для защищенных АД не гарантирует точности определения параметров двухмассовой термодинамической модели. Поэтому предложим следующий подход. При определении тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ для АД защищенного исполнения, будем рассматривать k_T и ϑ_N как неизвестные. Это увеличивает количество подлежащих определению переменных и требует введения дополнительно двух уравнений в системы (2.44) и (2.45).

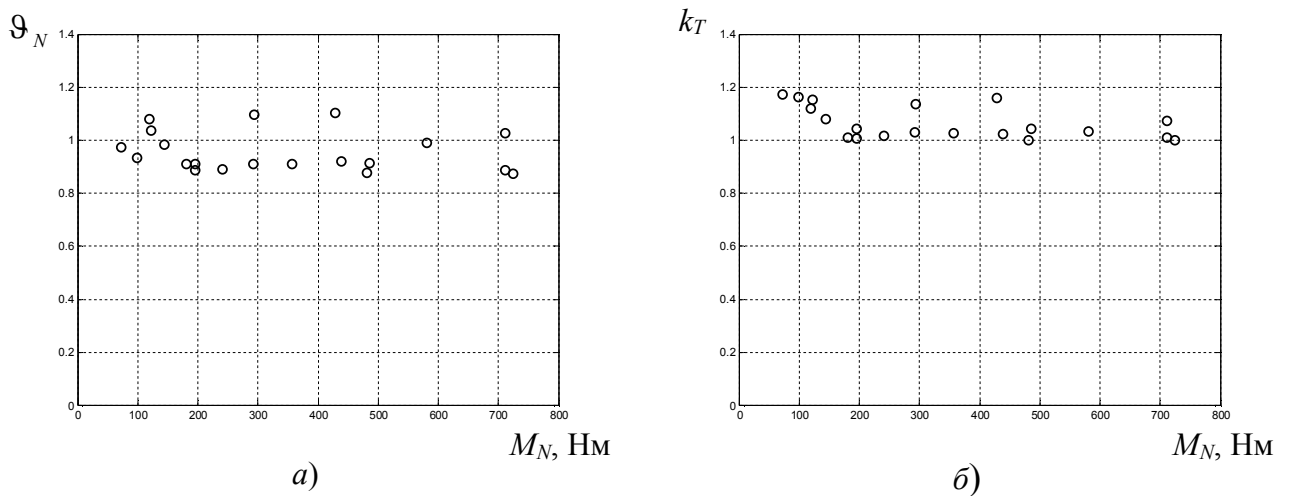


Рисунок 2.18 – Зависимости ϑ_N (а) и k_T (б) от номинального момента для двигателей 4АН

Для получения одного из двух дополнительных уравнений воспользуемся тем фактом, что в начальный момент выделения потерь в обмотке, ее температура изменяется практически по адиабатическому закону и темп ее изменения может быть найден как отношение мощности потерь в обмотке к ее теплоемкости. Назовем этот темп изменения температуры реальным. Изменение во времени превышения температуры обмотки в двухмассовой термодинамической модели описывается двухэкспоненциальной зависимостью (2.13). Записав выражение (2.13) для случая нагрева от температуры охлаждающей среды ($\tau_{1нач}=0$ и $\tau_{2нач}=0$) при работе в номинальном режиме при мощности потерь, соответствующей номинальной температуре θ_N ($\Delta P_1=\Delta P_{1N(\theta_N)}$ и $\Delta P_2=\Delta P_{2N(\theta_N)}$), получим следующее выражение:

$$\tau_1 = A_{1N(\theta_N)} \exp\left(-\frac{t}{T_{1(0)}}\right) + A_{2N(\theta_N)} \exp\left(-\frac{t}{T_{2(0)}}\right) + \frac{\lambda_{12}\Delta P_{2N(\theta_N)} + \lambda_{22}\Delta P_{1N(\theta_N)}}{B_2}, \quad (2.72)$$

где

$$A_{1N(\theta_N)} = -\frac{1}{2} \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} [\lambda_{22}(C_1\lambda_{22} - C_2\lambda_{11} - B_1^{0.5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2] + \Delta P_{2N(\theta_N)} \lambda_{12} (C_1\lambda_{22} + C_2\lambda_{11} - B_1^{0.5})}{B_1^{0.5} B_2};$$

$$A_{2N(\theta_N)} = \frac{1}{2} \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} [\lambda_{22}(C_1\lambda_{22} - C_2\lambda_{11} + B_1^{0.5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2] + \Delta P_{2N(\theta_N)} \lambda_{12} (C_1\lambda_{22} + C_2\lambda_{11} + B_1^{0.5})}{B_1^{0.5} B_2};$$

$$B_1 = C_2^2 \lambda_{11}^2 - 2C_1 C_2 \lambda_{11} \lambda_{22} + C_1^2 \lambda_{22}^2 + 4C_1 C_2 \lambda_{12}^2; \quad B_2 = \lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2.$$

Продифференцировав (2.72) и приняв $t=0$, получим выражение для расчетного начального темпа изменения температуры обмотки при работе в номинальном режиме ($\dot{\tau}_{1начN}$) в виде

$$\dot{\tau}_{1начN} = -A_{1N(\theta_N)} / T_{1(0)} - A_{2N(\theta_N)} / T_{2(0)}, \quad (2.73)$$

где $T_{1(0)}$ и $T_{2(0)}$ рассчитываются по (2.33) и (2.34).

Совпадение реального начального темпа изменения температуры обмотки с расчетным гарантирует такие параметры модели, при которых динамика температуры при изменении нагрузки будет близкой к наблюдаемой в реальном двигателе, для которого создается термодинамическая модель (а смысл использования двухмассовой ТДМ по сравнению с одномассовой и заключается в более точном учете дина-

мики температуры обмотки статора в ситуациях с интенсивными термодинамическими процессами).

В качестве второго дополнительного уравнения используем выражение (2.15) для установившегося значения превышения температуры первого узла двухмассовой ТДМ над температурой охлаждающей среды, записав его для номинального режима работы.

Таким образом, из (2.44) и (2.45) с учетом (2.73) и (2.15) получаем системы уравнений

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_{11} - \lambda_{12} \vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22} \vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{11} / C_1 + \lambda_{22} / C_2 = T_{1(0)}^{-1} + T_{2(0)}^{-1}; \\ \lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2 = C_1 C_2 T_{1(0)}^{-1} T_{2(0)}^{-1}; \\ T_{2(0)} = k_T (C_1 + C_2) (\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12})^{-1}; \\ \Delta P_{1N(\theta_N)} / C_1 = -A_{1N(\theta_N)} / T_{1(0)} - A_{2N(\theta_N)} / T_{2(0)}; \\ \tau_{1устN} = \frac{\lambda_{12} \Delta P_{2N(\theta_N)} + \lambda_{22} \Delta P_{1N(\theta_N)}}{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}, \end{array} \right. \quad (2.74)$$

а также

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_{11} - \lambda_{12} \vartheta_N = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22} \vartheta_N - \lambda_{12} = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1устN}; \\ k_T \frac{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \left[\frac{\lambda_{11}}{C_1} + \frac{\lambda_{22}}{C_2} - \frac{\lambda_{11} + \lambda_{22} - 2\lambda_{12}}{k_T (C_1 + C_2)} \right]; \\ \Delta P_{1N(\theta_N)} / C_1 = -A_{1N(\theta_N)} / T_{1(0)} - A_{2N(\theta_N)} / T_{2(0)}; \\ \tau_{1устN} = \frac{\lambda_{12} \Delta P_{2N(\theta_N)} + \lambda_{22} \Delta P_{1N(\theta_N)}}{\lambda_{11} \lambda_{22} - \lambda_{12}^2}. \end{array} \right. \quad (2.75)$$

Здесь подразумевается, что в системе уравнений (2.74) величины постоянных времени заданы в числовом виде, а в системе (2.75) они выражаются через параметры двухмассовой ТДМ с помощью формул (2.33) и (2.34).

Последнее уравнение в системах (2.74) и (2.75) является формальным, так как оно может быть получено из первых двух уравнений. В системе (2.75) также и предпоследнее уравнение является формальным, так как путем алгебраических преобразований может быть приведено к тождеству $\Delta P_{1N(\theta_N)}/C_1 = \Delta P_{1N(\theta_N)}/C_1$. По этой причине, при использовании оптимизационных процедур типа *fsolve* из пакета *Matlab* для определения искомым неизвестных в системах (2.74) и (2.75), сталкиваемся с многовариантностью решения в зависимости от заданного вектора начальных приближений. Следовательно, здесь возникает задача отбора вариантов решений. Выполнить этот отбор можно по попаданию величин k_T и ϑ_N в некоторый, наиболее вероятный, интервал значений: $k_T \in [k_T^-, k_T^+]$ и $\vartheta_N \in [\vartheta_N^-, \vartheta_N^+]$. Так, на рисунке 2.18 видно, что для указанных двигателей значения ϑ_N находятся в пределах от 0,9 до 1,1, а значения k_T в пределах от 1,0 до 1,2. Конечно, при этом, должны выполняться и очевидные условия: $\lambda_{10} > 0$, $\lambda_{20} > 0$ и $\lambda_{12} > 0$.

Рассмотрим использование системы (2.75) для определения параметров двухмассовой термодинамической модели на примере двигателя 4АН225М4. На рисунке 2.19 показаны точки, соответствующие величинам ϑ_N и k_T , полученным для различных значений начальных приближений при решении системы уравнений (2.75). Штриховкой отмечены области наиболее вероятных значений k_T и ϑ_N , а кружками отмечены варианты, соответствующие условиям $k_T \in [k_T^-, k_T^+]$ и $\vartheta_N \in [\vartheta_N^-, \vartheta_N^+]$.

На рисунке 2.20 показаны значения постоянных времени T_1 и T_2 , соответствующие вариантам решений, представленных на рисунке 2.19. Буквами *A* и *B* отмечены области локализации решений, соответствующих друг-другу на обоих рисунках. Кружками на рисунке 2.20 отмечены варианты, соответствующие одновременному выполнению условий $k_T \in [k_T^-, k_T^+]$ и $\vartheta_N \in [\vartheta_N^-, \vartheta_N^+]$. Видно, что разброс этих точек относительно небольшой. Рисунок 2.21 показывает графики нагрева $\tau_1 = f(t)$ двигателя 4АН225М4, полученные с помощью двухмассовой ТДМ с параметрами, соответствующими трем вариантам решения системы уравнений (2.75), соответствующим точкам, отмеченным на рисунке 2.20 цифрами 1, 2 и 3.

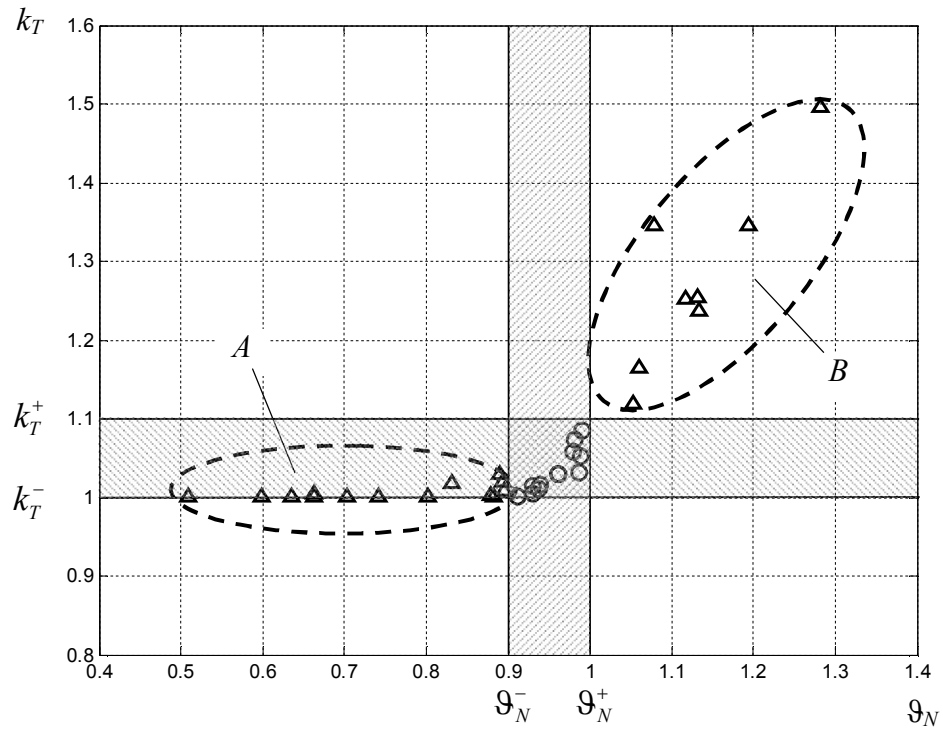


Рисунок 2.19 – Точки, соответствующие вариантам решения системы уравнений (2.75) при различных значениях начальных приближений

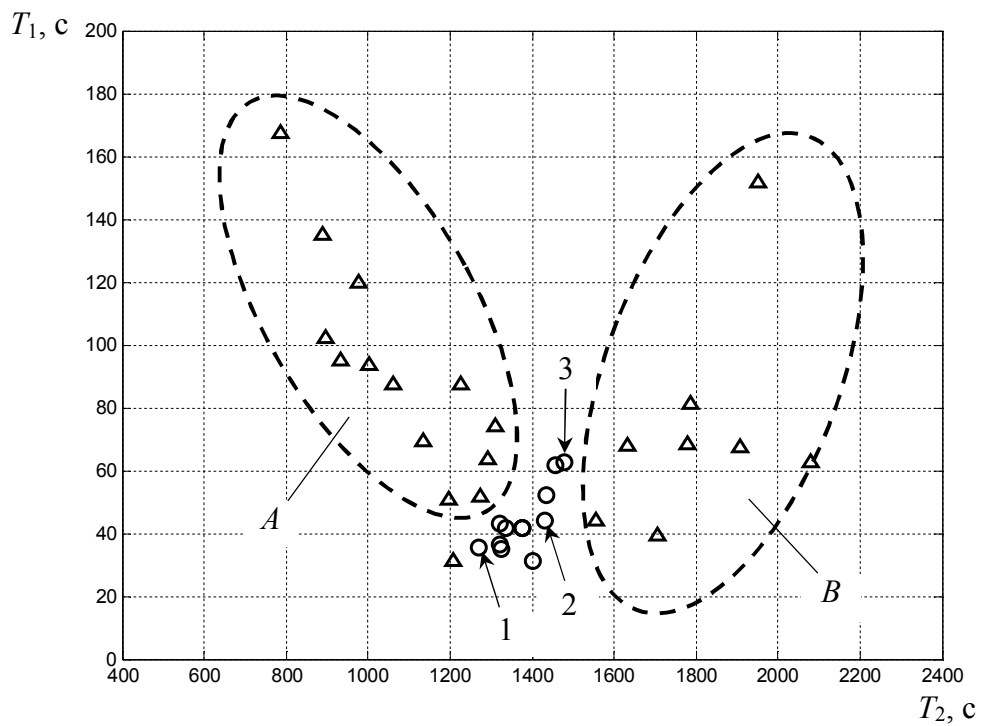


Рисунок 2.20 – Постоянные времени, соответствующие вариантам решения системы уравнений (2.75) при различных значениях начальных приближений

На рисунке 2.21 видно, что разброс значений температуры узла, соответствующего обмотке статора, для разных вариантов решения весьма небольшой, в пределах $\pm 2,5\%$ от среднего значения по трем вариантам. Это дает основания выбирать в качестве окончательного варианта ту точку, которая лежит в середине области локализации точек, соответствующих одновременному выполнению условий $k_T \in [k_T^-, k_T^+]$ и $\vartheta_N \in [\vartheta_N^-, \vartheta_N^+]$.

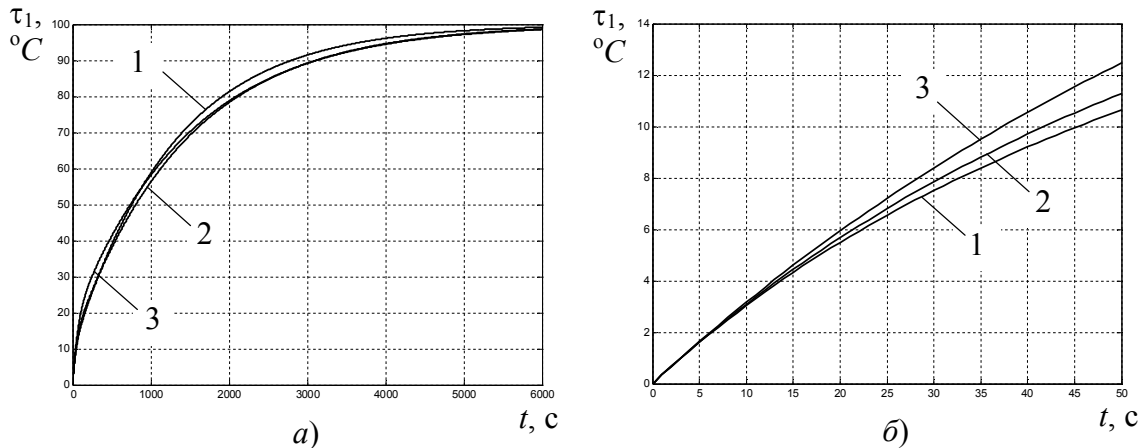


Рисунок 2.21 – Графики нагрева двигателя 4АН225М4 при трех вариантах решения для интервалов нагрева разной длительности (номера кривых соответствуют номерам точек на рис. 2.20)

2.7. Анализ взаимосвязей параметров двухмассовой ТДМ закрытых АД

Использование относительных единиц при создании математической модели любой технической системы позволяет получить определенные преимущества. Они выражаются в том, что удастся выявить некоторые свойства системы, которые не являются очевидными при анализе этой системы в абсолютных величинах. Также, в некоторых случаях, удастся получить более простые методы расчета параметров этой системы. Рассматривая двухмассовую ТДМ АД нетрудно увидеть, что здесь существует возможность использования различных систем относительных единиц.

2.7.1. Система относительных единиц (вариант А)

Рассмотрим систему относительных единиц для двухмассовой ТДМ, где в качестве базисных примем следующие величины: $\Delta P_6 = \Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}$; $\lambda_6 = \lambda_{10} + \lambda_{20}$; $C_6 = C_1 + C_2$; $\tau_6 = \Delta P_6 / \lambda_6$; $T_6 = C_6 / \lambda_6$. Такую систему относительных единиц далее будем

для краткости называть «Вариант А». Эта система относительных единиц уже была использована в параграфе 2.5 для анализа зависимости \mathfrak{G}_N от параметров двухмассовой ТДМ. Остановимся на ней подробнее.

Запишем систему уравнений (2.35) в относительных единицах (здесь и далее все величины в относительных единицах варианта А обозначаются звездочкой):

$$\begin{cases} \lambda_{11}^* - \lambda_{12}^* \mathfrak{G}_N = \Delta P_{1N}^* / \tau_{1\text{уст}N}^* ; \\ \lambda_{22}^* \mathfrak{G}_N - \lambda_{12}^* = \Delta P_{2N}^* / \tau_{1\text{уст}N}^* ; \\ \lambda_{11}^* / C_1^* + \lambda_{22}^* / C_2^* = T_1^{*-1} + T_2^{*-1} ; \\ \lambda_{11}^* \lambda_{22}^* - \lambda_{12}^{*2} = C_1^* C_2^* T_1^{*-1} T_2^{*-1} . \end{cases} \quad (2.76)$$

В рассматриваемой системе относительных единиц можно выразить λ_{10}^* через λ_{20}^* и наоборот, C_1^* через C_2^* и наоборот, а также ΔP_{1N}^* через ΔP_{2N}^* и наоборот. Поэтому, если рассматривать как неизвестные величины тепловые проводимости, теплоемкости и постоянные времени, всегда имеется возможность записать систему (2.76) в форме, содержащей только пять неизвестных. В общем случае это будут: тепловая проводимость λ_{12}^* , одна из тепловых проводимостей в охлаждающую среду, одна из теплоемкостей и две постоянные времени. Например:

$$\begin{cases} (1 - \lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*) - \lambda_{12}^* \mathfrak{G}_N = \Delta P_{1N}^* / \tau_{1\text{уст}N}^* ; \\ (\lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*) \mathfrak{G}_N - \lambda_{12}^* = (1 - \Delta P_{1N}^*) / \tau_{1\text{уст}N}^* ; \\ \frac{1 - \lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*}{C_1^*} + \frac{\lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*}{1 - C_1^*} = T_1^{*-1} + T_2^{*-1} ; \\ \frac{(1 - \lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*)(\lambda_{20}^* + \lambda_{12}^*) - \lambda_{12}^{*2}}{C_1^* (1 - C_1^*)} = T_1^{*-1} T_2^{*-1} . \end{cases} \quad (2.77)$$

Рассмотрим динамические свойства двухмассовой ТДМ с использованием данной системы относительных единиц применительно к двигателям закрытого исполнения. Запишем выражения для относительных величин постоянных времени двухмассовой ТДМ, исходя из выражений (2.33) и (2.34):

$$T_1^* = \frac{2C_1^*(1-C_1^*)}{C_1^*\lambda_{22}^* + (1-C_1^*)\lambda_{11}^* + \left[(1-C_1^*)^2\lambda_{11}^{*2} - 2C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{11}^*\lambda_{22}^* + C_1^{*2}\lambda_{22}^{*2} + 4C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{12}^{*2} \right]^{0,5}}; \quad (2.78)$$

$$T_2^* = \frac{2C_1^*(1-C_1^*)}{C_1^*\lambda_{22}^* + (1-C_1^*)\lambda_{11}^* - \left[(1-C_1^*)^2\lambda_{11}^{*2} - 2C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{11}^*\lambda_{22}^* + C_1^{*2}\lambda_{22}^{*2} + 4C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{12}^{*2} \right]^{0,5}}. \quad (2.79)$$

В параграфе 2.5 было показано, что для ТДМ двигателей закрытого исполнения выполняется условие $\lambda_{10}/\lambda_{20}=C_1/C_2$, Соответственно, с учетом этого обстоятельства, в рассматриваемой системе относительных единиц будут выполняться равенства

$$C_1^* = \lambda_{10}^*; \quad C_2^* = \lambda_{20}^*. \quad (2.80)$$

Равенства (2.80) позволяют записать:

$$C_1^*\lambda_{22}^* + (1-C_1^*)\lambda_{11}^* = 2C_1^*(1-C_1^*) + \lambda_{12}^*, \quad (2.81)$$

$$(1-C_1^*)^2\lambda_{11}^{*2} - 2C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{11}^*\lambda_{22}^* + C_1^{*2}\lambda_{22}^{*2} + 4C_1^*(1-C_1^*)\lambda_{12}^{*2} = \lambda_{12}^{*2}. \quad (2.82)$$

С учетом (2.81) и (2.82) из (2.78) и (2.79) получаем следующие соотношения для относительных постоянных времени:

$$T_1^* = \frac{C_1^*(1-C_1^*)}{C_1^*(1-C_1^*) + \lambda_{12}^*}; \quad (2.83)$$

$$T_2^* = 1. \quad (2.84)$$

Таким образом, в рассматриваемой системе относительных единиц бóльшая постоянная времени T_2 равна базисной постоянной времени, которая, в свою очередь, совпадает с постоянной времени нагрева одномассовой ТДМ. Для постоянной T_1 , с учетом того, что $C_1^* \ll 1$, а характерные значения $\lambda_{12}^* \geq 1$ можно записать упрощенное выражение:

$$T_1^* \approx C_1^*(1-C_1^*)/\lambda_{12}^*. \quad (2.85)$$

Преимущество рассмотренной системы относительных единиц заключается в том, что система уравнений (2.77) содержит меньше неизвестных величин, чем при записи аналогичных уравнений в абсолютных единицах. В общем случае эта

система содержит пять неизвестных величин: C_1^* (или C_2^*), λ_{20}^* (или λ_{10}^*), λ_{12}^* , а также T_1^* и T_2^* . При известных теплоемкостях тепловые проводимости и постоянные времени могут быть найдены даже без привлечения дополнительного уравнения, получаемого из одномассовой модели.

Недостаток этой системы относительных единиц заключается в том, что при практических расчетах весьма затруднительно перейти от относительных единиц к абсолютным, так как в базисные величины входят неизвестные, в частности λ_{10} и λ_{20} .

2.7.2. Система относительных единиц (вариант Б).

Рассмотрим систему относительных единиц для двухмассовой ТДМ, где в качестве базисных примем следующие величины: $\Delta P_6 = \Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}$; $\lambda_6 = \Delta P_6 / \tau_{1\text{доп}}$; $C_6 = C_1 + C_2$; $\tau_6 = \Delta P_6 / \lambda_6 = \tau_{1\text{доп}}$; $T_6 = C_6 / \lambda_6$. Такую систему относительных единиц далее будем для краткости называть «вариант Б». За $\tau_{1\text{доп}}$ здесь принимаем уровень превышения температуры обмотки статора при работе в номинальном установившемся режиме $\tau_{1\text{доп}} = \tau_{1N}$.

Преимуществом этой системы относительных единиц по сравнению с «вариантом А» является то, что при известных теплоемкостях C_1 и C_2 все базисные величины рассчитываются с использованием такой информации о двигателе, которая уже известна на стадии определения параметров двухмассовой ТДМ. То есть, обеспечивается простой переход от относительных единиц к абсолютным и обратно. Это позволяет проанализировать параметры реальных двигателей с использованием относительных величин для получения некоторых выводов общего характера. Для отличия от системы относительных единиц «варианта А», будем обозначать величины в системе относительных единицах «варианта Б» верхним индексом «о».

Запишем систему уравнений (2.35) в относительных единицах варианта Б:

$$\begin{cases} \lambda_{11}^o - \lambda_{12}^o \vartheta_N = \Delta P_{1N}^o / \tau_{1\text{уст}N}^o; \\ \lambda_{22}^o \vartheta_N - \lambda_{12}^o = \Delta P_{2N}^o / \tau_{1\text{уст}N}^o; \\ \lambda_{11}^o / C_1^o + \lambda_{22}^o / C_2^o = T_1^{o-1} + T_2^{o-1}; \\ \lambda_{11}^o \lambda_{22}^o - \lambda_{12}^{o2} = C_1^o C_2^o T_1^{o-1} T_2^{o-1}. \end{cases} \quad (2.86)$$

В рассматриваемой системе относительных единиц нельзя выразить λ_{10}° через λ_{20}° или наоборот, поэтому число неизвестных в системе уравнений (2.86) оказывается на единицу больше, чем в системе уравнений (2.76). При использовании минимального количества неизвестных можем записать (2.86) в следующем виде:

$$\begin{cases} \lambda_{11}^{\circ} - \lambda_{12}^{\circ} \vartheta_N = \Delta P_{1N}^{\circ} / \tau_{1\text{уст}N}^{\circ}; \\ \lambda_{22}^{\circ} \vartheta_N - \lambda_{12}^{\circ} = (1 - \Delta P_{1N}^{\circ}) / \tau_{1\text{уст}N}^{\circ}; \\ \lambda_{11}^{\circ} / C_1^{\circ} + \lambda_{22}^{\circ} / (1 - C_1^{\circ}) = T_1^{\circ-1} + T_2^{\circ-1}; \\ \lambda_{11}^{\circ} \lambda_{22}^{\circ} - \lambda_{12}^{\circ 2} = C_1^{\circ} (1 - C_1^{\circ}) T_1^{\circ-1} T_2^{\circ-1}. \end{cases} \quad (2.87)$$

Выясним характерные диапазоны значений, в которых находятся величины λ_{12}° , C_1° и ΔP_{1N}° для реальных двигателей различных серий. Отметим, что наборы величин C_1° , ΔP_{1N}° и C_1^* , ΔP_{1N}^* численно совпадают.

На рисунке 2.22 показаны рассчитанные по соотношению (2.68) значения λ_{12}° для закрытых двигателей серии 4А, а также среднее значение относительной проводимости $\lambda_{12\text{ср}}^{\circ}$ и уровни средних квадратичных отклонений от этого значения ($\sigma_{\lambda_{12}}$).

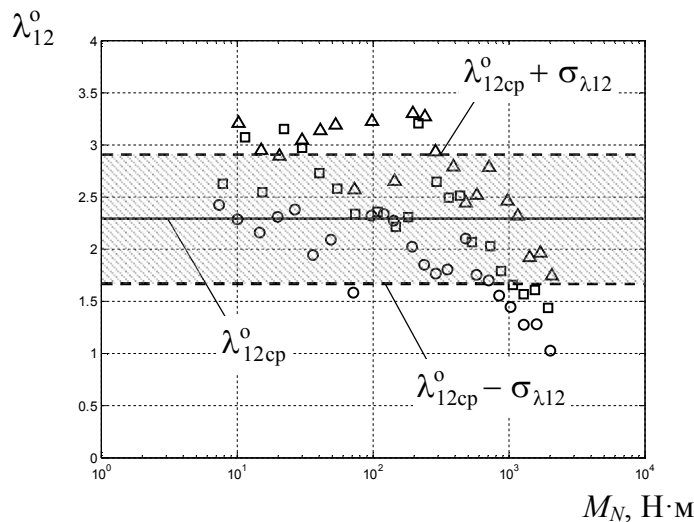
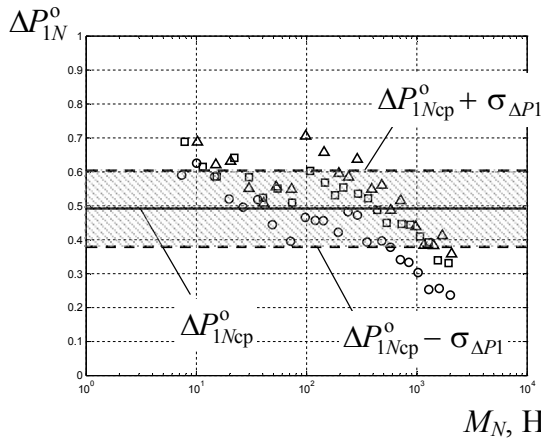


Рисунок 2.22 – Зависимость λ_{12}° от номинального момента для закрытых АД серии 4А (обозначено: \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

Здесь прослеживаются слабо выраженные связи λ_{12}° с величиной номинального момента (габаритами двигателя) и числом пар полюсов, но разброс значений

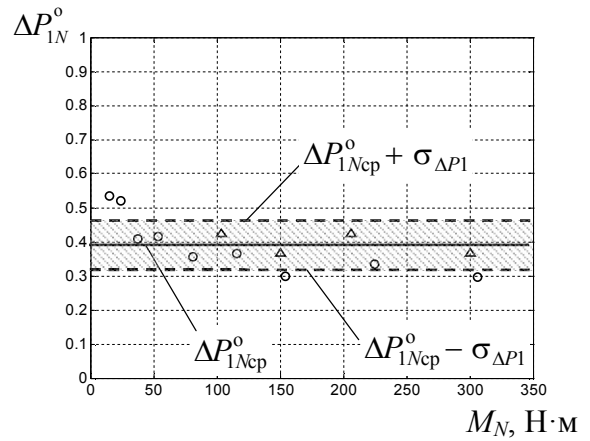
слишком велик для получения практически пригодных регрессионных зависимостей. Однако данные на рис. 2.22 дают представление о пределах, в которых должны находиться начальные приближения для относительных тепловых проводимостей при решении системы уравнений (2.87) для закрытых двигателей. Как видно на рисунке 2.22, абсолютное большинство значений λ_{12}^0 находится в пределах от 1,5 до 3,0.

На рисунке 2.23 представлены зависимости от номинального момента величин относительной мощности потерь в меди статора (ΔP_{1N}^0) для закрытых двигателей серии 4А, а также МТКФ и МТН (в режиме ПВ40% или 30 мин).



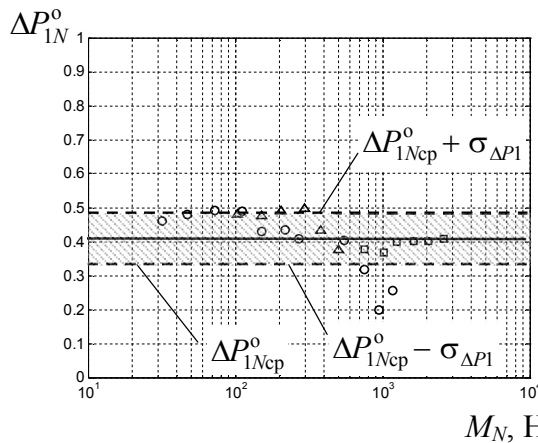
а) Серия 4А

(обозначено: $\circ - 2p=4$; $\square - 2p=6$; $\Delta - 2p=8$)



б) Серия МТКФ

(обозначено: $\circ - 2p=6$; $\Delta - 2p=8$)



в) Серия МТН (обозначено: $\circ - 2p=6$; $\Delta - 2p=8$; $\square - 2p=10$)

Рисунок 2.23 – Зависимости ΔP_{1N}^0 от номинального момента для закрытых АД

Как видно на рисунке 2.23, большинство значений ΔP_{1N}^0 для двигателей этих серий находится в пределах от 0,3 до 0,6. Прослеживается некоторая тенденция к уменьшению значений ΔP_{1N}^0 при увеличении размеров двигателя.

На рисунке 2.24 представлены зависимости от номинального момента величин относительной теплоемкости меди статора (C_1^0) для этой же выборки двигателей. Из этих рисунков следует, что большинство значений C_1^0 для двигателей 4А находится в пределах от 0,04 до 0,06. У двигателей МТКФ все значения C_1^0 находятся в диапазоне от 0,03 до 0,05, а у двигателей МТН – в диапазоне от 0,02 до 0,04.

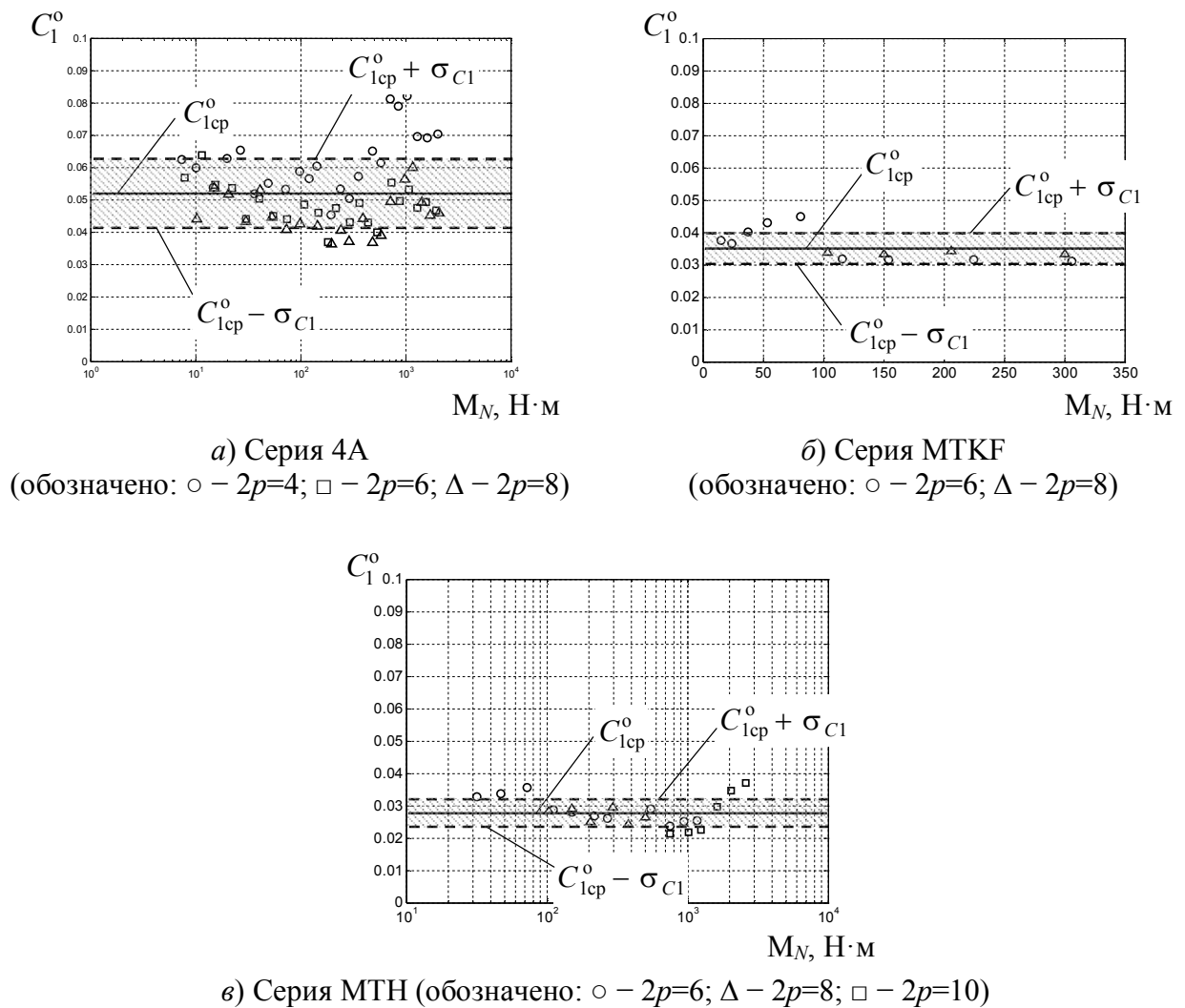


Рисунок 2.24 – Зависимость C_1^0 от номинального момента для закрытых АД

Запишем выражения для λ_{10}^0 и λ_{20}^0 от λ_{12}^0 для двигателя закрытого исполнения исходя из (2.61), (2.62) и (2.63):

$$\lambda_{20}^{\circ} = \frac{1 - C_1^{\circ}}{C_1^{\circ} + \vartheta_N (1 - C_1^{\circ})}; \quad (2.88)$$

$$\lambda_{10}^{\circ} = \frac{C_1}{C_2} \lambda_{20}^{\circ} = \frac{C_1^{\circ}}{C_1^{\circ} + \vartheta_N (1 - C_1^{\circ})}; \quad (2.89)$$

$$\lambda_{12}^{\circ} = \frac{[C_1^{\circ} + \vartheta_N (1 - C_1^{\circ})] \Delta P_{1N}^{\circ} - C_1^{\circ}}{(1 - \vartheta_N) [C_1^{\circ} + \vartheta_N (1 - C_1^{\circ})]}. \quad (2.90)$$

Выразив ϑ_N из (2.90), получим

$$\vartheta_N = \frac{(1 - 2C_1^{\circ}) \lambda_{12}^{\circ} - (1 - C_1^{\circ}) \Delta P_{1N}^{\circ}}{2(1 - C_1^{\circ}) \lambda_{12}^{\circ}} \pm \sqrt{\left[\frac{(1 - 2C_1^{\circ}) \lambda_{12}^{\circ} - (1 - C_1^{\circ}) \Delta P_{1N}^{\circ}}{2(1 - C_1^{\circ}) \lambda_{12}^{\circ}} \right]^2 + \frac{C_1^{\circ} (\lambda_{12}^{\circ} - \Delta P_{1N}^{\circ} + 1)}{(1 - C_1^{\circ}) \lambda_{12}^{\circ}}}. \quad (2.91)$$

Поскольку $\lambda_{12}^{\circ} > \Delta P_{1N}^{\circ}$ (это видно из сравнения данных на рисунках 2.22 и 2.23), то второе слагаемое под знаком квадратного корня положительно, следовательно, перед квадратным корнем в выражении (2.91) может быть только «+».

На рисунке 2.25 показаны значения ϑ_N для закрытых АД серии 4А, полученные с использованием выражения (2.91). Эти значения, отражая результаты расчета ϑ_N по параметрам реальных двигателей, подтверждают сделанное ранее заключение, полученное теоретическим путем (см. рисунки 2.7 и 2.8), о том, что соотношение превышений температур первого и второго узла двухмассовой ТДМ (ϑ_N) в номинальном режиме для закрытого двигателя близко к 0,8. В частности, для двигателей серии 4А с номинальными моментами от 7 до 2000 Н·м при $2p=4, 6$ и 8 среднее значение ϑ_N равно 0,815 при среднем квадратичном отклонении 3,3%.

Рассмотрим взаимосвязи параметров ТДМ, устанавливаемые соотношениями (2.88), (2.89) и (2.90). Графики на рисунках 2.26 и 2.27 иллюстрируют зависимости λ_{12}° и λ_{20}° от относительных величин теплоемкости первого узла двухмассовой термодинамической модели (обмотки статора АД) и мощности потерь в нем.

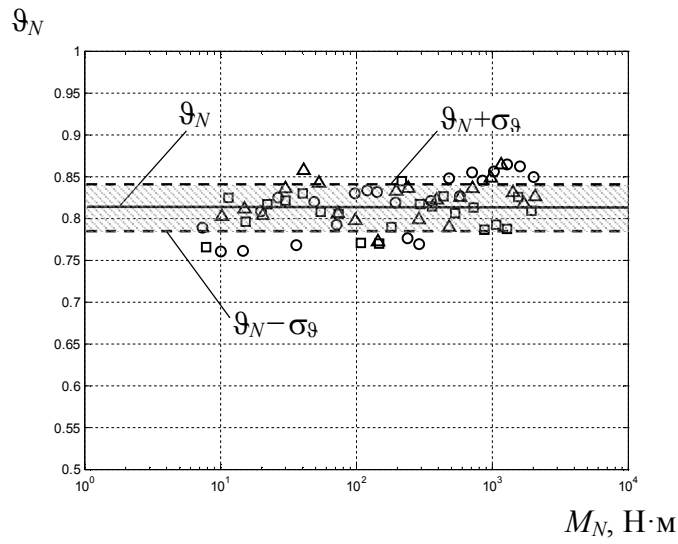


Рисунок 2.25 – Зависимость ϑ_N от номинального момента для закрытых АД серии 4А (обозначено: \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

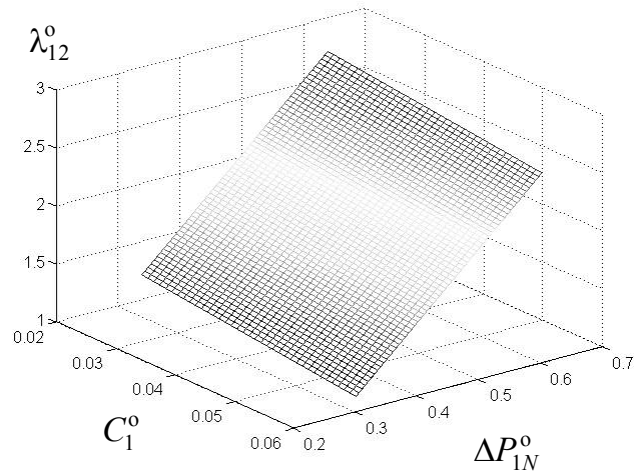


Рисунок 2.26 – Зависимость λ_{12}^0 от C_1^0 и ΔP_{1N}^0 для АД закрытого исполнения при $\vartheta_N=0,8$

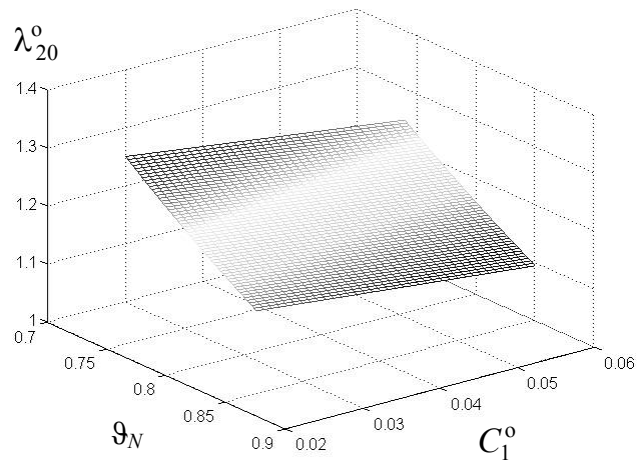


Рисунок 2.27 – Зависимость λ_{20}^0 от ϑ_N и C_1^0 для АД закрытого исполнения

Из рисунка 2.26 следует, что диапазон изменения определяемых значений λ_{12}° при изменении величин ΔP_{1N}° и C_1° в указанных выше пределах (см. приведенный выше анализ данных на рисунках 2.23 и 2.24) весьма точно соответствует диапазону изменения этой величины на рис. 2.22, где представлены значения λ_{12}° , рассчитанные по данным двигателей серии 4А. Это свидетельствует о том, что рассматриваемая *двухмассовая ТДМ АД достаточно адекватно описывает термодинамический обмен между обмоткой статора и остальной частью машины.*

Рисунок 2-27 позволяет сделать вывод о том, что относительная величина теплоотдачи в охлаждающую среду (λ_{20}°) от второго узла двухмассовой термодинамической модели в пределах наиболее вероятного диапазона значений C_1° и ϑ_N (см. рисунки 2.24 и 2.25), слабо зависит от этих параметров, изменяясь в пределах $\pm(8...10)\%$ от значения в середине указанного диапазона. Этот же вывод можно распространить и на λ_{10}° , так как эта величина пропорциональна λ_{20}° , что следует из соотношения (2.62).

2.8. ВЫВОДЫ по главе 2

1. Выполнен анализ наиболее часто встречающихся термодинамических схем АД, который позволил сформулировать рекомендации относительно компоновки узлов для упрощенных ТДМ.

2. Обоснована целесообразность использования для оценки теплового состояния АД в задачах электропривода двухмассовой ТДМ с выделением обмотки статора в качестве отдельного узла.

3. Получено математическое описание двухмассовой термодинамической модели АД и выполнен его анализ.

4. Получены основные соотношения, пригодные для определения параметров двухмассовой ТДМ АД для продолжительного режима работы и сформированы две системы уравнений – с использованием и без использования постоянных времени

ТДМ, ориентированные на применение при различном составе исходных данных о двигателе.

5. Получены соотношения, позволяющие выполнить аналитическим путем расчет тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ АД закрытого исполнения для продолжительного режима работы.

6. Получены соотношения, учитывающие термодинамические особенности АД защищенного исполнения, позволяющие численными методами выполнить расчет параметров двухмассовой ТДМ таких двигателей.

7. Предложены две системы относительных единиц для математического описания двухмассовой ТДМ электродвигателя. С их помощью выявлены основные факторы, определяющие величину постоянных времени двухмассовой ТДМ закрытого АД, проанализирована зависимость этих постоянных времени от габаритов двигателя и выполнен анализ взаимозависимости параметров двухмассовой ТДМ закрытого АД, в частности, установлен наиболее вероятный диапазон величины тепловых проводимостей в относительных единицах.

3. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ДОПОЛНИТЕЛЬНОЙ ИНФОРМАЦИИ ДЛЯ ПАРАМЕТРИРОВАНИЯ ДВУХМАССОВОЙ ТДМ АД

В главе выполнен анализ возможностей использования дополнительной информации об АД для определения параметров двухмассовой ТДМ АД и предложена методика ее использования.

3.1. Использование дополнительной информации для приближенной оценки теплоемкостей двухмассовой ТДМ АД

3.1.1. Определение теплоемкости C_1

В зависимости от набора исходных данных о двигателе существует несколько путей определения величины C_1 .

а) При интенсивных термодинамических процессах темп изменения температуры меди статора значительно выше, чем темп изменения средней температуры двигателя. В первые секунды таких процессов, пока разность $\lambda_{11}\tau_1 - \lambda_{12}\tau_2$ не достигла существенной величины, нагрев обмотки статора можно считать близким к адиабатическому [88, 91, 150]. В таком случае начальный темп изменения температуры обмотки статора, как следует из первого уравнения системы (2.8), будет определяться следующим выражением:

$$\dot{\tau}_{1\text{нач}} = \left(\frac{d\tau_1}{dt} \right)_{\text{нач}} = \frac{\Delta P_1}{C_1}, \quad (3.1)$$

где ΔP_1 – мощность потерь в обмотке статора, Вт; C_1 – теплоемкость обмотки статора, Дж·К⁻¹.

Выражение (3.1) дает возможность рассчитать величину C_1 по экспериментальным данным, полученным, например, в ходе эксперимента с целью определения постоянных T_1 и T_2 . Отметим, что в этом случае остается лишь четыре неизвестных (λ_{11} , λ_{22} , λ_{12} , C_2), что позволяет определить параметры двухмассовой термодинамической модели, используя ее описание в форме (2.44).

Данные о начальном темпе изменения температуры обмотки статора приводятся и в литературных источниках. Так, в [127] приводятся сведения о темпе нарастания температуры обмотки $\dot{\tau}_{1\text{нач}}$ при заторможенном роторе и пуске двигателя из

практически холодного состояния для двигателей серии 4А. В данном случае величина C_1 может быть определена по (3.1), где в качестве ΔP_1 выступают потери в обмотке при пусковом токе.

б) В [127, 128] приводятся сведения о массе обмотки статора для двигателей 4А, МТФ, МТН, что дает возможность рассчитать C_1 непосредственно по массе меди обмотки и удельной теплоемкости меди, Дж·К⁻¹:

$$C_1 = c_M m_M, \quad (3.2)$$

где c_M – удельная теплоемкость меди, Дж·кг⁻¹·К⁻¹; m_M – масса меди обмотки статора, °кг.

в) В [127–129] приводятся сведения о числе пазов статора, количестве элементарных проводников в эффективном, о числе параллельных ветвей фазы, диаметре провода (или размеру сечения провода в случае его прямоугольной формы) и некоторые другие. Рассмотрим использование такой информации для расчета массы меди обмотки с целью определения ее теплоемкости.

Выразим массу меди обмотки следующим образом:

$$m_M = 3\gamma_M l S, \quad (3.3)$$

где γ_M – удельная масса меди, кг/м³; l – длина проводников одной фазы, м; S – суммарная площадь сечения проводников одной фазы, м².

Поскольку длина проводников фазы определяется длиной одного витка (l_w) числом витков (w), а суммарная площадь проводников определяется площадью сечения элементарного проводника ($S_{с.пр}$), количеством элементарных проводников в эффективном (n) и числом параллельных ветвей фазы (a), получим:

$$m_M = 3\gamma_M l_w w n a S_{с.пр} \quad (3.4)$$

Выразив число витков [87, 127] как

$$w = \frac{N_{\pi} Z_1}{6a}, \quad (3.5)$$

где N_{π} – число эффективных проводников в пазу, из выражения (3.4) получим массу обмотки статора, кг:

$$m_M = \gamma_M l_w S_{с.пр} n N_{\pi} Z_1 / 2. \quad (3.6)$$

з) Если в справочнике приводится сопротивление фазы обмотки статора [127-129], то можно получить выражение для расчета массы меди обмотки, требующее меньшего количества исходных данных, чем формула (3.6).

Сопротивление фазы обмотки зависит от длины и площади сечения проводников [86, 151], Ом:

$$r_1 = \frac{\rho_m l_w w}{na S_{c.пр}}, \quad (3.7)$$

где ρ_m – удельное сопротивление меди, Ом/м.

С учетом (3.5) из выражения (3.7) следует:

$$r_1 = \frac{\rho_m l_w N_{II} Z_1}{6na^2 S_{c.пр}}. \quad (3.8)$$

Выразив из (3.8) произведение $l_w N_{II} Z_1$ и, подставив его в (3.6), получим для массы обмотки, кг:

$$m_m = 3\gamma_m r_1 n^2 a^2 S_{c.пр}^2 / \rho_m. \quad (3.9)$$

д) При наличии сведений о плотности тока в обмотке статора при номинальном токе или при пуске двигателя (такие сведения, например, приведены в [129] для двигателей 4МТКФ и 4МТКН, в [127] для серии 4А, в [86] для серии РА) также есть возможность определить теплоемкость C_1 . Выполним это следующим образом. Выразим ток проводника (I , А) через плотность тока (j , А/м²):

$$I = jS, \quad (3.10)$$

где S – площадь сечения проводника, м².

Сопротивление отрезка медного проводника длиной Δl :

$$R = \rho_m \Delta l / S, \quad (3.11)$$

тогда мощность потерь в этом отрезке проводника можем выразить с помощью (3.10) и (3.11) в следующем виде, Вт:

$$\Delta P = \rho_m S \Delta l j^2. \quad (3.12)$$

Теплоемкость этого отрезка проводника, Дж·К⁻¹:

$$C = c_m \gamma_m S \Delta l. \quad (3.13)$$

Используя (3.12) и (3.13) совместно с (3.1) получим для производной температуры обмотки в начальный момент времени следующее выражение, град/с:

$$\left(\frac{d\tau_1}{dt}\right)_{\text{нач}} = \frac{\Delta P_1}{C_1} = \frac{j^2 \rho_M}{\gamma_M c_M}, \quad (3.14)$$

откуда получим выражение для теплоемкости обмотки, Дж·К⁻¹:

$$C_1 = \frac{\Delta P_1 \gamma_M c_M}{j^2 \rho_M}, \quad (3.15)$$

где в качестве j и ΔP_1 могут выступать соответствующие величины для номинального режима или при пуске двигателя.

3.1.2. Определение теплоемкости C_2

а) *Соотношения для оценки C_2 по массе элементов двигателя.* Рассмотрим определение C_2 для двигателя закрытого исполнения. Здесь C_2 формируется за счет теплоемкостей всех элементов конструкции двигателя за исключением того элемента, который формирует первый узел термодинамической модели. Суммарная масса элементов двигателя, входящих во второй узел двухмассовой термодинамической модели ($m_{2\Sigma}$), когда в качестве первого узла рассматривается обмотка статора, в общем случае включает в себя следующие составляющие:

$$m_{2\Sigma} = m_{csr} + m_{or} + m_{и} + m_{к}, \quad (3.16)$$

где m_{csr} – масса стали пакетов статора и ротора; m_{or} – масса обмотки ротора; $m_{и}$ – масса изоляционных материалов; $m_{к}$ – масса конструкционных материалов.

Соответственно, суммарная теплоемкость:

$$C_{2\Sigma} = C_{csr} + C_{or} + C_{и} + C_{к}, \quad (3.17)$$

где C_{csr} – теплоемкость стали пакетов статора и ротора; C_{or} – теплоемкость обмотки ротора (вместе с короткозамыкающими кольцами в двигателе с короткозамкнутым ротором или лобовыми частями обмотки в двигателе с фазным ротором); $C_{и}$ – теплоемкость изоляционных материалов; $C_{к}$ – теплоемкость конструкционных материалов.

Расчеты показывают, что масса и теплоемкость изоляционных материалов в двигателе пренебрежимо мала по сравнению с массой металла (для АД как с короткозамкнутым, так и с фазным ротором она составляет менее 1% от полной массы двигателя). Это дает основания без заметной погрешности пренебрегать теплоемкостью изоляционных материалов $C_{и}$ в выражении (3.17). Получим соотношения, позволяющие выполнить приближенный расчет остальных слагаемых в выражении (3.17) при условии ограниченного количества информации об особенностях конструкции и параметрах двигателя.

б) *Оценка основных геометрических параметров стали АД.* Иногда в справочных данных приводятся сведения о массе сердечника статора и ротора, так в [131] такие сведения приведены для частотно-регулируемых двигателей 5АВЧКр и 7АВЧКр, что позволяет легко рассчитать теплоемкость этих элементов. В остальных случаях требуется выполнить расчет их массы.

Массы стали статора (m_{cs}) и ротора (m_{cr}) асинхронного двигателя можно выразить следующим образом [151], кг:

$$m_{cs} = \gamma_c k_{зс1} l_1 \left[\frac{\pi}{4} (D_{н1}^2 - D_{в1}^2) - S_{п1} Z_1 \right], \quad (3.18)$$

где γ_c – плотность стали, кг/м³; $k_{зс1}$ – коэффициент заполнения сердечника статора сталью; l_1 – расчетная длина сердечника статора (без промежутков для радиальных каналов), м; $D_{н1}$ и $D_{в1}$ – наружный и внутренний диаметры сердечника статора, м; $S_{п1}$ – площадь сечения паза статора, м²; Z_1 – количество пазов статора.

$$m_{cr} = \gamma_c k_{зс2} l_2 \left[\frac{\pi}{4} (D_{н2}^2 - D_{в2}^2 - n_{ак2} d_{ак2}^2) - S_{п2} Z_2 \right], \quad (3.19)$$

где $k_{зс2}$ – коэффициент заполнения сердечника ротора сталью; l_2 – расчетная длина сердечника ротора (без промежутков для радиальных каналов), м; $D_{н2}$ и $D_{в2}$ – наружный и внутренний диаметры сердечника ротора, м; $n_{ак2}$ – количество аксиальных каналов в роторе; $d_{ак2}$ – диаметр аксиальных каналов ротора, м; $S_{п2}$ – площадь сечения паза ротора, м²; Z_2 – количество пазов ротора.

Выражения (3.18) и (3.19) предполагают необходимость владения достаточно подробной информацией о геометрических параметрах внутренних элементов АД. В

некоторых литературных источниках приводятся достаточно подробные данные о двигателе, включая площадь и конфигурацию пазов, например [127], что позволяет использовать непосредственно выражения (3.18) и (3.19), однако в большинстве случаев такая информация отсутствует. Рассмотрим возможности расчета m_{cs} и m_{cr} когда известны только внешний диаметр статора и длина его пакета. Эти величины относятся к числу основных геометрических параметров и могут быть известны из справочных данных [86, 127, 128], либо оценены приближенно следующим образом.

Величину наружного диаметра пакета статора можно определить по высоте оси ротора над опорной поверхностью (h) по следующей формуле [112]:

$$D_{н1}=2(h - h_{пр}), \quad (3.20)$$

где $h_{пр}$ – расстояние от нижней кромки пакета статора до опорной поверхности. Также величину $D_{н1}$ можно оценить и другими способами, например, в [86, 87] приводятся таблицы, связывающие h и $D_{н1}$ для асинхронных двигателей.

Внутренний диаметр статора можно определить по внешнему диаметру с помощью следующего выражения [87]:

$$D_{в1}=k_{D1}D_{н1}+k_{D2}, \quad (3.21)$$

где коэффициенты k_{D1} и k_{D2} имеют значения, приведенные в таблице. 3.1 [87].

Аналогичная методика расчета $D_{в1}$ по $D_{н1}$ приводится и в [86].

Конструктивную длину сердечника статора ($l_{1к}$) можно рассчитать через длину станины (L) [112]:

$$L \cong l_{1к} - 2l_{вл}, \quad (3.22)$$

где $l_{вл}$ – длина вылета лобовых частей, м.

Согласно [112] длину вылета лобовых частей можно определить по формуле:

$$l_{вл} = k_{вл} \frac{\pi}{2p} \beta_y (D_{в1} + h_{z1}), \quad (3.23)$$

где $k_{вл}$ – коэффициент вылета лобовых частей (принимается по таблице 3.2 [112]); $2p$ – число полюсов; h_{z1} – высота зубцов статора, м; β_y – шаг обмотки на полюсное деление.

Таблица 3.1 – Коэффициенты для расчета внутреннего диаметра сердечника статора

$2p$	$D_{1н}, \text{ м}$	k_{D1}	k_{D2}
2	0,08...0,36	0,61	-0,004
	0,36...0,75	0,485	0,028
4	0,08...0,52	0,68	-0,005
	0,08...0,59	0,56	0,06
6	0,59...0,99	0,72	-0,003
	0,59...0,99	0,60	0,082
8	0,08...0,59	0,72	-0,003
	0,59...0,99	0,60	0,10
10 и 12	0,50...0,99	0,60	0,11

Таблица 3.2 – Значения коэффициента вылета лобовых частей

$2p$	Катушка с прямоугольными лобовыми частями	Катушка с трапециевидными лобовыми частями
2	0,27	0,35
4	0,31	0,40
6	0,40	0,45
8	0,52	0,60

В [86] приведена более подробная методика определения вылета лобовых частей отдельно для насыпных обмоток и обмоток, выполненных из прямоугольного провода.

Шаг обмотки на полюсное деление для однослойных обмоток с диаметральной шаг $\beta_y=1$. Такие обмотки обычно используются в АД с $h \leq 160$ мм [87]. При $h > 160$ мм асинхронные двигатели обычно выполняются с двухслойными обмотками, имеющими укороченный шаг. Для них $\beta_y \approx 0,6$ при $2p=2$ и $\beta_y \approx 0,8$ при $2p \geq 4$ [87].

При определении длины сердечника статора и ротора следует учитывать возможное наличие радиальных вентиляционных каналов. Радиальные каналы используются при длине пакета статора более 300-350 мм. Количество каналов выбирается таким, чтобы длина одной секции пакета была не более 55-75 мм (крайние секции могут быть несколько длиннее внутренних) при стандартной длине канала 10 мм [87]. При наличии радиальных каналов суммарная длина стали статора в осевом направлении (l_1) определяется как

$$l_1 = l_{1к} - n_{рк} l_{рк}, \quad (3.24)$$

где $n_{рк}$ – количество радиальных каналов; $l_{рк}$ – длина одного радиального канала, м.

в) *Оценка массы и теплоемкости стали статора и ротора АД.* Располагая информацией только о внешнем диаметре пакета статора и его реальной (за вычетом радиальных каналов длине) можно приближенно определить объем, занимаемый сталью статора и ротора. Сделаем это следующим образом. Определим приближенно суммарный объем стали статора и ротора (V_{csr}) как объем цилиндра с внешним диаметром, равным внешнему диаметру статора (V_{D1}) за вычетом объема пазов статора ($V_{п1}$), аксиальных каналов ротора ($V_{ак2}$) и пространства в роторе под вал ($V_{в2}$):

$$V_{csr} = V_{D1} - V_{в2} - V_{ак2} - V_{п1} . \quad (3.25)$$

Выражение (3.25) не учитывает весь объем, занимаемый обмоткой ротора. Таким образом, используя далее это выражение для определения массы и теплоемкости статора и ротора, пренебрегаем разницей между теплоемкостью обмотки ротора и теплоемкостью стали в объеме, равном объему пазов ротора ($C_{пrFe}$). Однако это представляется допустимым ввиду того, что как показывают расчеты, погрешность, вносимая этим допущением, весьма мала. Рисунок^{3.1} иллюстрирует величины погрешности $\delta_{Fe} = (C_{пrFe} - C_{or}) / C_{csr}$ для закрытых двигателей серии 4А с короткозамкнутым ротором.

Среднее значение δ_{Fe} в данном случае составляет 0,0225 со средним квадратичным отклонением 0,0105. При этом надо учесть, что сумма теплоемкостей стали статора и ротора составляет лишь около половины теплоемкости всей машины закрытого исполнения. Соответственно, погрешность, вносимая рассматриваемым допущением в расчет теплоемкости второго узла двухмассовой термодинамической модели, будет в среднем вдвое меньше величины δ_{Fe} .

Выражение (3.25) не учитывает объем пространства в зазоре между статором и ротором ввиду его малости. Так, величина зазора для АД серии 4А мощностью 0,1...300 кВт составляет менее 0,32%, а для краново-металлургических двигателей МТ и 4МТ не более 0,25% от внешнего диаметра пакета статора. Таким образом, объем пространства в зазоре, рассчитанный с привлечением данных из таблицы^{3.3}, составляет менее 0,6...0,75% от объема, занимаемого сталью статора и ротора.

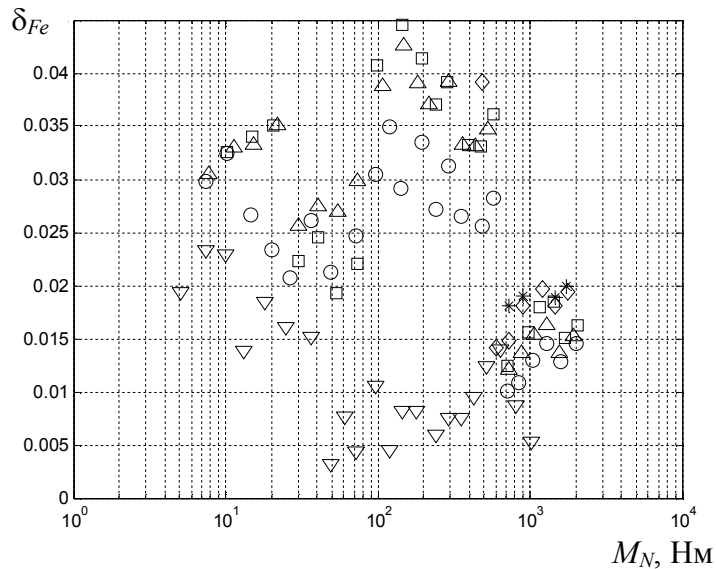


Рисунок 3.1 – Зависимость δ_{Fe} от номинального момента для двигателей 4А с короткозамкнутым ротором (обозначено: ∇ – $2p=2$; \circ – $2p=4$; Δ – $2p=6$; \square – $2p=8$; \diamond – $2p=10$; $*$ – $2p=12$)

Определим объемы, входящие в состав выражения (3.25). Объем цилиндра с диаметром, равным внешнему диаметру пакета статора, m^3 :

$$V_{D1} = \pi D_{H1}^2 l_1 / 4. \quad (3.26)$$

Объем пространства в роторе под вал. В асинхронных двигателях с высотой оси до 450 мм сердечники ротора насаживают непосредственно на вал [125]. Внутренний диаметр сердечника ротора (D_{B2}) при непосредственной посадке на вал может быть определен по формуле [86], м:

$$D_{B2} = k_{B2} \cdot D_{H1}, \quad (3.27)$$

где значения коэффициента k_{B2} берутся по таблице 3.3 [86].

Таблица 3.3 – Коэффициенты для расчета внутреннего диаметра сердечника ротора

h , мм	50...63	71...250	280...355		400...500		
$2p$	2...6	2...8	2	4...12	4	6	8...12
k_{B2}	0,19	0,23	0,22	0,23	0,20	0,23	0,25

С учетом (3.27) получаем для пространства в роторе под вал, m^3 :

$$V_{B2} = \pi k_{B2}^2 D_{H1}^2 l_2 / 4, \quad (3.28)$$

где l_2 – длина стали ротора в осевом направлении за вычетом суммарной длины радиальных каналов (если они имеются), м.

Объем аксиальных каналов в роторе, m^3 :

$$V_{ак2} = \pi d_{ак2}^2 l_2 n_{ак2} / 4. \quad (3.29)$$

Аксиальные каналы в роторе применяются в некоторых двигателях с $h \geq 250$ мм [87]. Например, в двигателях серии 4А они используются при $h=280, 315$ и 355 мм [112]. Количество и диаметр аксиальных каналов можно определить по данным [87], представленным в таблице 3.4.

Таблица 3.4 – Количество и диаметр аксиальных вентиляционных каналов в роторе

$h, \text{ мм}$	$2p=2$		$2p=4$		$2p=6$		$2p=8, 10, 12$	
	$n_{ак2}$	$d_{ак2}$	$n_{ак2}$	$d_{ак2}$	$n_{ак2}$	$d_{ак2}$	$n_{ак2}$	$d_{ак2}$
250	10	15	10	20	10	30	10	30
280	12	20	12	32	12	40	12	40
315	12	20	12	40	12	40	12	40
355	12	20	12	50	12	50	12	50
400	-	-	9	55	9	65	9	75
450	-	-	9	65	9	75	9	90

Определим объем пазов статора, м^3 . Для этого используем значение, получаемое по следующему выражению:

$$V_{п1} = Z_1 b_{п1.ср} h_{п1} l_1, \quad (3.30)$$

где $b_{п1.ср}$ – средняя ширина паза, м; $h_{п1}$ – высота паза, м.

Определим объем пазов статора, м^3 . Для этого используем значение, получаемое по следующему выражению:

$$V_{п1} = Z_1 b_{п1.ср} h_{п1} l_1, \quad (3.31)$$

где $b_{п1.ср}$ – средняя ширина паза, м; $h_{п1}$ – высота паза, м.

Обозначим $k_{b\tau1} = b_{п1.ср} / \tau_{1ср}$ и $k_{hj1} = h_{п1} / h_j$, где $\tau_{1ср}$ – зубцовое деление по окружности, проходящей через половину высоты паза статора, м; h_j – высота ярма статора, м. С учетом этих обозначений выражение (3.31) можно записать в следующем виде:

$$V_{п1} = \pi (D_{в1} + h_{п1}) k_{b\tau1} h_{п1} l_1. \quad (3.32)$$

Высоту паза выразим через разность наружного и внутреннего диаметров статора:

$$h_{\text{п1}} = \frac{k_{hj1}(D_{\text{н1}} - D_{\text{в1}})}{2(k_{hj1} + 1)}. \quad (3.33)$$

Из (3.32) с учетом (3.33) получим:

$$V_{\text{п1}} = \frac{\pi k_{b\tau1} k_{hj1}}{2(k_{hj1} + 1)} (D_{\text{н1}} - D_{\text{в1}}) \left[D_{\text{в1}} + \frac{k_{hj1}(D_{\text{н1}} - D_{\text{в1}})}{2(k_{hj1} + 1)} \right] l_1. \quad (3.34)$$

С учетом (3.26), (3.28), (3.29) и (3.34) представим (3.25) в виде:

$$V_{\text{csr}} = \frac{\pi D_{\text{н1}}^2 l_1}{4} - \frac{\pi k_{b\tau1} k_{hj1}}{2(k_{hj1} + 1)} (D_{\text{н1}} - D_{\text{в1}}) \left[D_{\text{в1}} + \frac{k_{hj1}(D_{\text{н1}} - D_{\text{в1}})}{2(k_{hj1} + 1)} \right] l_1 - \frac{\pi k_{\text{в}}^2 D_{\text{н1}}^2 l_2}{4} - \frac{\pi d_{\text{ак2}}^2 l_2 n_{\text{ак2}}}{4}. \quad (3.35)$$

Пренебрегая разницей в длинах сердечников статора и ротора, которая обычно не превышает 5 мм для АД с $h \geq 250$ мм [151], и считая одинаковыми коэффициенты заполнения сталью статора и ротора ($k_{\text{зс1}} = k_{\text{зс2}} = k_{\text{зс}}$), получим с использованием (3.35) следующие выражения для суммарной массы стали статора и ротора, кг:

$$m_{\text{csr}} = k_{\text{зс}} \gamma_{\text{с}} \pi \left\{ \frac{D_{\text{н1}}^2 (1 - k_{\text{в}}^2) - d_{\text{ак2}}^2 n_{\text{ак2}}}{4} - k_{b\tau1} k_{hj1} \frac{D_{\text{н1}} (1 - k_{D1}) - k_{D2}}{2(k_{hj1} + 1)} \left[D_{\text{в1}} + k_{hj1} \frac{D_{\text{н1}} (1 - k_{D1}) - k_{D2}}{2(k_{hj1} + 1)} \right] \right\} l_1. \quad (3.36)$$

С помощью (3.36) получим выражение для теплоемкости стали статора и ротора, Дж·К⁻¹:

$$C_{\text{csr}} = c_{\text{с}} k_{\text{зс}} \gamma_{\text{с}} \pi \left\{ \frac{D_{\text{н1}}^2 (1 - k_{\text{в}}^2) - D_{\text{ак2}}^2 n_{\text{ак2}}}{4} - k_{b\tau1} k_{hj1} \frac{D_{\text{н1}} (1 - k_{D1}) - k_{D2}}{2(k_{hj1} + 1)} \left[D_{\text{в1}} + k_{hj1} \frac{D_{\text{н1}} (1 - k_{D1}) - k_{D2}}{2(k_{hj1} + 1)} \right] \right\} l_1, \quad (3.37)$$

где $c_{\text{с}}$ – удельная теплоемкость стали, Дж·кг⁻¹·К⁻¹.

Рассмотрим вопрос об определении коэффициентов $k_{b\tau1}$ и k_{hj1} , входящих в выражение (3.37). В [86] указывается, что средняя ширина пазов статора примерно равна половине зубцового деления, однако в действительности значение коэффициента $k_{b\tau1}$ может заметно отклоняться от 0,5. На рисунке^о3.2 показаны зависимости значений $k_{b\tau1}$ от номинального момента и числа полюсов ($2p$) для 99 двигателей 4А

закрытого исполнения. Пунктирным овалом выделены двигатели с жесткими обмотками.

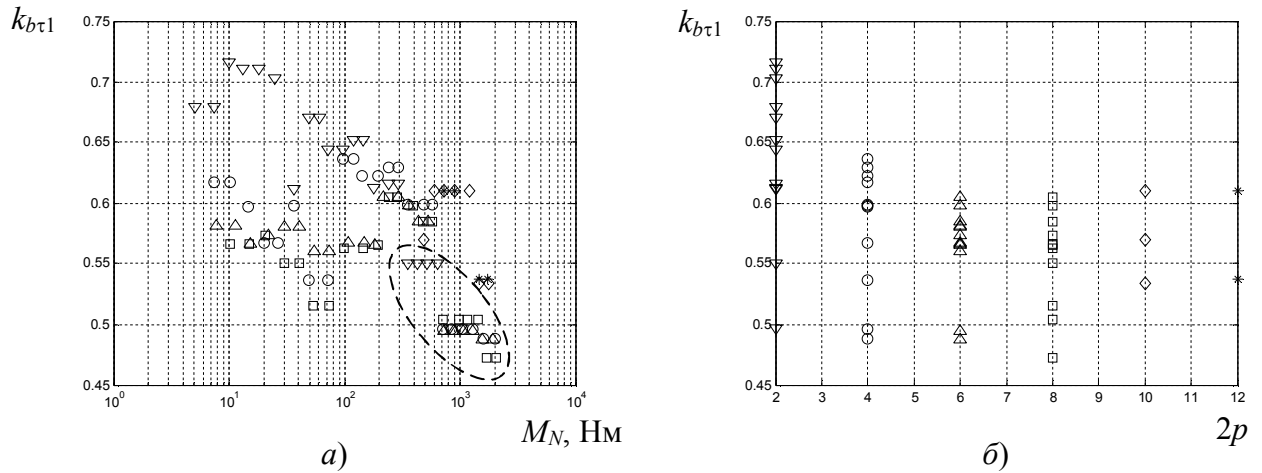


Рисунок 3.2 – Зависимость $k_{b\tau_1}$ от номинального момента (а) и числа полюсов (б) для закрытых двигателей 4А с короткозамкнутым ротором (обозначено: ∇ – $2p=2$; \circ – $2p=4$; Δ – $2p=6$; \square – $2p=8$; \diamond – $2p=10$; $*$ – $2p=12$)

На рисунке 3.2 прослеживается тенденция к уменьшению отношения ширины паза к зубцовому делению при увеличении размеров машины. Кроме того заметно, что $k_{b\tau_1}$ имеют несколько большую величину для двухполюсных машин. Эти зависимости $k_{b\tau_1}$ от размеров машины и числа полюсов объясняется следующим. Ширина зубца связана с соотношением магнитной индукции в зазоре и зубцах [86, 87], м:

$$b_{z1} = \frac{\tau_1 B_\delta}{k_{3c1} B_{z1}}, \quad (3.38)$$

где τ_1 – зубцовое деление, м; B_δ – индукция в воздушном зазоре, Тл; B_{z1} – индукция в зубцах статора, Тл.

Выразим ширину паза с учетом (3.38):

$$b_{n1} = \tau_1 \left(1 - \frac{B_\delta}{k_{3c1} B_{z1}} \right). \quad (3.39)$$

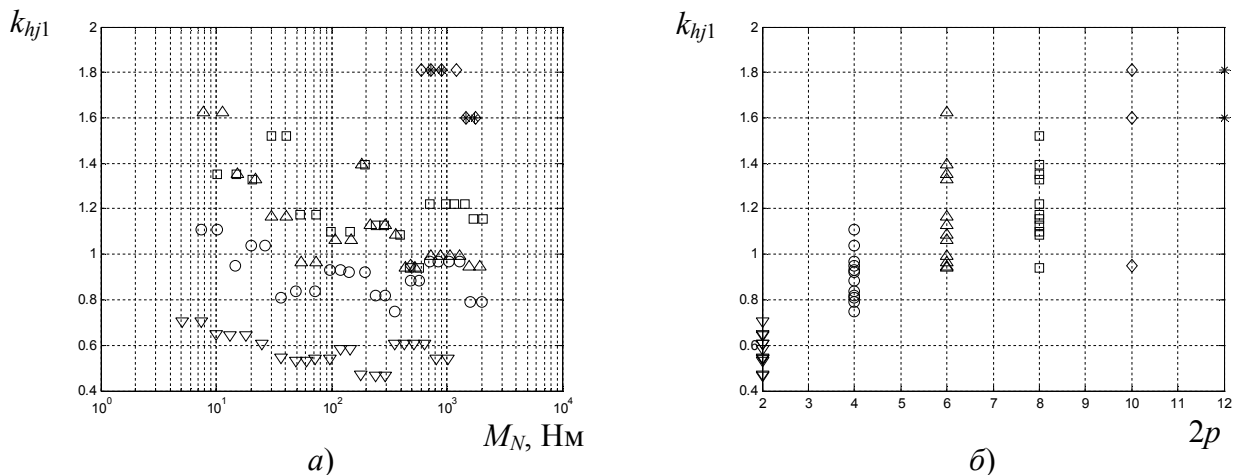
Исходя из (3.38) и (3.39), пренебрегая разницей между отношением ширины паза к ширине зубца на уровне внутреннего диаметра статора и на уровне середины высоты зубца, получим выражение для $k_{b\tau_1}$:

$$k_{b\tau_1} = 1 - \frac{B_\delta}{k_{3c1} B_{z1}}. \quad (3.40)$$

Для двухполюсных машин величина B_{z1} несколько больше, чем для многополюсных [86, 87], что и определяет для них несколько большие величины $k_{b\tau1}$. Также B_{z1} несколько уменьшается, а B_δ увеличивается при увеличении размеров машины [87], что приводит к меньшим значениям $k_{b\tau1}$ для крупных АД.

Проведенный анализ и расчетные данные позволяют сформулировать следующие рекомендации относительно величин $k_{b\tau1}$. Для большинства АД со втычными обмотками и числом полюсов $2p=4,6,8,10,12$ величина $k_{b\tau1}$ находится в пределах $0,55\dots0,65$. Для АД с $2p=2$ небольшой мощности ($M_N < 100$ Н·м) можно принимать $k_{b\tau1}=0,7$, а при $M_N > 100$ Н·м $k_{b\tau1}=0,6\dots0,65$. Для АД с жесткими обмотками значение $k_{b\tau1}$ близко к $0,5$.

На рисунке^о3.3 показаны зависимости отношение высоты паза к высоте ярма статора (k_{hj1}) от номинального момента и числа полюсов для двигателей 4А закрытого исполнения. Здесь прослеживается тенденция к уменьшению отношение высоты паза к высоте ярма статора при увеличении размеров машины и четко выраженное увеличение k_{hj1} при увеличении числа полюсов. Эти зависимости k_{hj1} от размеров машины и числа полюсов объясняется следующим.



Рисунок^о3.3 – Зависимость k_{hj1} от номинального момента (а) и числа полюсов (б) для закрытых двигателей 4А с короткозамкнутым ротором (обозначено: ∇ – $2p=2$; \circ – $2p=4$; Δ – $2p=6$; \square – $2p=8$; \diamond – $2p=10$; $*$ – $2p=12$)

Высота ярма статора связана с магнитным потоком и индукцией в ярме [86, 87], м:

$$h_j = \frac{\Phi}{2k_{3c1}l_1B_j}, \quad (3.41)$$

где Φ – магнитный поток, Вб; B_j – индукция в ярме статора, Тл.

Выразим поток через индукцию в зазоре [86]:

$$\Phi = B_\delta D_{B1} l_\delta / p, \quad (3.42)$$

где l_δ – длина магнитопровода, м.

С учетом (3.42) запишем (3.41) в следующем виде:

$$h_j = \frac{B_\delta D_{B1} l_\delta}{2k_{3c1}l_1 p B_j}. \quad (3.43)$$

Учитывая, что $h_{п1} = 0,5(D_{H1} - D_{B1}) - h_j$, с помощью (3.43) получим:

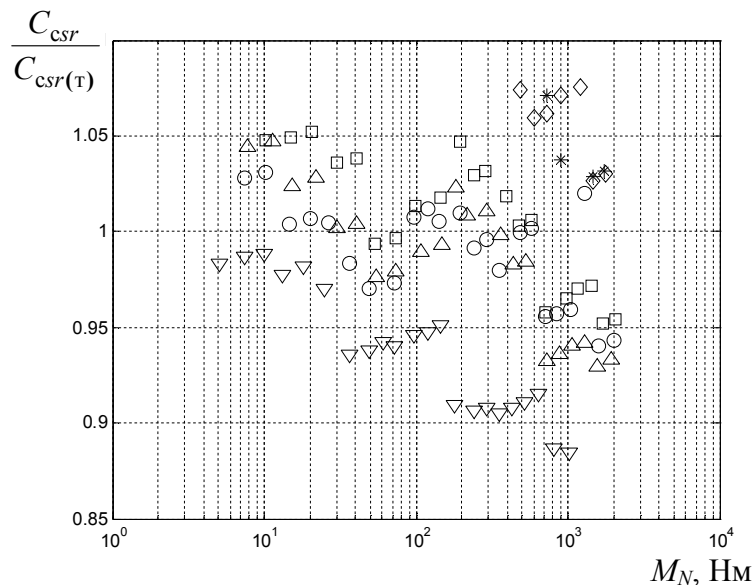
$$k_{hj1} = \frac{k_{3c1}l_1 p B_j (D_{H1} - D_{B1})}{B_\delta D_{B1} l_\delta} - 1. \quad (3.44)$$

Отметим следующие закономерности, устанавливающие зависимость величин, входящих в (3.44) от размеров машины и числа полюсов: B_δ увеличивается при увеличении размеров машины [87]; B_j уменьшается с увеличением размеров машины при одинаковом числе полюсов [87]; B_j уменьшается при увеличении числа полюсов [86, 87], однако это уменьшение относительно невелико, поэтому произведение pB_j при увеличении числа полюсов также увеличивается.

Исходя из указанных закономерностей по выражению (3.44) можно сделать следующие выводы, объясняющие характер данных, представленных на рисунке 3.3: из-за роста произведения pB_j при увеличении числа полюсов, увеличивается и коэффициент k_{hj1} ; при одинаковом числе полюсов происходит уменьшение B_j и увеличение B_δ , что приводит к увеличению коэффициента k_{hj1} .

Проведенный анализ и расчетные данные позволяют сформулировать следующие рекомендации относительно величин k_{hj1} . Для двигателей с $2p=2$ следует принимать k_{hj1} в пределах 0,5...0,7; для $2p=4$ в пределах 0,75...1,1; для $2p=6, 8$ в пределах 1,0...1,6; для $2p=10, 12$ в пределах 1,6...1,8. Причем здесь верхняя граница диапазона соответствует, как правило, двигателям меньшей мощности ($M_N < 10...20$ Н·м), а нижняя граница – более мощным двигателям.

На рисунке^о3.4 показано отношение суммарной теплоемкости стали статора и ротора C_{csr} , рассчитанной по (3.37) для закрытых двигателей серии 4А, к суммарной теплоемкости этих элементов $C_{csr(t)}$, рассчитанной с использованием выражений (3.18) и (3.19). Расчет выполнен для усредненных значений $k_{b\tau 1}$ и $k_{hj 1}$ ($k_{b\tau 1}=0,6$ и $k_{hj 1}=1,2$). Как видно на этом рисунке, погрешность расчета C_{csr} по упрощенному выражению (3.37) практически не превосходит 10% от $C_{csr(t)}$. Следует отметить, что использование для расчета C_{csr} не усредненных величин $k_{b\tau 1}$ и $k_{hj 1}$, а таких значений их, которые учитывают размер машины и число полюсов, как было сформулировано в рекомендациях, приведенных выше, позволяет существенно (в разы) уменьшить ошибку расчета C_{csr} . Также следует отметить, что суммарная масса стали статора и ротора составляет лишь около половины всей массы элементов, относимых ко второму узлу двухмассовой термодинамической модели. Поэтому и ошибка расчета C_{csr} по отношению ко всей теплоемкости второго узла будет еще примерно в два раза меньше.



Рисунок^о3.4 – Зависимость $C_{csr} / C_{csr(t)}$ от номинального момента для закрытых двигателей 4А (обозначено: ∇ – $2p=2$; \circ – $2p=4$; Δ – $2p=6$; \square – $2p=8$; \diamond – $2p=10$; $*$ – $2p=12$)

г) *Оценка массы конструкционных материалов^оАД.* Известны выражения, позволяющие рассчитать массу конструкционных материалов АД (станина, подшипниковые щиты, вал), которая зависит от геометрических размеров машины, ее исполнения и типа используемого материала. Обобщив соотношения, представленные в [87], получим для этой массы следующее выражение:

$$m_k = k_{m1} D_{н1}^2 l_1 + k_{m2} D_{н1}^q, \quad (3.45)$$

где m_k – масса, кг; $D_{н1}$ – наружный диаметр сердечника статора, м; l_1 – длина пакета сердечника статора, м; k_{m1} , k_{m2} и q – числовые коэффициенты (см. таблицу^{3.5}).

Численный анализ массы конструкционных материалов для 117 двигателей с короткозамкнутым и фазным ротором серий 4А, МТ и 4МТ, проведенный с помощью выражения (3.45), показывает, что при использовании значений k_{m1} и k_{m2} из таблицы^{3.5}, получаемые величины m_k оказываются заниженными на 23...38%.

Это говорит о необходимости корректировки значений k_{m1} и k_{m2} .

Таблица 3.5 – К расчету массы конструкционных материалов (h – высота оси вращения)

Степень защиты	Тип ротора	Высота оси вращения, материал	k_{m1} , кг/м ³	k_{m2} , кг/м ^q	q
IP44	Короткозамкнутый ротор	$h \leq 200$ мм, станина и щиты из алюминиевого сплава	$(0,21 \dots 0,28) \cdot 10^3$	$(2,2 \dots 3,0) \cdot 10^3$	3
		$h \leq 400$ мм, станина и щиты чугунные	$(0,55 \dots 0,75) \cdot 10^3$	$(2,3 \dots 3,1) \cdot 10^3$	3
		$h \geq 400$ мм, сварное исполнение с распределенным трубчатым охладителем	$(1,8 \dots 2,5) \cdot 10^3$	$(1,03 \dots 1,35) \cdot 10^3$	1,3
	Фазный ротор	$h \leq 400$ мм, станина и щиты чугунные	$(0,55 \dots 0,75) \cdot 10^3$	$(2,8 \dots 3,8) \cdot 10^3$	3
		$h \geq 400$ мм, сварное исполнение с распределенным трубчатым охладителем	$(1,8 \dots 2,5) \cdot 10^3$	$(1,19 \dots 1,67) \cdot 10^3$	1,3
	IP23	Короткозамкнутый ротор	$h \leq 250$ мм, станина и щиты чугунные	$(0,9 \dots 1,2) \cdot 10^3$	$(1,8 \dots 2,5) \cdot 10^3$
$h \leq 355$ мм, сварное исполнение			$(0,9 \dots 1,2) \cdot 10^3$	$(0,63 \dots 0,95) \cdot 10^3$	1,6
$h \geq 400$ мм, станина и щиты чугунные			$(0,9 \dots 1,2) \cdot 10^3$	$(0,82 \dots 1,07) \cdot 10^3$	1,6
Фазный ротор		$h \leq 355$ мм, сварное исполнение	$(1,9 \dots 2,5) \cdot 10^3$	$(0,76 \dots 1,01) \cdot 10^3$	1,6
		$h \geq 400$ мм, станина и щиты чугунные	$(1,9 \dots 2,5) \cdot 10^3$	$(0,88 \dots 1,20) \cdot 10^3$	1,6

Рисунок^{3.5} иллюстрирует зависимость погрешности расчета массы двигателей с чугунной станиной и щитами от величины коэффициентов k_{m1} и k_{m2} . В качестве

характеристики погрешности расчета здесь выступает среднее квадратичное значение (σ_m) величины $(m_{др}-m_д)/m_д$, где $m_{др}$ – расчетное значение массы двигателя, выполненное с использованием выражений (3.36) и (3.45); $m_д$ – фактическая масса двигателя.

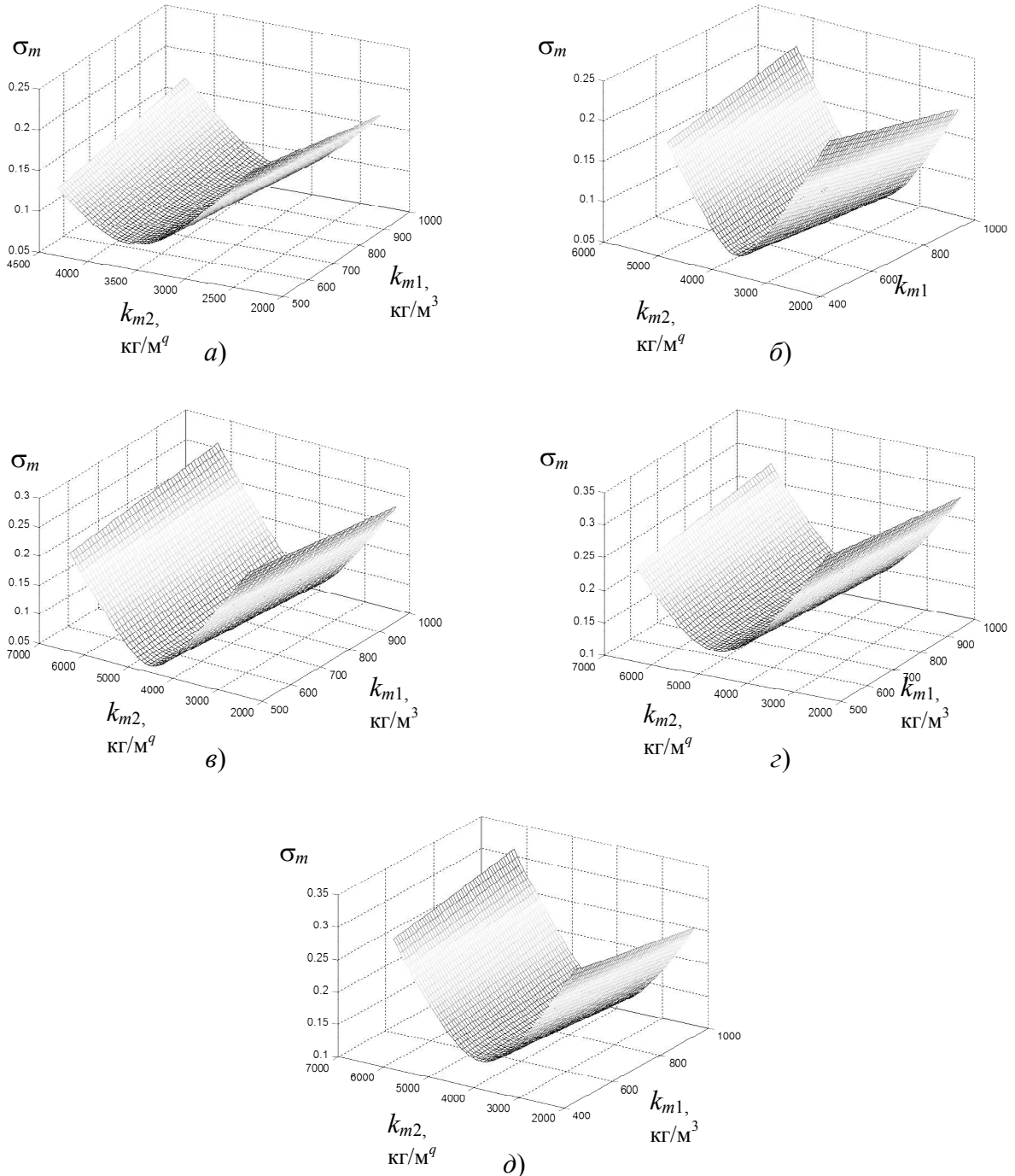


Рисунок 3.5 – Зависимости σ_m от коэффициентов k_{m1} и k_{m2} .
а) 4А; б) МТКФ; в) МТН; г) 4МТКФ; д) 4МТН

Для закрытых двигателей серии 4А со станиной и щитами из чугуна первое слагаемое в выражении (3.45) составляет 10...20% от второго слагаемого (при

средних значениях диапазона коэффициентов k_{m1} и k_{m2}), для двигателей с использованием в конструкционных материалах алюминиевых сплавов это отношение составляет от 4 до 8%. Такая малая доля первого слагаемого предопределяет, что основное влияние на массу конструкционных материалов двигателя оказывает величина коэффициента k_{m2} . Это видно и на рисунке^{3.5} – величина k_{m1} практически не влияет на ошибку расчета, а значения коэффициента k_{m2} , доставляющие минимум погрешности расчета (оптимальные значения), оказываются существенно больше, чем представленные в таблице^{3.5}.

Учитывая, что оптимальные значения k_{m2} отличаются для разных серий двигателей (для вариантов, приведенных на рисунке^{3.5}, они составляют от 3480 до 4550), представляется целесообразным предложить следующую методику расчета массы конструкционных материалов.

Определим массу конструкционных материалов вычитанием из фактической массы двигателя, полученной по справочным данным, суммарной массы стали статора и ротора, рассчитанной по (3.36), а также массы обмотки статора:

$$m'_k = m_d - m_{csr} - m_{m1}. \quad (3.46)$$

Полученное из (3.46) значение m'_k приравняем к выражению (3.45), введя для соответствия правой и левой частей выражения корректирующий коэффициент $k_{m.корр}$:

$$m'_k = k'_{m1} D_{H1}^2 l_1 + k'_{m2} D_{H1}^q, \quad (3.47)$$

где $k'_{m1} = k_{m.корр} k_{m1}$; $k'_{m2} = k_{m.корр} k_{m2}$.

Значение корректирующего коэффициента рассчитываем как:

$$k_{m.корр} = m'_k / (k_{m1} D_{H1}^2 l_1 + k_{m2} D_{H1}^q). \quad (3.48)$$

Изложенный подход позволит сохранить соотношение между коэффициентами k_{m1} и k_{m2} , а следовательно и величиной первого и второго слагаемых в выражении (3.47). Это важно для расчета теплоемкости, так как первое и второе слагаемые в выражении (3.47) соответствуют массам элементов с различной удельной теплоемкостью материалов (сталь, чугун, алюминиевый сплав).

При вычислении теплоемкости конструктивных материалов по массе, найденной с помощью формулы (3.45), первое слагаемое этой формулы следует умножать на удельную теплоемкость материала, из которого изготовлена станина и подшипниковые щиты, а второе слагаемое – на удельную теплоемкость стали, из которой изготовлены вал и некоторые другие элементы конструкции двигателя.

3.2. Особенности определения параметров двухмассовой ТДМ АД для двигателей повторно-кратковременного режима работы

3.2.1. Основные соотношения

В случае определения параметров ТДМ для двигателя повторно-кратковременного режима появляется возможность использования дополнительной информации в виде каталожных данных, относящихся к режимам с различной ПВ%.

Рассмотрим работу двигателя в повторно-кратковременном режиме (ПКР). Будем считать, что работа электропривода происходит по простейшему циклу, имеющему длительность $t_{\text{ц}}$ и включающему в себя два периода – период работы продолжительностью $t_{\text{р}}$ с тепловыми потерями $\Delta P_{1(\text{р})}$ и $\Delta P_{2(\text{р})}$ и период паузы продолжительностью $t_{\text{п}}$ с тепловыми потерями $\Delta P_{1(\text{п})}$ и $\Delta P_{2(\text{п})}$ (см. рисунок 3.6). Здесь и далее будем присваивать индексы (р) и (п) величинам, значение которых на периодах цикла $t_{\text{р}}$ и $t_{\text{п}}$ может быть различным.

Получим выражения, позволяющие оценить разницу между максимальным и минимальным значениями превышения температуры обмотки статора (τ_{max} и τ_{min}), получаемым исходя из двухмассовой модели нагрева двигателя при работе в рассматриваемом цикле. Для этого используем выражения (2.13) и (2.14), в которых коэффициенты при экспонентах запишем следующим образом:

$$A_i = f_i(\tau_{1\text{нач}}, \tau_{2\text{нач}}) = g_i' \tau_{1\text{нач}} + g_i'' \tau_{2\text{нач}} + g_i'''; \quad i=1, 2, 3, 4, \quad (3.49)$$

где $\tau_{1\text{нач}}$ и $\tau_{2\text{нач}}$ – начальные значения превышений температуры для каждого периода цикла, а коэффициенты g_i', g_i'', g_i''' определяются следующими выражениями:

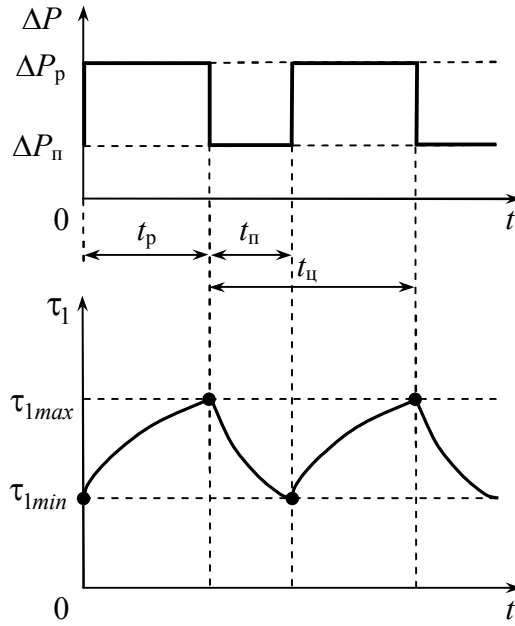


Рисунок 3.6 – Цикл нагружения двигателя (обозначено: $\Delta P_p = \Delta P_{1(p)} + \Delta P_{2(p)}$ и $\Delta P_\pi = \Delta P_{1(\pi)} + \Delta P_{2(\pi)}$)

$$\left\{ \begin{array}{l} g_1' = -\frac{1}{2} \cdot \frac{B_3 - B_1^{0,5}}{B_1^{0,5}}; \quad g_1'' = -\frac{C_2 \lambda_{12}}{B_1^{0,5}}; \\ g_1''' = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta P_1 [\lambda_{22} (B_3 - B_1^{0,5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2] + \Delta P_2 \lambda_{12} (B_4 - B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2}; \end{array} \right. \quad (3.50)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} g_2' = \frac{1}{2} \cdot \frac{B_3 + B_1^{0,5}}{B_1^{0,5}}; \quad g_2'' = \frac{C_2 \lambda_{12}}{B_1^{0,5}}; \\ g_2''' = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta P_1 [\lambda_{22} (B_3 + B_1^{0,5}) + 2\lambda_{12}^2 C_2] + \Delta P_2 \lambda_{12} (B_4 + B_1^{0,5})}{B_1^{0,5} B_2}; \end{array} \right. \quad (3.51)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} g_3' = -\frac{C_1 \lambda_{12}}{B_1^{0,5}}; \quad g_3'' = \frac{1}{2} \cdot \frac{B_3 + B_1^{0,5}}{B_1^{0,5}}; \\ g_3''' = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta P_1 \lambda_{12} (B_4 - B_1^{0,5}) - \Delta P_2 [\lambda_{11} (B_3 + B_1^{0,5}) - 2\lambda_{12}^2 C_1]}{B_1^{0,5} B_2}; \end{array} \right. \quad (3.52)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} g_4' = \frac{C_1 \lambda_{12}}{B_1^{0,5}}; \quad g_4'' = -\frac{1}{2} \cdot \frac{B_3 - B_1^{0,5}}{B_1^{0,5}}; \\ g_4''' = -\frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta P_1 \lambda_{12} (B_4 + B_1^{0,5}) - \Delta P_2 [\lambda_{11} (B_3 - B_1^{0,5}) - 2\lambda_{12}^2 C_1]}{B_1^{0,5} B_2}. \end{array} \right. \quad (3.53)$$

Уровни превышений температуры $\tau_{1\text{кон}(p)}$ и $\tau_{2\text{кон}(p)}$ в конце периода t_p с помощью выражений (2.13) и (2.14) с учетом (3.49) запишем в следующем виде:

$$\tau_{1\text{кон}(p)} = f_1(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{1(p)}}\right) + f_2(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{2(p)}}\right) + \tau_{1\text{уст}(p)}, \quad (3.54)$$

$$\tau_{2\text{кон}(p)} = f_3(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{1(p)}}\right) + f_4(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{2(p)}}\right) + \tau_{2\text{уст}(p)}, \quad (3.55)$$

$$\text{где } \tau_{1\text{уст}(p)} = \frac{\lambda_{12(p)}\Delta P_{2(p)} + \lambda_{22(p)}\Delta P_{1(p)}}{\lambda_{11(p)}\lambda_{22(p)} - \lambda_{12(p)}^2}; \quad \tau_{2\text{уст}(p)} = \frac{\lambda_{12(p)}\Delta P_{1(p)} + \lambda_{11(p)}\Delta P_{2(p)}}{\lambda_{11(p)}\lambda_{22(p)} - \lambda_{12(p)}^2}.$$

Аналогично запишем уровни превышений температуры $\tau_{1\text{кон}(n)}$ и $\tau_{2\text{кон}(n)}$ в конце периода t_n :

$$\tau_{1\text{кон}(n)} = f_1(\tau_{1\text{нач}(n)}, \tau_{2\text{нач}(n)}) \exp\left(-\frac{t_n}{T_{1(n)}}\right) + f_2(\tau_{1\text{нач}(n)}, \tau_{2\text{нач}(n)}) \exp\left(-\frac{t_n}{T_{2(n)}}\right) + \tau_{1\text{уст}(n)}; \quad (3.56)$$

$$\tau_{2\text{кон}(n)} = f_3(\tau_{1\text{нач}(n)}, \tau_{2\text{нач}(n)}) \exp\left(-\frac{t_n}{T_{1(n)}}\right) + f_4(\tau_{1\text{нач}(n)}, \tau_{2\text{нач}(n)}) \exp\left(-\frac{t_n}{T_{2(n)}}\right) + \tau_{2\text{уст}(n)}, \quad (3.57)$$

$$\text{где } \tau_{1\text{уст}(n)} = \frac{\lambda_{12(n)}\Delta P_{2(n)} + \lambda_{22(n)}\Delta P_{1(n)}}{\lambda_{11(n)}\lambda_{22(n)} - \lambda_{12(n)}^2}; \quad \tau_{2\text{уст}(n)} = \frac{\lambda_{12(n)}\Delta P_{1(n)} + \lambda_{11(n)}\Delta P_{2(n)}}{\lambda_{11(n)}\lambda_{22(n)} - \lambda_{12(n)}^2}.$$

В выражениях (3.54), (3.55), (3.56) и (3.57) учтено, что коэффициенты теплоотдачи двигателя в течении периодов t_p и t_n могут отличаться, что приводит к различию в величинах постоянных времени T_1 и T_2 на этих участках. Отметим, что $\tau_{1\text{нач}(n)} = \tau_{1\text{кон}(p)}$ и $\tau_{2\text{нач}(n)} = \tau_{2\text{кон}(p)}$. В квазиустановившемся режиме будут справедливы также равенства: $\tau_{1\text{нач}(p)} = \tau_{1\text{кон}(n)}$ и $\tau_{2\text{нач}(p)} = \tau_{2\text{кон}(n)}$.

В рассматриваемом цикле максимальные значения перегрева достигаются в конце периода t_p : $\tau_{1\text{max}} = \tau_{1\text{кон}(p)}$ и $\tau_{2\text{max}} = \tau_{2\text{кон}(p)}$, а минимальные значения перегрева достигаются в начале периода t_p : $\tau_{1\text{min}} = \tau_{1\text{нач}(p)}$ и $\tau_{2\text{min}} = \tau_{2\text{нач}(p)}$. Это дает возможность переписать выражения (3.54), (3.55), (3.56) и (3.57) в виде:

$$\tau_{1\text{max}} = f_1(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{1(p)}}\right) + f_2(\tau_{1\text{нач}(p)}, \tau_{2\text{нач}(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{2(p)}}\right) + \tau_{1\text{уст}(p)}; \quad (3.58)$$

$$\tau_{2max} = f_3(\tau_{1нач(p)}, \tau_{2нач(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{1(p)}}\right) + f_4(\tau_{1нач(p)}, \tau_{2нач(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{T_{2(p)}}\right) + \tau_{2уст(p)}; \quad (3.59)$$

$$\tau_{1min} = f_1(\tau_{1max}, \tau_{2max}) \exp\left(-\frac{t_{п}}{T_{1(п)}}\right) + f_2(\tau_{1max}, \tau_{2max}) \exp\left(-\frac{t_{п}}{T_{2(п)}}\right) + \tau_{1уст(п)}; \quad (3.60)$$

$$\tau_{2min} = f_3(\tau_{1max}, \tau_{2max}) \exp\left(-\frac{t_{п}}{T_{1(п)}}\right) + f_4(\tau_{1max}, \tau_{2max}) \exp\left(-\frac{t_{п}}{T_{2(п)}}\right) + \tau_{2уст(п)}. \quad (3.61)$$

С учетом выражения (3.49) для функций начальных условий, представим (3.58), (3.59), (3.60) и (3.61) в следующей форме записи:

$$\tau_{1max} = G'_{1p} \tau_{1min} + G''_{1p} \tau_{2min} + G'''_{1p}; \quad (3.62)$$

$$\tau_{2max} = G'_{2p} \tau_{1min} + G''_{2p} \tau_{2min} + G'''_{2p}; \quad (3.63)$$

$$\tau_{1min} = G'_{1п} \tau_{1max} + G''_{1п} \tau_{2max} + G'''_{1п}; \quad (3.64)$$

$$\tau_{2min} = G'_{2п} \tau_{1max} + G''_{2п} \tau_{2max} + G'''_{2п}, \quad (3.65)$$

где

$$G'_{1j} = g'_{1j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g'_{2j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right); \quad (3.66)$$

$$G''_{1j} = g''_{1j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g''_{2j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right); \quad (3.67)$$

$$G'''_{1j} = g'''_{1j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g'''_{2j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right) + \tau_{1уст(j)}; \quad (3.68)$$

$$G'_{2j} = g'_{3j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g'_{4j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right); \quad (3.69)$$

$$G''_{2j} = g''_{3j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g''_{4j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right); \quad (3.70)$$

$$G'''_{2j} = g'''_{3j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{1(j)}}\right) + g'''_{4j} \exp\left(-\frac{t_j}{T_{2(j)}}\right) + \tau_{2уст(j)}, \quad (3.71)$$

$j=p, п.$

Подставив выражения (3.64) и (3.65) для τ_{1min} и τ_{2min} в (3.62) и (3.63), запишем систему из двух уравнений:

$$\begin{cases} \tau_{1max} = G'_{1p} (G'_{1n} \tau_{1max} + G''_{1n} \tau_{2max} + G'''_{1n}) + G''_{1p} (G'_{2n} \tau_{1max} + G''_{2n} \tau_{2max} + G'''_{2n}) + G'''_{1p}; \\ \tau_{2max} = G'_{2p} (G'_{1n} \tau_{1max} + G''_{1n} \tau_{2max} + G'''_{1n}) + G''_{2p} (G'_{2n} \tau_{1max} + G''_{2n} \tau_{2max} + G'''_{2n}) + G'''_{2p}. \end{cases} \quad (3.72)$$

Решив систему (3.72) относительно τ_{1max} , получим следующее выражение для этой величины:

$$\tau_{1max} = \frac{E_1 (G'_{2p} G'''_{1n} + G''_{2p} G'''_{2n} + G'''_{2p}) + E_2 (G'_{1p} G'''_{1n} + G''_{1p} G'''_{2n} + G'''_{1p})}{E_2 (1 - G'_{1p} G'_{1n} - G''_{1p} G'_{2n}) - E_1 (G'_{2p} G'_{1n} + G''_{2p} G'_{2n})}, \quad (3.73)$$

где $E_1 = G'_{1p} G'_{1n} + G''_{1p} G'_{2n}$; $E_2 = 1 - G'_{2p} G'_{1n} - G''_{2p} G'_{2n}$.

Аналогично, подставив выражения (3.62) и (3.63) для τ_{1max} и τ_{2max} в (3.64) и (3.65), запишем систему из двух уравнений:

$$\begin{cases} \tau_{1min} = G'_{1n} (G'_{1p} \tau_{1min} + G''_{1p} \tau_{2min} + G'''_{1p}) + G''_{1n} (G'_{2p} \tau_{1min} + G''_{2p} \tau_{2min} + G'''_{2p}) + G'''_{1n}; \\ \tau_{2min} = G'_{2n} (G'_{1p} \tau_{1min} + G''_{1p} \tau_{2min} + G'''_{1p}) + G''_{2n} (G'_{2p} \tau_{1min} + G''_{2p} \tau_{2min} + G'''_{2p}) + G'''_{2n}. \end{cases} \quad (3.74)$$

Решив систему (3.74) относительно τ_{1min} , получим следующее выражение для этой величины:

$$\tau_{1min} = \frac{E_3 (G'_{2n} G'_{1p} + G''_{2n} G'_{2p} + G'''_{2n}) + E_4 (G'_{1n} G'_{1p} + G''_{1n} G'_{2p} + G'''_{1n})}{E_4 (1 - G'_{1n} G'_{1p} - G''_{1n} G'_{2p}) - E_3 (G'_{2n} G'_{1p} + G''_{2n} G'_{2p})}, \quad (3.75)$$

где $E_3 = G'_{1n} G'_{1p} + G''_{1n} G'_{2p}$; $E_4 = 1 - G'_{2n} G'_{1p} - G''_{2n} G'_{2p}$.

Также, решив системы (3.72) и (3.74) относительно максимального и минимального значений перегрева второго узла, получим:

$$\tau_{2max} = \frac{E_5 (G'_{1p} G'_{2n} + G''_{1p} G'_{2p} + G'''_{1p}) + E_6 (G'_{2p} G'_{1n} + G''_{2p} G'_{2n} + G'''_{2p})}{E_2 E_6 - E_1 E_5}, \quad (3.76)$$

$$\tau_{2min} = \frac{E_7 (G'_{1n} G'_{1p} + G''_{1n} G'_{2p} + G'''_{1n}) + E_8 (G'_{2n} G'_{1p} + G''_{2n} G'_{2p} + G'''_{2n})}{E_4 E_8 - E_3 E_7}, \quad (3.77)$$

где $E_5 = G'_{1n} G'_{2p} + G''_{1n} G'_{2n}$; $E_6 = 1 - G'_{1n} G'_{1p} - G''_{1n} G'_{2p}$; $E_7 = G'_{2n} G'_{1p} + G''_{2n} G'_{2p}$;

$E_8 = 1 - G'_{1n} G'_{1p} - G''_{1n} G'_{2p}$.

3.2.2. Обоснование критерия для оценки теплового состояния двигателя в ПКР на основе температурных кривых

ГОСТ 11828-86 «Машины электрические вращающиеся. Общие методы испытаний» (пункт 10.6) допускает проведение испытаний двигателей для ПКР в продолжительном режиме S1 при эквивалентном токе нагрузки. Вместе с тем, ГОСТ ИЕС 60034-1-2014 [110] в пункте 5.2.6 устанавливает, что эквивалентной нагрузкой является такая, при неизменном значении которой машина может работать до уставившегося теплового состояния при тех превышениях температур обмотки статора, которые равны средним превышениям температуры в течение одного цикла типового режима. Этот подход дает основания использовать для ПКР следующее соотношение: $(\tau_{1min} + \tau_{1max})/2 \leq \tau_{1доп}$, где $\tau_{1доп}$ – допустимое превышение температуры обмотки статора.

В ГОСТ 28173-89 «Машины электрические вращающиеся. Номинальные данные и рабочие характеристики» в пункте 15.6.2 указано, что при работе в периодическом режиме (S3-S8) превышение температуры в середине периода, дающего наибольшее превышение температуры, должно быть не более предельных значений, указанных в этом стандарте (τ_{1N}). Аналогично ГОСТ ИЕС 60034-1-2014 в пункте 8.4 устанавливает, что для машин, испытываемых в периодических режимах (S3-S8), за температуру в конце испытания принимают температуру в середине последней части рабочего цикла, имеющего наибольшую температуру.

Таким образом, имеются два подхода для сравнения температуры обмотки двигателя с допустимой при данном классе нагревостойкости изоляции. Один подход основан на средней температуре $\tau_{1cp} = (\tau_{1min} + \tau_{1max})/2$, а другой – на температуре в середине рабочего периода, имеющего наибольшую температуру ($\tau_{1p/2}$).

Рассмотрим разницу между этими температурами применительно к работе двигателя в режиме S3. Рисунок^{3.7} иллюстрирует различие между величиной превышения температуры обмотки статора в середине рабочего периода t_p и средним значением перегрева, вычисленным по максимальному и минимальному значениям превышений температуры на границах этого периода.

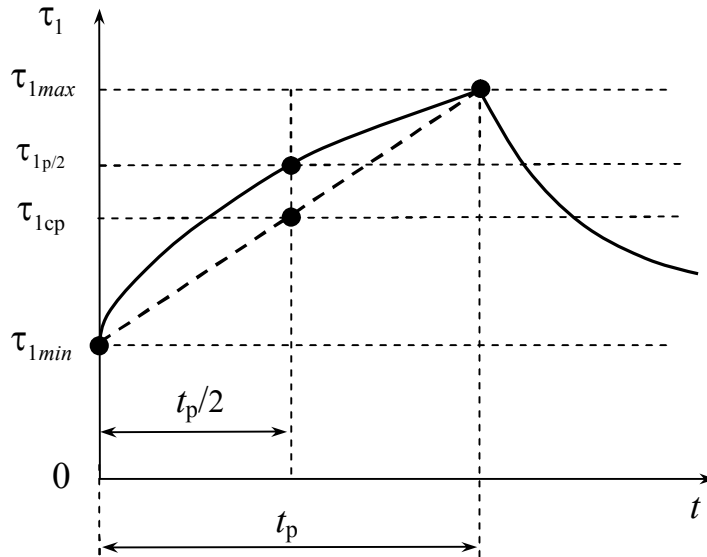


Рисунок 3.7 – К определению превышения температуры в середине рабочего периода
(обозначено: $\tau_{1cp} = (\tau_{1max} + \tau_{1min})/2$)

В течение периода t_p вторая производная $\tau_1(t)$ отрицательна. Поэтому всегда $\tau_{1p/2} > \tau_{1cp}$. Из этого следует, что при работе в ПКР оценку теплового состояния надо проводить по критерию $\tau_{1p/2} \leq \tau_{1N}$, который является более жестким, чем критерий $\tau_{1cp} \leq \tau_{1N}$. Таким образом, для полного использования машины по нагреву согласно упомянутым выше стандартам, необходимо выполнение равенства:

$$\tau_{1p/2} = \tau_{1N}. \quad (3.78)$$

Определим значение перегрева обмотки статора в середине периода t_p , для чего используем выражение (2.13) с учетом (3.49):

$$\begin{aligned} \tau_{1p/2} = & (g'_{1(p)} \tau_{1min} + g''_{1(p)} \tau_{2min} + g'''_{1(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{2T_{1(p)}}\right) + \\ & + (g'_{2(p)} \tau_{1min} + g''_{2(p)} \tau_{2min} + g'''_{2(p)}) \exp\left(-\frac{t_p}{2T_{2(p)}}\right) + \tau_{1уст(p)}, \end{aligned} \quad (3.79)$$

где значения коэффициентов $g'_{1(p)}$, $g''_{1(p)}$, $g'''_{1(p)}$, $g'_{2(p)}$, $g''_{2(p)}$, $g'''_{2(p)}$, $\tau_{1уст(p)}$ рассчитываются при тепловых проводимостях $\lambda_{11(p)}$, $\lambda_{22(p)}$, $\lambda_{12(p)}$ и мощностях потерь $\Delta P_1 = \Delta P_{1(p)}$ и $\Delta P_2 = \Delta P_{2(p)}$. Значения превышений температуры τ_{1min} и τ_{2min} находятся по (3.75) и (3.77).

Времена t_p и t_n в выражениях (3.62), (3.63), (3.64), (3.65), (3.78), при использовании их с целью определения параметров термодинамической модели, рассчитываем для каждой продолжительности включения исходя из длительности цикла, равной 10 мин согласно ГОСТ Р 52776-2007 и ГОСТ°28173-89.

3.2.3. Возможные варианты задания исходных данных

При решении задачи определения параметров термодинамической модели в общем случае (если двигатель с самовентиляцией) неизвестными являются три тепловые проводимости при вращении ($\lambda_{10(p)}$, $\lambda_{20(p)}$, $\lambda_{12(p)}$), три тепловые проводимости при неподвижном роторе ($\lambda_{10(n)}$, $\lambda_{20(n)}$, $\lambda_{12(n)}$), а также теплоемкости C_1 и C_2 .

Будем полагать, что оценка величин C_1 и C_2 выполнена на основе подхода, изложенного в параграфе 3.1 и задача заключается в определении величин тепловых проводимостей. Рассмотрим эту задачу применительно к двум различным случаям – когда эти тепловые проводимости при работе и во время паузы различны и когда они одинаковые. Считаем, что двигатель имеет закрытое исполнение.

Вариант 1. Параметры термодинамической модели при работе и во время паузы различны.

Если двигатель с самовентиляцией, то значения тепловых проводимостей при работе отличаются от значений при паузе (при неподвижном роторе). Это приводит и к различным величинам постоянных времени при работе и при паузе. В этом случае неизвестными являются: $\lambda_{10(p)}$, $\lambda_{20(p)}$, $\lambda_{12(p)}$, $\lambda_{10(n)}$, $\lambda_{20(n)}$, $\lambda_{12(n)}$. Рассмотрим два возможных случая в рамках данного варианта.

1а. Если имеются данные о номинальных мощностях потерь в узлах термодинамической модели для режима работы при ПВ100% ($\Delta P_{1N,100\%}$ и $\Delta P_{2N,100\%}$), для определения параметров можно использовать следующие уравнения:

-°Систему уравнений (2.45), записанную для работы с нагрузкой, соответствующей номинальной при работе в режиме S1 (в этом случае $\tau_{1устN} = \tau_{1N}$);

-°Последнее уравнение из системы (2.45) для t_n (два первых уравнения этой системы при нулевых мощностях потерь вырождаются в равенства $0=0$);

-°Уравнения (3.78) с учетом (3.79) для различных стандартных продолжительностей включения двигателя (ПВ), меньших, чем 100%. Поскольку в данном случае 6 неизвестных, включая постоянные времена, то потребуются два уравнения (3.78).

В итоге получаем следующую систему из 6 уравнений (при $k_T=1$):

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_{11(p)} - \lambda_{12(p)} \vartheta_N = \Delta P_{1N,100\%} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22(p)} \vartheta_N - \lambda_{12(p)} = \Delta P_{2N,100\%} / \tau_{1устN}; \\ \frac{\lambda_{11(p)} \lambda_{22(p)} - \lambda_{12(p)}^2}{\lambda_{11(p)} + \lambda_{22(p)} - 2\lambda_{12(p)}} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left(\lambda_{11(p)} \frac{C_2}{C_1} + \lambda_{22(p)} \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12(p)} \right); \\ \frac{\lambda_{11(n)} \lambda_{22(n)} - \lambda_{12(n)}^2}{\lambda_{11(n)} + \lambda_{22(n)} - 2\lambda_{12(n)}} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left(\lambda_{11(n)} \frac{C_2}{C_1} + \lambda_{22(n)} \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12(n)} \right); \\ \tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(j)} = \tau_{1N}. \end{array} \right. \quad (3.80)$$

В уравнениях (3.80) обозначено: $\lambda_{11(p)} = \lambda_{10(p)} + \lambda_{12(p)}$; $\lambda_{22(p)} = \lambda_{20(p)} + \lambda_{12(p)}$; $\lambda_{11(n)} = \lambda_{10(n)} + \lambda_{12(n)}$; $\lambda_{22(n)} = \lambda_{20(n)} + \lambda_{12(n)}$, i и j – стандартные продолжительности включения.

16. Если нет данных о $\Delta P_{1N,100\%}$ и $\Delta P_{2N,100\%}$, для определения параметров можно использовать следующие уравнения:

-°Последнее уравнение из системы (2.45) для t_p ;

-°Последнее уравнение из системы (2.45) для t_n ;

-°Уравнения (3.78) с учетом (3.79) для различных стандартных продолжительностей включения двигателя (ПВ), меньших, чем 100%. Поскольку в данном случае также 6 неизвестных, то потребуются четыре уравнения (3.78).

Получаем следующую систему из 6 уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\lambda_{11(p)}\lambda_{22(p)} - \lambda_{12(p)}^2}{\lambda_{11(p)} + \lambda_{22(p)} - 2\lambda_{12(p)}} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left(\lambda_{11(p)} \frac{C_2}{C_1} + \lambda_{22(p)} \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12(p)} \right); \\ \frac{\lambda_{11(n)}\lambda_{22(n)} - \lambda_{12(n)}^2}{\lambda_{11(n)} + \lambda_{22(n)} - 2\lambda_{12(n)}} = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left(\lambda_{11(n)} \frac{C_2}{C_1} + \lambda_{22(n)} \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12(n)} \right); \\ \tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(j)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(k)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(l)} = \tau_{1N}. \end{array} \right. \quad (3.81)$$

В системе (3.81) буквами i, j, k и l обозначены четыре различные стандартные продолжительности включения двигателя.

Вариант 2. Параметры термодинамической модели при работе и во время паузы одинаковы. С таким случаем приходится сталкиваться, когда рассматриваем двигатель с принудительной или естественной вентиляцией, а также, когда при расчете $\tau_{1p/2}$ на участках цикла мощности потерь принимаются для режима работы S6. В данном случае величины тепловых проводимостей, а значит и постоянные времени можно принять одинаковыми для t_p и t_n . Получаем 3 неизвестных $\lambda_{10(p)}$, $\lambda_{20(p)}$, $\lambda_{12(p)}$. Здесь возможны следующие варианты.

2а. Если имеются данные о номинальных мощностях потерь в узлах термодинамической модели для режима работы при ПВ100% ($\Delta P_{1N,100\%}$ и $\Delta P_{2N,100\%}$), для определения параметров термодинамической модели имеются три возможности.

-^oМожно использовать систему уравнений (2.45), записанную для работы с нагрузкой, соответствующей номинальной при работе в режиме S1.

-^oМожно использовать первые два уравнения из системы (2.45), записанные для работы с нагрузкой, соответствующей номинальной при работе в режиме S1, добавив одно уравнение (3.78) для любой стандартной продолжительности включения:

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_{11(p)} - \lambda_{12(p)} \vartheta_N = \Delta P_{1N,100\%} / \tau_{1устN}; \\ \lambda_{22(p)} \vartheta_N - \lambda_{12(p)} = \Delta P_{2N,100\%} / \tau_{1устN}; \\ \tau_{1p/2} = \tau_{1N}. \end{array} \right. \quad (3.82)$$

-^oМожно использовать три уравнения (3.78) для трех любых стандартных продолжительностей включения:

$$\begin{cases} \tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(j)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(k)} = \tau_{1N}. \end{cases} \quad (3.83)$$

26. Если нет данных о $\Delta P_{1N,100\%}$ и $\Delta P_{2N,100\%}$, для определения параметров $\lambda_{10(p)}$, $\lambda_{20(p)}$, $\lambda_{12(p)}$ можно использовать только систему (3.83).

Отметим, что если имеется информация о коэффициенте ухудшения теплоотдачи при неподвижном роторе (β_0), то тепловые проводимости для интервала паузы можно выразить через тепловые проводимости для рабочего интервала, тем самым сведя задачу для "Варианта 1" к задаче для "Варианта 2": $\lambda_{10(п)} = \lambda_{10(p)}$; $\lambda_{20(п)} = \lambda_{20(p)}$; $\lambda_{12(п)} \approx \lambda_{12(p)}$.

Рассмотрим подробнее определение тепловых проводимостей двухмассовой термодинамической модели для ситуации, когда известны номинальные данные двигателя только для повторно-кратковременного режима работы.

3.2.4. Анализ взаимосвязей тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ и критерия для оценки теплового состояния двигателя

На рисунке 3.8,*a* показана зависимость $\tau_{1p/2} = f(\lambda_{20(p)}, \lambda_{12(p)})$ для двигателя МТКФ0 12-6 (ПВ40%), при работе в режиме S3 для стандартной длительности цикла $t_{ц} = 10$ мин. Графики построены для $\beta_0 = 0,4$. Для обеспечения возможности визуализации в трехмерном пространстве здесь принято, что $\lambda_{10(p)} = 0,1\lambda_{20(p)}$.

Условие $\tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}$ в данном случае выполняется в точках, лежащих на кривой, представляющей собой линию пересечения поверхности, показанной на рисунке 3.8,*a* и горизонтальной плоскости, проходящей на уровне $\tau = \tau_{1N}$ (для рассматриваемого двигателя примем 105°C). Проекция этой линии на плоскость с координатами $\lambda_{20(p)}$, $\lambda_{12(p)}$ даст кривую, которую назовем *A*.

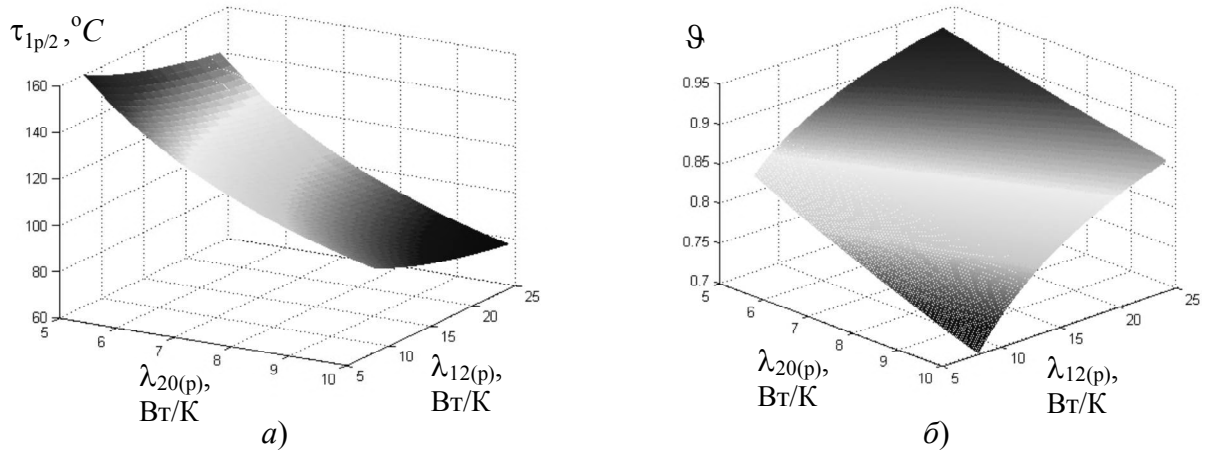


Рисунок 3.8 – Зависимости $\tau_{1p/2}$ и ϑ от $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ для двигателя МТКФ012-6

Здесь мы имеем бесконечно большое количество точек, каждая из которых соответствует условию $\tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}$, но не все они соответствуют реальным вариантам. Поэтому необходимо сузить множество вариантов заданием условия, обеспечивающего реалистичное соотношение температур первого и второго узла термодинамической модели. Поскольку температура в пределах цикла изменяется, представляется целесообразным задавать соотношение средних температур узлов модели. В этом случае коэффициент соотношения температур для ПКР запишется следующим образом:

$$\vartheta = \frac{\tau_{2min} + \tau_{2max}}{\tau_{1min} + \tau_{1max}}. \quad (3.84)$$

На рисунке 3.8,б показана зависимость $\vartheta = f(\lambda_{20(p)}, \lambda_{12(p)})$ для двигателя МТКФ 012-6 при описанных выше условиях. При конкретном значении ϑ получаем линию пересечения поверхности $\vartheta = f(\lambda_{20(p)}, \lambda_{12(p)})$ и горизонтальной плоскости, проходящей на уровне заданной величины $\vartheta = \vartheta_3$. Проекция этой линии на плоскость с координатами $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ дает кривую, которую назовем B . Точка C , где пересекаются кривые A и B , определяет параметры варианта, удовлетворяющего одновременно условиям $\tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}$ и $\vartheta = \vartheta_3$ (см. рисунок 3.9,а).

Коэффициент соотношения температур заранее неизвестен и может несколько отличаться для различных двигателей, поэтому целесообразно задать ориентировочные границы, в которых находятся его реалистичные значения, например $0,8 \pm 0,05$.

Граничным значениям ϑ_3 будут соответствовать две кривые на плоскости с координатами $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ (см. рисунок 3.9,б). Кривая B_1 соответствует максимальному значению из диапазона изменения ϑ_3 , а кривая B_2 – минимальному значению. Тогда участок кривой A , находящийся между точками C_1 и C_2 , определит параметры вариантов, удовлетворяющих условиям $\tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}$ и $\vartheta_{3min} \leq \vartheta_3 \leq \vartheta_{3max}$.

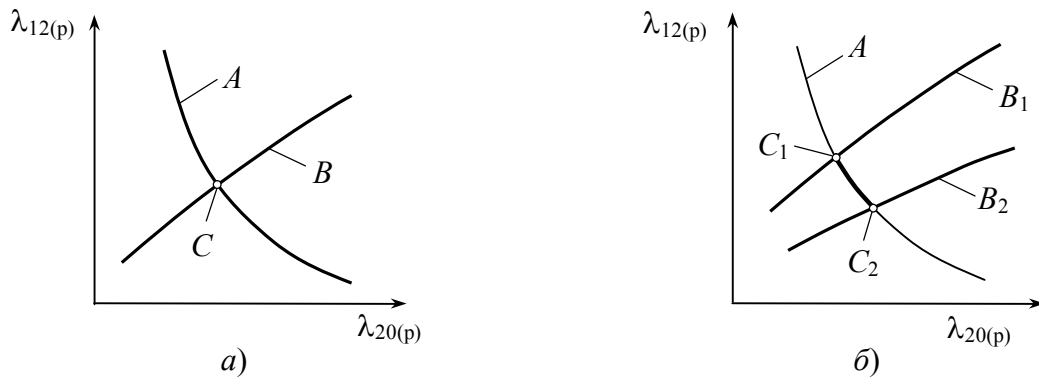


Рисунок 3.9 – К определению области нахождения расчетных параметров $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$

Как было отмечено выше, в ряде случаев имеется необходимость использования исходных данных для более, чем одного значения ПВ. Например, в случае 2б используем систему (3.83) для трех значений ПВ. В этом случае на плоскости с координатами $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ будем иметь набор из трех вариантов кривых A , B_1 и B_2 . При этом получим три отрезка, расположенных между точками C_1 и C_2 для каждого ПВ, которые в общем случае могут не пересекаться, или пересекаться в разных точках. Это говорит о том, что для обеспечения совместности системы уравнений (3.83) необходимо задавать не только определенный диапазон изменения ϑ_3 , но и некоторый диапазон изменения τ_{1N} . Тогда для каждого варианта ПВ будем иметь набор из четырех кривых, соответствующих $\tau_{1N} \pm \Delta\tau_{1N}$, ϑ_{3min} и ϑ_{3max} . Эти кривые на плоскости с координатами $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ определяют для каждого ПВ область существования множества параметров D_i , удовлетворяющих условиям:

$$\begin{cases} \tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N(i)} \pm \Delta\tau_{1N(i)}; \\ \vartheta_{3min(i)} \leq \vartheta_{3(i)} \leq \vartheta_{3max(i)}, \end{cases} \quad (3.85)$$

где индексом i обозначены различные стандартные продолжительности включения двигателя. Область D , которая представляет собой пересечение всех множеств D_i и

определяет множество вариантов параметров модели, соответствующих условиям (3.85) для всех ПВ. На рисунке 3.10 показана область D для двигателя МТКФ 012-6. Здесь принято $\Delta\tau_{1N}=5^\circ\text{C}$, $\vartheta_{3min}=0,75$ и $\vartheta_{3max}=0,85$.

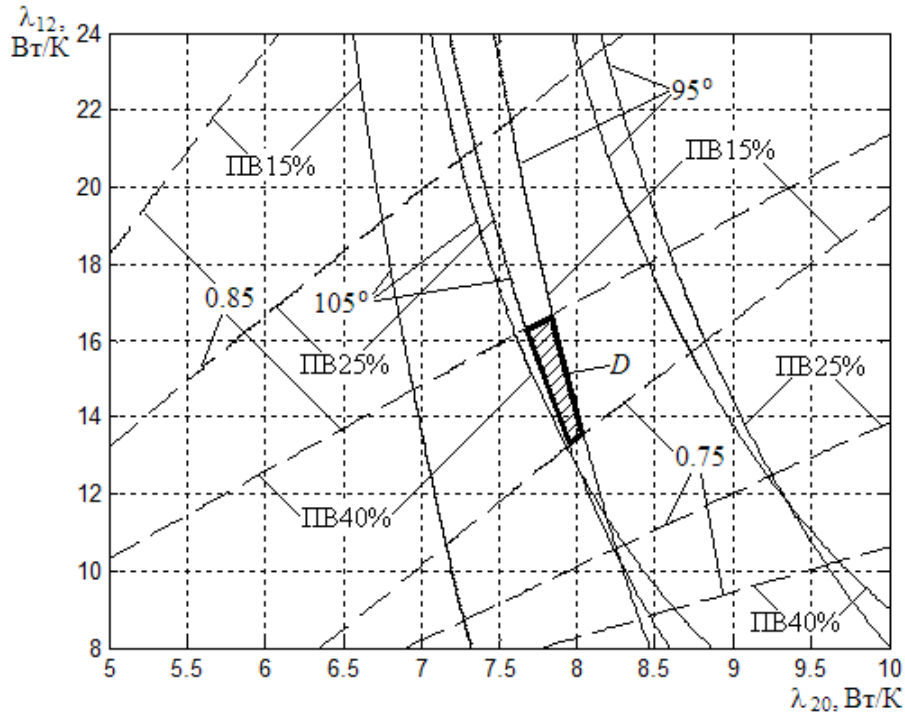


Рисунок 3.10 – Определение области нахождения расчетных параметров $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ при трех различных ПВ (графики построены для условия $\lambda_{10(p)}=0,1\lambda_{20(p)}$)

При использовании системы нелинейных уравнений (3.83) для определения тепловых проводимостей возможно получение более одного решения при задании различных по величине начальных приближений. Так, решая систему (3.83) для двигателя МТКФ 012-6 с помощью процедуры *fsolve* из набора *Optimization Toolbox* пакета *Matlab*, при задании начальных приближений $\lambda_{11(p)}^{(0)}=16,0$ Вт/К; $\lambda_{22(p)}^{(0)}=25,0$ Вт/К; $\lambda_{12(p)}^{(0)}=15,0$ Вт/К и $\tau_{1N}=100^\circ\text{C}$ (изоляция класса нагревостойкости F) получаем: $\lambda_{10(p)}=0,838$ Вт/К; $\lambda_{20(p)}=7,84$ Вт/К; $\lambda_{12(p)}=16,02$ Вт/К при $\vartheta=0,828$ (вариант 1). Эти значения $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ попадают в область D на рисунке 3.10.

При задании начальных приближений $\lambda_{11(p)}^{(0)}=20,0$ Вт/К; $\lambda_{22(p)}^{(0)}=30,0$ Вт/К; $\lambda_{12(p)}^{(0)}=20,0$ Вт/К получаем: $\lambda_{10(p)}=0,385$ Вт/К; $\lambda_{20(p)}=8,16$ Вт/К; $\lambda_{12(p)}=20,68$ Вт/К при $\vartheta=0,845$ (вариант 2).

В варианте 2 точка с координатами $\lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(p)}$ не попадает в область D на рисунке 3.10. Это объясняется тем, что при выполнении расчетов для построения графиков на рисунке 3.10 было принято условие $\lambda_{10(p)}=0,1\lambda_{20(p)}$ с целью обеспечения возможности отображения этих графиков на плоскости. При решении системы уравнений (3.83) все три тепловые проводимости являются свободными переменными и соотношение между $\lambda_{10(p)}$ и $\lambda_{20(p)}$ может быть другим. В частности, в варианте 2 величина $\lambda_{10(p)}$ составляет лишь 4,7% от $\lambda_{20(p)}$. Очевидно, что при одинаковой мощности потерь, уменьшение теплоотдачи в охлаждающую среду от первого узла модели (обмотки статора) требует увеличения тепловой проводимости между узлами для соблюдения условия одинаковой температуры обмотки в обоих вариантах.

После определения параметров термодинамической модели, возможна ее "настройка" за счет корректировки полученных значений тепловых проводимостей с целью обеспечения более точного соответствия условию $\tau_{1p/2}=\tau_{1N}$. Описанный выше алгоритм определения параметров ТДМ АД для двигателей повторно-кратковременного режима работы показан на рисунке 3.11.

На рисунке 3.12 показаны результаты моделирования цикла ПКР при продолжительности включения 40% для двигателя МТКФ012-6. Здесь обозначено: 1 – процессы в пятимассовой термодинамической модели; 2 – процессы в двухмассовой термодинамической модели. Для построения графиков использовалась двухмассовая модель с параметрами варианта 2, скорректированная путем увеличения $\lambda_{10(p)}$ до 0,635 Вт/°С (добавлено 3% от значения суммарной теплоотдачи в охлаждающую среду $\lambda_{10(p)}+\lambda_{20(p)}$).

Алгоритм определения параметров двухмассовой ТДМ для повторно-кратковременного режима, показанный на рисунке 3.11, весьма сложен, в основном из-за этапа отбора вариантов. Поэтому, в заключение, рассмотрим пример более простого, и поэтому более удобного для практического использования алгоритма, предполагающего использование информации о коэффициенте ухудшения условий охлаждения двигателя при нулевой скорости β_0 .

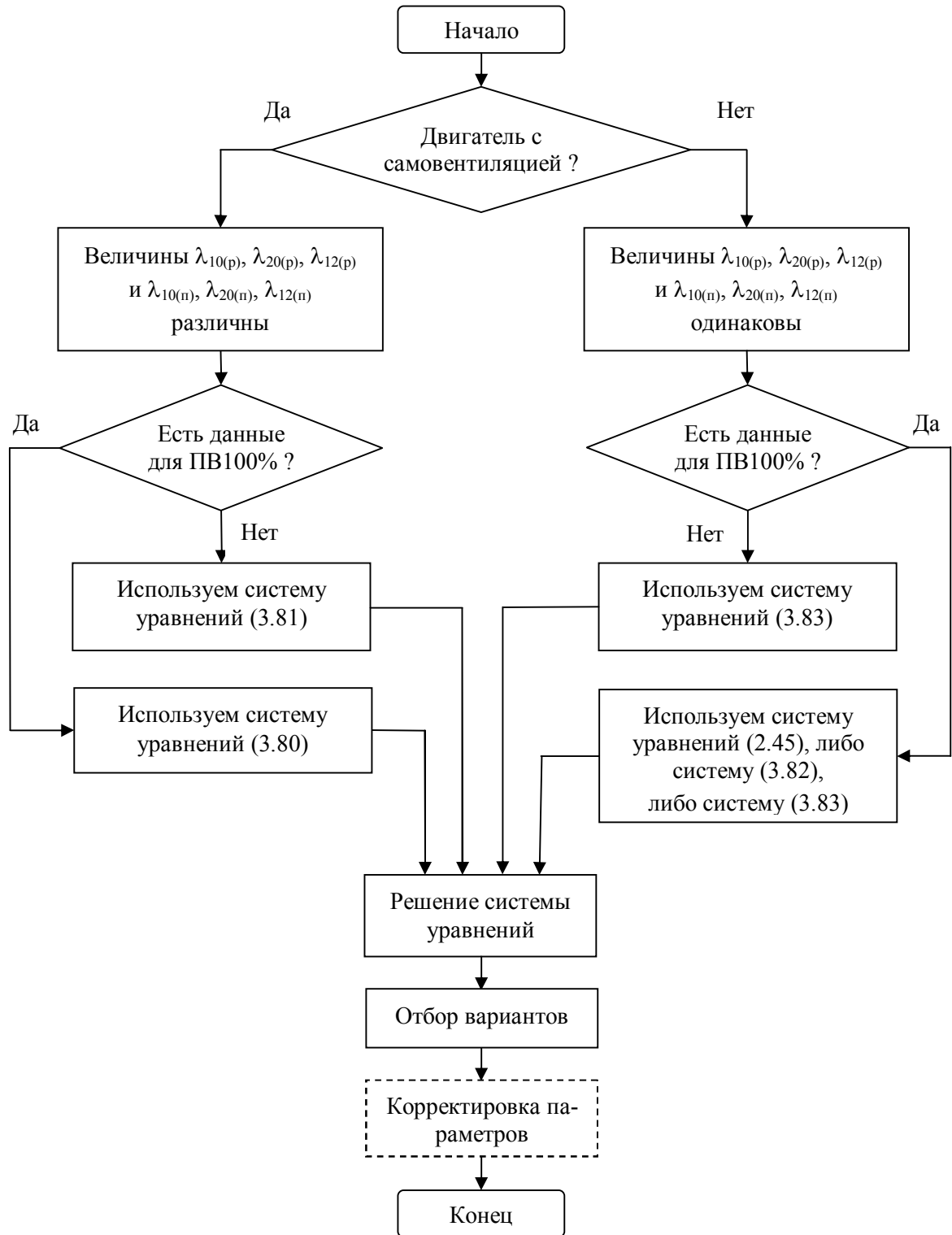


Рисунок 3.11 – Алгоритм определения параметров ТДМ АД для двигателей повторнократковременного режима работы

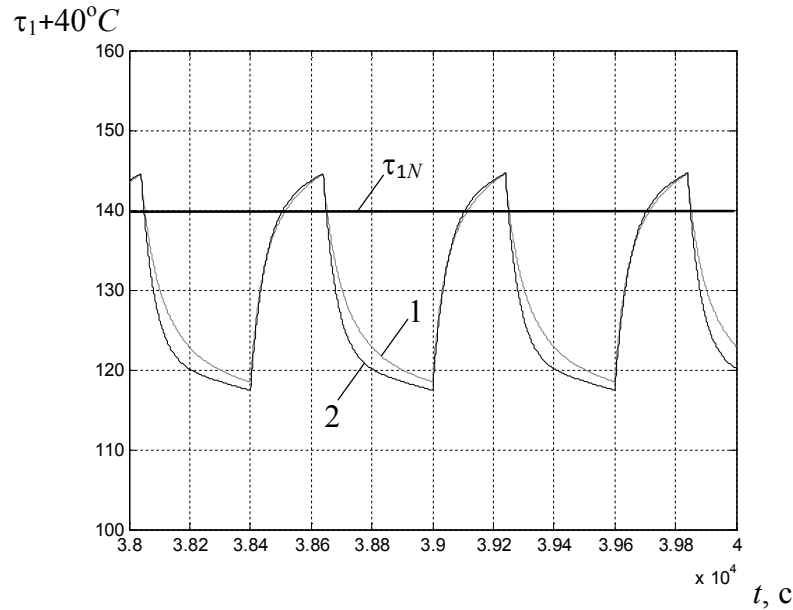


Рисунок 3.12 – Результаты моделирования цикла ПКР

Рассматриваем вариант самовентилируемого двигателя и полагаем, что $\lambda_{10(n)} = \beta_0 \lambda_{10(p)}$, $\lambda_{20(n)} = \beta_0 \lambda_{20(p)}$ и $\lambda_{12(n)} \cong \lambda_{12(p)}$. Тогда можем записать систему для двух продолжительностей включения (i и j), содержащую всего три уравнения:

$$\begin{cases} \tau_{1p/2(i)} = \tau_{1N}; \\ \tau_{1p/2(j)} = \tau_{1N}; \\ \frac{\lambda_{11(p)} \lambda_{22(p)} - \lambda_{12(p)}^2}{\lambda_{11(p)} + \lambda_{22(p)} - 2\lambda_{12(p)}} = \\ = \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)^2} \left(\lambda_{11(p)} \frac{C_2}{C_1} + \lambda_{22(p)} \frac{C_1}{C_2} + 2\lambda_{12(p)} \right). \end{cases} \quad (3.86)$$

Решая систему (3.86) для двигателя МТКФ012-6 при значениях ПВ% 40 и 60 процентов с помощью процедуры *fsolve*, для оценочных значений теплоемкостей $C_1 = 936$ Дж/К и $C_2 = 24690$ Дж/К, при задании начальных приближений $\lambda_{11(p)}^{(0)} = 16,0$ Вт/К; $\lambda_{22(p)}^{(0)} = 25,0$ Вт/К; $\lambda_{12(p)}^{(0)} = 15,0$ Вт/К, ($\tau_{1N} = 100^\circ\text{C}$, $k_T = 1$ и $\beta_0 = 0,4$) получаем: $\lambda_{10(p)} = 1,716$ Вт/К; $\lambda_{20(p)} = 8,09$ Вт/К; $\lambda_{12(p)} = 14,74$ Вт/К; $T_{1(0)} = 55,15$ с; $T_{2(0)} = 2645$ с при $\vartheta = 0,834$.

Необходимо отметить, что при задании различных продолжительностей цикла ПКР получаются различные расчетные значения теплопроводностей. Наиболее достоверные результаты получаются при задании больших продолжительностей, на-

пример 600 с, что является формальной границей повторно-кратковременного режима. Это объясняется тем, что на коротких интервалах времени процессы, определяемые большей постоянной T_2 не успевают проявиться.

3.3. Определение параметров двухмассовой ТДМ АД с использованием экспериментальных результатов

3.3.1. Возможности использования экспериментальных результатов при определении параметров ТДМ

Возможности использования эксперимента для определения параметров ТДМ на производстве во многих случаях весьма ограничены. Так, для полноценного исследования тепловых режимов требуется специальное оборудование в виде стенда с нагрузочным устройством, что в большинстве случаев на производстве, не связанном с электромашиностроением, практически недоступно. Рассмотрим возможности использования простейших вариантов экспериментального исследования нагрева, воспользовавшись тем, что ток статора асинхронного двигателя в режиме холостого хода достаточно большой и позволяет обеспечить процесс нагрева, дающий возможность, по крайней мере, определить постоянные времени нагрева двигателя.

Рассмотрим варианты использования определенных экспериментально постоянных времени с целью расчета параметров двухмассовой ТДМ. Воспользуемся системой уравнений двухмассовой ТДМ в форме (2.35). Будем считать, что, по крайней мере, одна постоянная времени нагрева, а именно $T_{2(0)}$, определена экспериментально. В этом случае, при фиксированных значениях теплоемкостей, мощностей потерь и ϑ_N , не представляет трудности определить значения тепловых проводимостей по системе (2.35) численными методами. Однако величина ϑ_N для конкретного двигателя не известна точно, можно ориентироваться лишь на некоторый, наиболее вероятный диапазон значений этой величины.

Экспериментальное определение постоянной $T_{2(0)}$ для двигателей закрытого исполнения дает возможность определить и значение ϑ_N . Теплоотдача непосредственно в окружающую среду от обмотки статора двигателя закрытого исполнения практически отсутствует. Также отметим, что, как было показано выше, в двухмас-

совой ТДМ таких двигателей, предусматривающей наличие ненулевого значения λ_{10} с целью наилучшей аппроксимации этой моделью более сложных моделей, величина λ_{10} оказывается примерно на порядок меньше, чем λ_{20} . На этих основаниях пренебрежем величиной λ_{10} в системе (2.35), что дает возможность переписать ее в следующем виде:

$$\begin{cases} \lambda_{12}(1-\vartheta_N) = \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1\text{уст}N}; \\ \lambda_{20}\vartheta_N - \lambda_{12}(1-\vartheta_N) = \Delta P_{2N(\theta_N)} / \tau_{1\text{уст}N}; \\ \lambda_{12}/C_1 + (\lambda_{20} + \lambda_{12})/C_2 = T_{1(0)}^{-1} + T_{2(0)}^{-1}; \\ \lambda_{12}\lambda_{20} = C_1 C_2 T_{1(0)}^{-1} T_{2(0)}^{-1}. \end{cases} \quad (3.87)$$

При наличии экспериментально определенной величины $T_{2(0)}$ и фиксированных значениях теплоемкостей и мощностей потерь можно определить тепловые проводимости λ_{12} и λ_{20} , а также ϑ_N . В результате решения системы (3.87) получим

$$\lambda_{12} = \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)}}{\tau_{1\text{уст}N}(1-\vartheta_N)}; \quad (3.88)$$

$$\lambda_{20} = \frac{\Delta P_{1N(\theta_N)} + \Delta P_{2N(\theta_N)}}{\tau_{1\text{уст}N}\vartheta_N}; \quad (3.89)$$

$$\vartheta_N = \frac{a_3 + a_4 - a_2}{2a_4} + \sqrt{\left(\frac{a_3 + a_4 - a_2}{2a_4}\right)^2 + \frac{a_1 - a_3}{a_4}}, \quad (3.90)$$

где $a_1 = \Delta P_{1N(\theta_N)} (\Delta P_{1N(\theta_N)} + \Delta P_{2N(\theta_N)}) / \tau_{1\text{уст}N}^2$; $a_2 = (C_1 + C_2) T_{2(0)}^{-1} \Delta P_{1N(\theta_N)} / \tau_{1\text{уст}N}$;

$a_3 = C_1 T_{2(0)}^{-1} (\Delta P_{1N(\theta_N)} + \Delta P_{2N(\theta_N)}) / \tau_{1\text{уст}N}$; $a_4 = C_1 C_2 / T_{2(0)}^2$.

Рассмотрим пример двигателя со следующими данными: $\Delta P_{1N} = 400$ Вт; $\Delta P_{2N} = 400$ Вт; $C_1 = 10^3$ Дж/К; $C_2 = 2 \cdot 10^4$ Дж/К; $\tau_{1\text{уст}N} = 80^\circ\text{C}$; $T_{2(0)} = 1600$ с.

По выражениям (3.88), (3.89) и (3.90) получим: $\vartheta_N = 0,761$; $\lambda_{12} = 20,90$ Вт/К; $\lambda_{20} = 13,14$ Вт/К. Постоянную $T_{1(0)}$ можно определить из четвертого уравнения системы (3.87):

$$T_{1(0)} = C_1 C_2 (\lambda_{12} \lambda_{20} T_{2(0)})^{-1}, \quad (3.91)$$

для рассматриваемого двигателя она равна 45,5 с.

3.3.2. Об экспериментальном определении постоянных нагрева в режиме холостого хода АД

Эксперимент проводился на двигателе МТКФ 012-6 (2,2 кВт, ПВ40%) в режиме холостого хода ($I_{1xx}=5,3$ А). Нагрев обмотки статора двигателя фиксировался с помощью трех термопар, расположение которых показано на рисунке 3.13. Регистрация сигналов с термопар проводилась с помощью системы *LabView*.

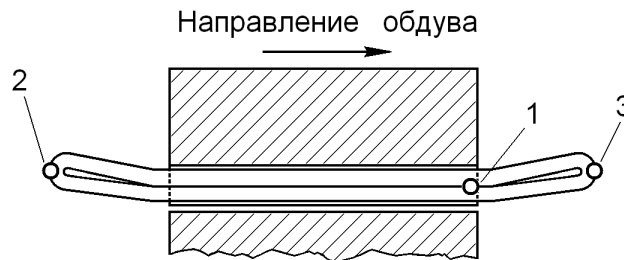


Рисунок 3.13 – Схема расположения термопар (цифрами обозначены номера позиций термопар)

На рисунке 3.14 представлены графики нагрева обмотки статора двигателя при работе в режиме холостого хода (показаны сигналы с трех термопар U_T без фильтрации). На рисунке 3.15 показаны графики охлаждения обмотки статора при неподвижном роторе.

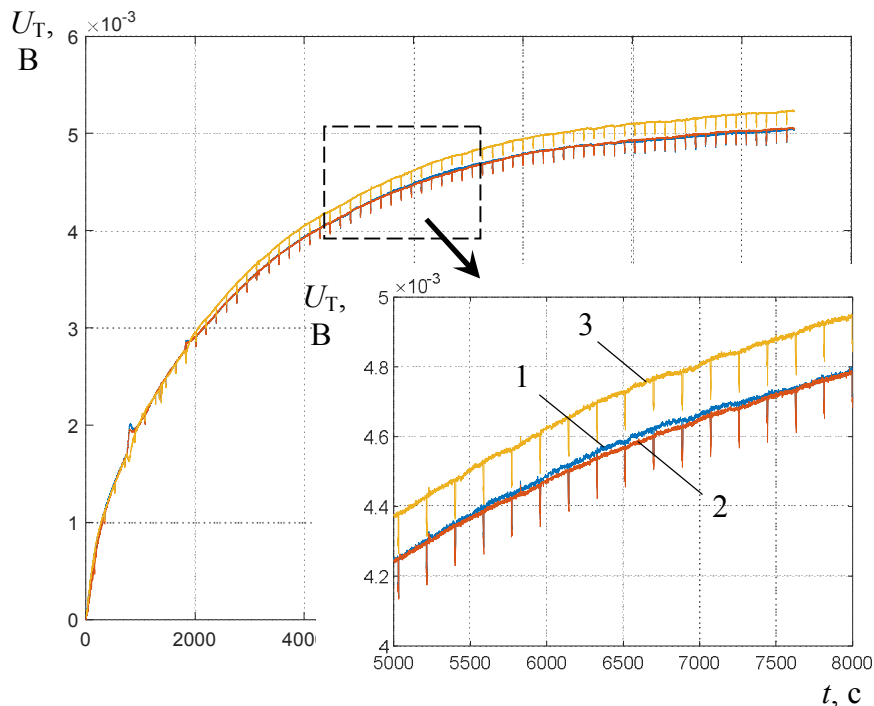


Рисунок 3.14 – Экспериментальные кривые нагрева обмотки статора двигателя МТКФ0 12-6 (нефильтрованный сигнал)

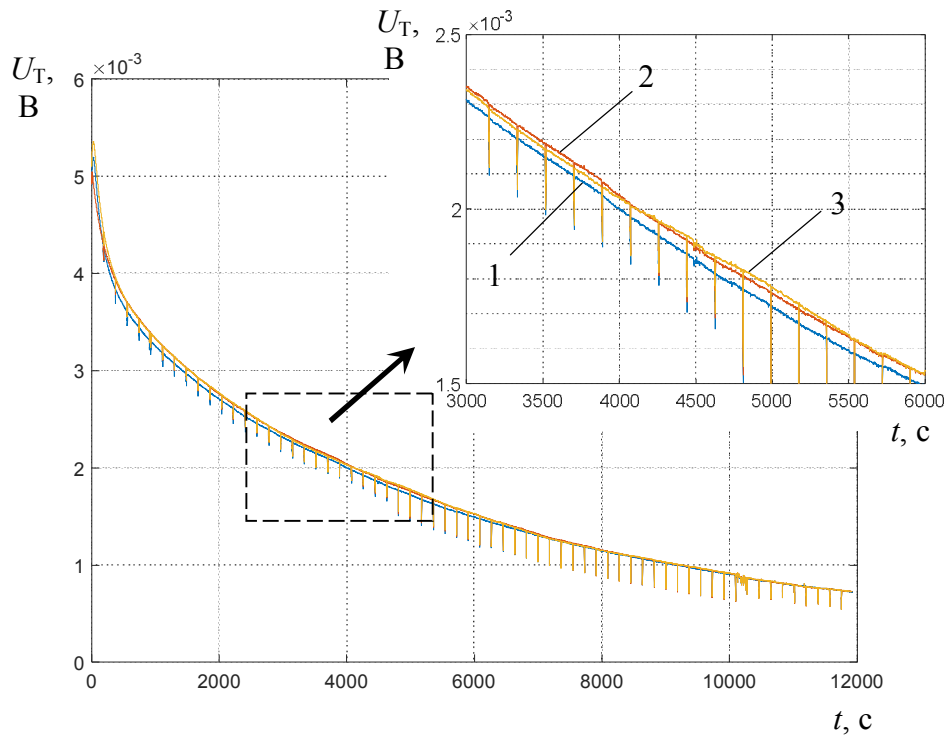


Рисунок 3.15 – Экспериментальные кривые охлаждения обмотки статора двигателя МТКФ0 12-6 при неподвижном роторе (нефильтрованный сигнал)

Экспериментальные зависимости могут быть аппроксимированы с использованием термодинамических моделей разного уровня сложности. Как было показано выше (таблица 1.2), каждая экспонента в решении системы дифференциальных уравнений ТДМ содержит свою постоянную времени, величина которых в общем случае различна. Некоторые постоянные времени могут не слишком значительно различаться по величине. Поэтому представляются не продуктивными попытки разделить близкие по постоянным времени экспоненты на экспериментально полученных графиках нагрева, содержащих погрешности и помехи разного рода. По этой причине рассмотрим использование экспериментальных данных для определения параметров только двухмассовой ТДМ, где большое различие между двумя постоянными времени упрощает их нахождение по экспериментальным кривым.

Для определения постоянных времени термодинамических процессов воспользуемся кривыми охлаждения двигателя. При использовании графиков охлаждения не сказывается влияние температурной зависимости мощности потерь на постоянные времени. Как было показано в главе 1, температурное изменение мощности

потерь влияет на величину собственных чисел матрицы системы термодинамической модели, а следовательно, и на постоянные времени. В режиме охлаждения компоненты вектора мощностей потерь в уравнении (1.7) нулевые (за исключением механических потерь в случае охлаждения при вращающемся роторе, но их влияние на нагрев обмотки статора ничтожно). Соответственно, диагональные элементы в матрице тепловых проводимостей Λ в уравнении (1.18) не содержат компонентов, в которые входят мощности потерь, поэтому при определении постоянных времени ТДМ в режиме охлаждения получаем их реальные значения.

Постоянные времени T_1 и T_2 будем искать с использованием выражения (2.13) при $\tau_{1уст}=0$. Используем усредненную по трем термопарам кривую изменения превышения температуры обмотки при охлаждении вращающейся машины (см. рисунок 3.16). На рисунке 3.16 показана усредненная кривая, нормированная относительно начального значения превышения температуры.

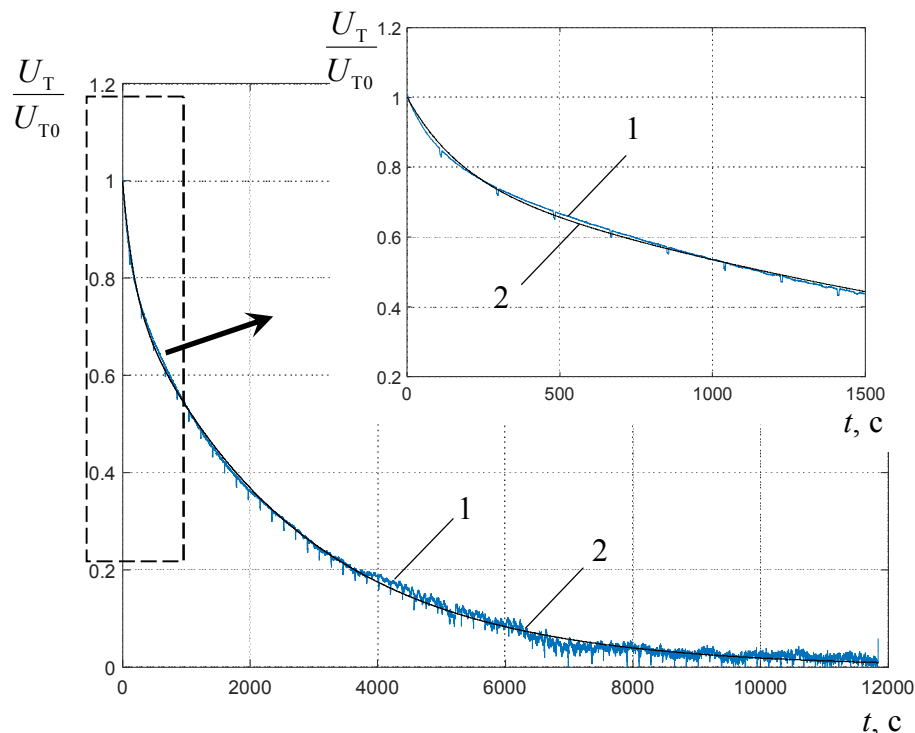


Рисунок 3.16 – Усредненные кривые охлаждения с аппроксимацией (1 – экспериментальная усредненная кривая охлаждения; 2 – ее аппроксимация)

Величины A_1 , A_2 , T_1 и T_2 будем рассматривать как неизвестные, значения которых следует подобрать таким образом, чтобы функция (2.13) наилучшим образом

соответствовала экспериментальной зависимости τ_{13} . Задача подбора A_1 , A_2 , T_1 и T_2 в данном случае может рассматриваться как оптимизационная задача, то есть задача нахождения минимума некоторой целевой функции, формируемой с использованием временных рядов τ_1 и τ_{13} в пространстве с координатами $x_1=A_1$; $x_2=A_2$; $x_3=T_1$; $x_4=T_2$. В качестве целевой функции примем σ_τ – среднее квадратичное значение разности нормированных величин τ_1 и τ_{13} .

Рассмотрим характер зависимости целевой функции от A_1 , A_2 , T_1 и T_2 . На рисунках 3.17 и 3.18 показаны поверхности, иллюстрирующие эти зависимости. Для большей наглядности графики построены для обратной величины целевой функции. Как видно на рисунках 3.17 и 3.18, целевая функция имеет единственный экстремум. В таком случае для поиска его координат целесообразно использовать простые градиентные методы поиска экстремума (например, функцию *fminunc* из пакета *Matlab*). В результате получены следующие значения: $T_1=174$ с; $T_2=2684$ с; $A_1=0,224$ о.е. (1,086 мВ); $A_2=0,776$ о.е. (3,764 мВ) при $\sigma_\tau=0,947\%$ от начального значения τ_1 . График аппроксимации с помощью выражения (2.13) при найденных значениях A_1 , A_2 , T_1 и T_2 показан на рисунке 3.16.

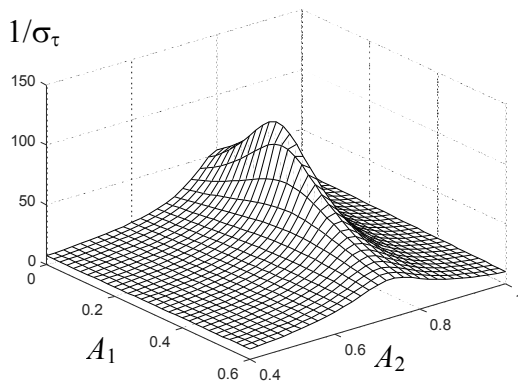


Рисунок 3.17 – Зависимость σ_τ от A_1 и A_2

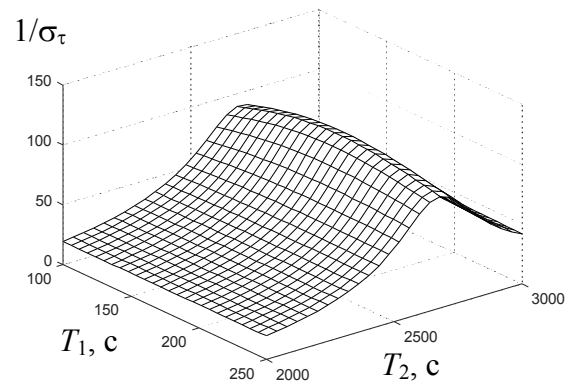


Рисунок 3.18 – Зависимость σ_τ от T_1 и T_2

Из рисунка 3.18 следует, что T_1 определяется нечетко – градиент целевой функции вдоль оси T_1 имеет очень малую величину и вариации значения T_1 слабо влияют на величину целевой функции. Также и на рисунке 3.16 видно, что наклон кривой охлаждения на первых 10...20 секундах значительно больше, чем следует из аппроксимации. Все это является следствием того, что из-за очень большой разницы между T_1 и T_2 количество точек, приходящееся на участок графика с быстрым изме-

нением температуры, определяемый малой постоянной T_1 , в десятки раз меньше, чем на участок, где изменение температуры определяется постоянной T_2 . При этом и сам наклон экспериментальной кривой на самом начальном участке может не идеально отражать истинный темп изменения температуры обмотки из-за собственной тепловой инерционности термопары и присутствия между медью обмотки и термопарой посторонних материалов. Отсюда можно сделать вывод о том, что даже при наличии аппаратуры, позволяющей фиксировать экспериментальные точки с достаточно малой дискретностью по времени, малую постоянную времени двухмассовой ТДМ достоверно определить весьма сложно.

Дополнительно отметим, что стремление к идеально точному определению малой постоянной T_1 в двухмассовой ТДМ вообще представляется нецелесообразным. Причина в том, что, поскольку двигатель не имеет лишь одной быстрой постоянной – их больше (что видно из набора собственных чисел матрицы системы для ТДМ в таблице 1.2), то попытка заменить весь набор экспонент с относительно малыми постоянными времени одной экспонентой заведомо не может привести к полному совпадению экспериментальной и аппроксимирующей кривых. Это видно на рисунке 3.16, где график аппроксимации идет то выше, то ниже экспериментальной кривой, что и является следствием отсутствия единой быстрой постоянной времени нагрева.

Аналогичным образом была выполнена аппроксимация кривой охлаждения двигателя МТКФ 012-6 при неподвижном роторе. Результаты аппроксимации: $T_1=241$ с; $T_2=5250$ с; $A_1=0,283$ о.е. (1,374 мВ); $A_2=0,717$ о.е. (3,477 мВ) при $\sigma_\tau=0,584\%$ от начального значения τ_1 . Сравнение величин T_2 при охлаждении с вращением ротора и при неподвижном роторе дает возможность оценить величину коэффициента ухудшения теплоотдачи (β_0) в последнем случае. Как было показано в главе 2, величина постоянной T_2 , в основном, определяется теплоотдачей в окружающую среду и она близка к постоянной T одномассовой ТДМ. Отсюда определим β_0 как отношение двух значений постоянной T_2 – при охлаждении с неподвижным ротором и при вращении ротора. Вычисленное значение $\beta_0=0,511$, что близко к принятым значениям этой величины для закрытых АД такой мощности.

Постоянные времени T_1 и T_2 также были найдены по экспериментальным данным и для режима нагрева машины. Поскольку в данном случае установившееся значение превышения температуры заранее не известно, представим выражение (2.13) в следующем виде:

$$\tau_1 = A_1 + A_2 - A_1 \exp\left(-\frac{t}{T_1}\right) - A_2 \exp\left(-\frac{t}{T_2}\right). \quad (3.92)$$

Результаты аппроксимации (с учетом коррекции на рост температуры воздуха в помещении за время эксперимента на 4°C): $T_1=349$ с; $T_2=3115$ с; $A_1=1,024$ мВ; $A_2=3,947$ мВ при $\sigma_\tau=0,557\%$ от установившегося значения $\tau_{1\text{уст}}$.

При проведении эксперимента, связанного с нагревом двигателя, следует учитывать температурную зависимость выделяющихся в элементах машины потерь. Как было показано в главе 1, это обстоятельство влияет на величину постоянных времени, определяемых по результатам эксперимента. Учтем это следующим образом. Запишем систему уравнений для двухмассовой ТДМ АД на основе этого уравнения (с учетом того, что в первом узле выделяются потери только одного вида – джоулевы потери, а во втором узле присутствует несколько видов потерь)

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} = -\tau_1(\lambda_{10} + \lambda_{12} - \Delta P_{\text{baz.1}} k_{\theta 1}) + \tau_2 \lambda_{12} + \Delta P_1''; \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} = -\tau_2 \left(\lambda_{20} + \lambda_{12} - \sum_{l=1}^s \Delta P_{\text{baz.2}(l)} k_{\theta 2(l)} \right) + \tau_1 \lambda_{12} + \Delta P_2''. \end{cases} \quad (3.93)$$

Матрица тепловых проводимостей будет выглядеть следующим образом

$$\Lambda = \begin{bmatrix} -(\lambda_{10} + \lambda_{12} - \Delta P_{\text{baz.1}} k_{\theta 1}) & \lambda_{12} \\ \lambda_{21} & -\left(\lambda_{20} + \lambda_{12} - \sum_{l=1}^s \Delta P_{\text{baz.2}(l)} k_{\theta 2(l)} \right) \end{bmatrix}. \quad (3.94)$$

Соответственно, матрица системы A :

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{\lambda_{10} + \lambda_{12} - \Delta P_{\text{baz.1}} k_{\theta 1}}{C_1} & \frac{\lambda_{12}}{C_1} \\ \frac{\lambda_{12}}{C_2} & -\frac{\lambda_{20} + \lambda_{12} - \sum_{l=1}^s \Delta P_{\text{baz.2}(l)} k_{\theta 2(l)}}{C_2} \end{bmatrix}. \quad (3.95)$$

Исходя из (3.95) можно получить выражения для постоянных времени ТДМ с учетом температурной зависимости потерь, однако с их помощью сложно по экспе-

риментально определенным постоянным рассчитать значения тех постоянных, которые были бы при отсутствии влияния температурной зависимости потерь. Поэтому воспользуемся следующим подходом.

Пренебрежем температурным изменением потерь в стали, а также добавочных потерь. Мощность механических потерь, с учетом двигателя постоянного тока, работающего в паре с исследуемым АД, при холостом ходе составляет около 120 Вт, что соответствует моменту порядка 5% от номинального. Это дает возможность пренебречь и потерями в обмотке ротора ввиду их малости. Таким образом, можно полагать, что $k_{\theta 2(t)}=0$.

В главе 1 было показано, что температурная зависимость потерь, в основном, оказывает влияние лишь на наибольшую постоянную времени ТДМ, поэтому будем рассматривать это влияние только на T_2 , которая весьма близка к постоянной времени одномассовой ТДМ (T). Приведенные выше соображения дают возможность оценить влияние температурного изменения потерь в обмотке статора на постоянную T_2 на основе такой модели.

Запишем уравнение одномассовой ТДМ в следующем виде:

$$(C_1 + C_2) \frac{d\tau}{dt} = -\tau(\lambda_{10} + \lambda_{20} - \Delta P_{baz.1} k_{\theta 1}) + \Delta P_1'' + \Delta P_2'' \quad (3.96)$$

Постоянная времени, исходя из (3.96), равна

$$T = \frac{C_1 + C_2}{\lambda_{10} + \lambda_{20} - \Delta P_{baz.1} k_{\theta 1}} \quad (3.97)$$

При этом постоянная времени без учета температурного влияния

$$T_{(0)} = \frac{C_1 + C_2}{\lambda_{10} + \lambda_{20}} \quad (3.98)$$

Из сопоставления (3.97) и (3.98) получим

$$T_{(0)} = \left(T^{-1} + \frac{\Delta P_{baz.1} k_{\theta 1}}{C_1 + C_2} \right)^{-1} \approx T_{2(0)} \quad (3.99)$$

Мощность потерь в обмотке статора в начале эксперимента ($\theta_0=21^\circ\text{C}$) составляет 240 Вт. Исходя из экспериментально полученного при нагреве значения $T_2=3115$ с, при помощи выражения (3.99) получим скорректированное значение

$T_{2(0)}=2797$ с, которое лишь на 4,21% отличается от значения T_2 , полученного в эксперименте при охлаждении вращающейся машины.

3.4. ВЫВОДЫ по главе 3

1. Рассмотрены возможности использования дополнительной информации для приближенной оценки теплоемкостей двухмассовой термодинамической модели АД.

2. Получены аналитические соотношения для расчета температуры узлов двухмассовой ТДМ АД при работе в установившемся цикле ПКР.

3. Обоснован критерий оценки теплового состояния АД, работающего в ПКР, для использования на стадии определения параметров двухмассовой ТДМ АД.

4. Разработан алгоритм определения параметров двухмассовой ТДМ АД при работе в ПКР для различных вариантов задания исходных данных.

5. Приведены результаты экспериментального исследования нагрева и охлаждения двигателя МТКФ012-6, выполненные на каф. ЭАПУ УрФУ.

6. Показано, что нецелесообразно стремиться точно определить малую постоянную времени нагрева двухмассовой ТДМ. Даже при наличии аппаратуры, позволяющей выполнять регистрацию температуры обмотки с малой дискретностью по времени, достоверно определить значение малой постоянной сложно. Вместе с тем, имеется возможность весьма точно в достаточно простом эксперименте определить наибольшую постоянную нагрева, что упрощает определение параметров двухмассовой ТДМ. Получены аналитические выражения для расчета тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ с использованием экспериментально определенной большой постоянной времени нагрева.

4. РЕСУРСНЫЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ

В главе изложена методика оценки теплового состояния АД на основе ресурсного подхода для различных режимов работы электропривода

4.1. Связь долговечности изоляции обмоток электрических машин и режимов работы

4.1.1 Краткий анализ причин выхода АД из строя

Надежность изоляции электрической машины в значительной степени определяет ее общую надежность. Статистические данные по причинам отказов АД отличаются в зависимости от типа и мощности электрического двигателя. Кроме этого, наблюдаются существенные различия в статистике между отечественными и зарубежными источниками. Согласно [12, 152] доля отказов по причине повреждения обмоток для асинхронных двигателей мощностью более 5 кВт составляет 85...95% (в том числе около 93% от числа повреждений обмоток приходится на межвитковые замыкания), на подшипниковый узел приходится 5-8%. Аналогичные данные приводятся в [86, 139, 153]. В [154] указывается, что для асинхронных двигателей мощностью до 100 кВт доля отказов по причинам, связанным с обмоткой статора составляет 68%, на подшипниковый узел приходится 20% отказов. Значительная доля выходов АД из строя, связанных с обмоткой статора отмечается и в [8], в [155] эта доля оценивается в одну треть. В [156, 157] указывается, что около 26% выхода из строя крупных электрических машин происходит по причинам, связанным с изоляцией обмоток. Приведенные данные позволяют сделать вывод о том, что в значительном числе случаев отказы электрических двигателей с короткозамкнутым ротором происходят из-за повреждения обмотки статора. В том числе около 50% отказов вызывается эксплуатационными причинами [12], которые в большинстве случаев приводят к перегреву обмоток. В [158] отмечается, что 35-37% выходов из строя обмоток АД происходят по причинам термического характера. При этом убытки от выхода из строя обмоток могут составлять до 80% от стоимости годового выпуска электрических машин [159]. Эти обстоятельства определяют важность вопросов, связан-

ных с повышением надежности асинхронного электропривода в контексте связи срока службы обмоток АД с режимами функционирования. В этой главе остановимся на рассмотрении вопросов, касающихся изолированных обмоток, которыми для подавляющего большинства АД являются обмотки статора.

4.1.2. Учет факторов, влияющих на долговечность изоляции обмоток электрической машины

Как известно, разрушение изоляции обмоток электрических машин происходит из-за различных факторов – нагрева, вибраций, влажности, агрессивной среды, электрического поля [154, 160–163].

В [152] предлагается учитывать совокупное влияние агрессивной среды и влажности на срок службы изоляции ($T_{из}$) произведением двух коэффициентов

$$T_{из} \sim C^{-m} \eta^{-n}, \quad (4.1)$$

где C – концентрация агрессивного агента; η – относительная влажность; m и n – постоянные коэффициенты.

Там же, а так же в [160, 164–171] предлагается использовать аналогичный подход, основанный на степенной зависимости с отрицательным показателем, для учета влияния на срок службы изоляции электрического поля, что актуально для высоковольтных машин. Необходимо отметить также влияние на долговечность изоляции, в том числе и у низковольтных машин, эффектов, вызываемых особенностями все шире используемых преобразователей частоты [160, 172–183]. Силовая часть двухзвенного преобразователя частоты содержит автономный инвертор, работающий на основе широтно-импульсной модуляции (ШИМ). При использовании ШИМ высокая частота переключения ключей инвертора приводит к появлению импульсов напряжения с большими величинами dU/dt (до 10 кВ/мкс). При использовании питания от инверторов с ШИМ, даже у низковольтных машин со всыпной обмоткой статора могут регистрироваться частичные разряды [172, 173]. Это вызывает ускорение процессов старения изоляции, что сказывается на снижении надежности и срока службы электрической машины. В некоторых источниках [160, 174, 175] отмечаются

и иные механизмы негативного воздействия импульсов напряжения при использовании ШИМ на состояние изоляции обмоток.

Описанный выше подход на основе степенной функции позволяет представить зависимость времени жизни изоляции (T) от некоторого набора воздействующих факторов в виде произведения

$$T = T_{\text{норм}} f(\theta) \prod_{i=1}^k C_i^{-z_i}, \quad (4.2)$$

где $T_{\text{норм}}$ – продолжительность жизни изоляции при некоторых условиях, которые можно принять в качестве «нормальных»; $f(\theta)$ – функция, которая учитывает влияние температуры на долговечность изоляции; C_i – относительная величина i -го неблагоприятного фактора; z_i – постоянные коэффициенты; $i=1, \dots, k$.

При наличии целого набора факторов, влияющих на долговечность изоляции в электрических машинах, термический стресс является очень важным фактором [12, 152, 153, 158, 184–189]. В частности, по данным [190] около 40% выходов из строя асинхронных двигателей по причинам, связанным с обмоткой статора, вызваны термическим воздействием на изоляцию.

Ряд авторов отмечает, что снижение уровня нагрева электродвигателей не приводит к заметному увеличению срока их службы [191–193]. Так в [192] отмечается, что асинхронные двигатели для текстильной промышленности имеют мощность, меньшую на одну ступень, чем двигатели основного исполнения, что приводит к меньшей на 8...10°C температуре обмотки статора. Согласно правилу Монтзингера, это должно было бы приводить к увеличению срока службы в 2 раза, что на практике не наблюдается. Там же отмечается, что согласно некоторым исследованиям, средняя нагрузка асинхронных двигателей металлорежущих станков составляет порядка 30% от номинальной, но среднее время безотказной работы двигателей этих станков близко ко времени работы на других механизмах, где (как предполагается) нагрузка близка к номинальной. Однако, чтобы правильно оценить результаты этих наблюдений, необходимо сделать анализ с учетом конкретных условий эксплуатации двигателей, о которых идет речь.

Поставим в соответствие каждому неблагоприятному фактору C_i из выражения (4.2), а также температуре θ , некоторую вероятность $p(C_i)$ и $p(\theta)$ выхода двигателя из строя в течении промежутка времени Δt при условии, что других факторов не было бы. Если в первом приближении не учитывать синергизм действия различных факторов, то суммарное действие всех неблагоприятных факторов привело бы к вероятности выхода из строя:

$$p_{\Delta t} = 1 - [1 - p(\theta)] \prod_{i=1}^k [1 - p(C_i)]. \quad (4.3)$$

Как видим из (4.3), величина сомножителя $[1 - p(\theta)]$ тем ближе к единице, чем меньше нагрузка двигателя (из-за уменьшения величины $p(\theta)$ при уменьшении температуры обмоток). Потому при условиях работы электродвигателя с недогрузкой, влияние этого сомножителя на вероятность выхода двигателя из строя уменьшается в тем большей степени, чем меньше нагрузка. В этих условиях вероятность выхода двигателя из строя $p_{\Delta t}$, в основном, определяется произведением $\prod_{i=1}^k [1 - p(C_i)]$, то есть, нетермическими факторами. Так, при работе двигателя с нагрузкой в 30% превышение температуры обмотки статора будет примерно на 40...50 градусов ниже, чем при номинальной нагрузке. При отсутствии других факторов, повреждающих обмотку, эта ситуация соответствовала бы увеличению «продолжительности жизни» обмотки примерно в 30 раз. Ясно, что фактор термического старения в этих условиях не является сколько ни будь существенным. Совсем другая ситуация будет иметь место при работе двигателя в режимах с перегрузкой, когда сомножитель $[1 - p(\theta)]$ стремится к нулю из-за быстрого роста $p(\theta)$ при увеличении температуры обмотки, а вероятность выхода двигателя из строя $p_{\Delta t}$ будет стремиться к единице. Здесь следует отметить, что некоторые двигатели, в частности серии 4А, как показывает ряд исследований [19, 194], даже в номинальном режиме, с учетом неравномерности нагрева вдоль обмотки, имеют превышение температуры обмотки статора выше допустимого. Очевидно, что в этом случае изменения вероятности выхода двигателя из строя, в основном, будут определяться изменениями теплового состояния обмотки.

Важно, что среди всех упомянутых факторов старения изоляции практически только нагрев обмоток двигателя непосредственно связан с режимами его работы. Эта связь очень существенна при рассмотрении электродвигателя, как элемента единой мехатронной системы. Поэтому будем рассматривать вопросы, связанные именно с влиянием нагрева на долговечность изоляции обмоток. Попутно отметим, что современные тенденции в проектировании и производстве электродвигателей направлены на то, чтобы сделать их максимально компактными и эффективными, что приводит к необходимости использования новых изоляционных материалов с повышенными свойствами по сравнению с традиционными. Однако, эти материалы также весьма чувствительны к недопустимым превышениям температуры [2] и это свидетельствует о том, что появление новых материалов не уменьшает актуальность вопросов, связанных с оценкой теплового состояния электродвигателей как на стадии проектирования электропривода, так и на стадии его эксплуатации.

Также важно учитывать, что при многофакторном воздействии на долговечность изоляции электрической машины процесс термического старения изоляции, хотя может сам и не приводить к выходу машины из строя, но делает изоляцию обмоток более подверженной к воздействию других повреждающих факторов [184].

4.1.3. Модели старения изоляции

а) *Детерминированные модели.* Существуют различные формы выражений, связывающих срок службы изоляции с температурой. Одно из первых выражений было предложено еще в 1930 году Монтзингером (V.M. Montsinger) для аппроксимации данных, полученных в течении 9 лет экспериментальных исследований процессов старения изоляции [195], которое может быть представлено в следующем виде

$$T = k' 2^{-c\theta} \quad (4.4)$$

или

$$T = k'' e^{-a_2\theta}, \quad (4.5)$$

где T – срок службы изоляции без учета воздействия иных факторов кроме температуры; k' , c , k'' , a_2 – постоянные коэффициенты; θ – температура в градусах Цельсия.

Позднее Буссингом (W. Büssing) [196] и Дакином (T.W. Dakin) [197] был предложен аналитический подход к описанию процесса термического старения изоляции, основанный на установленной С. Аррениусом и Я. Вант-Гофом зависимости скорости протекания химической реакции от температуры. С использованием этого подхода, следуя [12, 152, 154], можем записать выражение, определяющее скорость протекания химической реакции в изоляционном материале в виде

$$\ln K = B / Q + A, \quad (4.6)$$

где K – постоянная скорости протекания реакции, определяющая относительное число эффективных столкновений частиц, завершающихся химическим взаимодействием; A – постоянный коэффициент, характеризующий эффективность взаимодействия молекул; B – отношение энергии активации молекулы к универсальной газовой постоянной; Q – абсолютная температура.

Экспериментальным путем установлено, что для мономолекулярных реакций, к которым относятся окислительные процессы, происходящие в изоляционных материалах, постоянная K определяется соотношением концентраций не прореагировавших молекул

$$K = \frac{1}{t} \ln \frac{C_0}{C}, \quad (4.7)$$

где C_0 – начальная концентрация не прореагировавших молекул; C – концентрация молекул в текущий момент времени; t – текущее время.

Подставив (4.7) в (4.6), получим

$$-\ln(t) - \ln\left(\ln \frac{C_0}{C}\right) = \frac{B}{Q} + A, \quad (4.8)$$

откуда следует выражение для интервала времени T , в течение которого изоляция достигнет своего предельного состояния вследствие термического старения

$$T = k \cdot \exp(B/Q - G), \quad (4.9)$$

где $G = \ln A - \ln\left(\ln \frac{C_0}{C}\right)$; k – коэффициент пропорциональности, $k=1$, если срок службы изоляции измеряется в часах, или $k=3600$, если он измеряется в секундах.

Усредненные значения постоянных B и G , определенные экспериментально для различных классов нагревостойкости изоляции приведены в таблице 4.1 [12, 152, 154, 198], графики, иллюстрирующие зависимость (4.9) показаны на рисунке 4.1.

Таблица 4.1 – Коэффициенты G и B для различных классов изоляции

Класс изоляции	A	E	B	F	H	C
G	15,3	15,1	15,5	19,7	24,2	21,8
$B \cdot 10^{-4}, ^\circ C$	0,95	0,985	1,02	1,27	1,55	1,55
$\theta_{\text{доп}}, ^\circ C$	105	120	130	155	180	>180

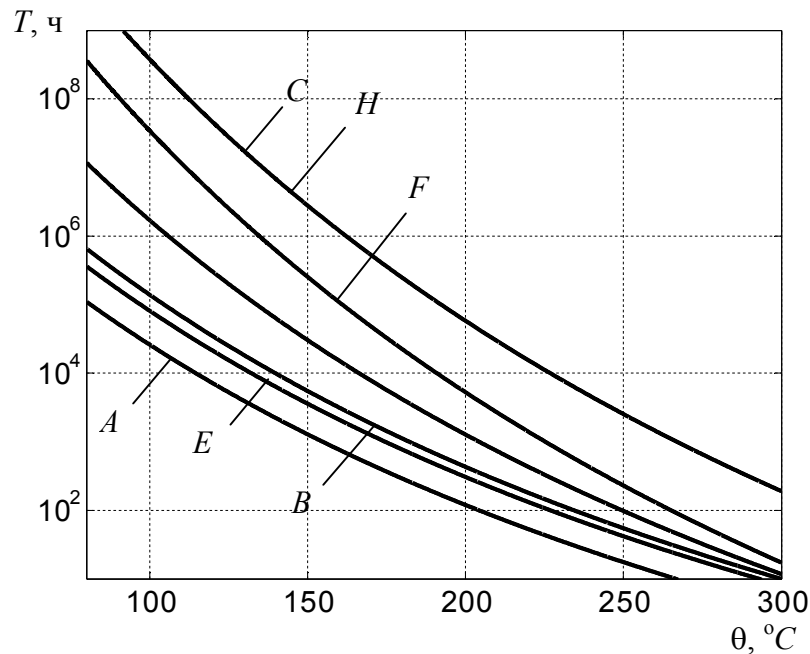


Рисунок 4.1 – Зависимость срока службы изоляции в часах от температуры (буквами обозначен класс нагревостойкости)

Выражение (4.9), основанное на законах кинетики химических реакций Аррениуса, называют моделью Аррениуса (Arrhenius-type) или моделью Буссинга. Логарифм $\ln T$ согласно формуле Монтзингера (4.4) линейно зависит от температуры, а формула Буссинга (4.9) соответствует нелинейной зависимости. Поэтому формулу Монтзингера можно рассматривать как приближенную аппроксимацию формулы Буссинга, пригодную при сравнительно небольших отклонениях температуры от допустимой для определенного класса нагревостойкости. Сравним формулы (4.4)

и (4.9). Если рассматривать влияние на срок службы изоляции только температуры без учета других факторов, то можно принять, что мгновенное значение скорости старения изоляции (v) зависит от значения ее температуры в данный момент времени. В этом случае будем считать v величиной, обратно пропорциональной сроку службы изоляции при данной температуре ($v=1/T$). Определим коэффициенты k' и c исходя из того, чтобы при допустимой для данного класса изоляции температуре $\theta=\theta_{\text{доп}}$ выполнялись следующие условия:

$$\begin{cases} v_{\text{э}} = v_{\text{а}}; \\ \left. \frac{\partial v_{\text{э}}}{\partial \theta} \right|_{\theta=\theta_{\text{доп}}} = \left. \frac{\partial v_{\text{а}}}{\partial \theta} \right|_{\theta=\theta_{\text{доп}}} \end{cases} \quad (4.10)$$

В равенствах (4.10) индексами «э» и «а» обозначены значения, рассчитанные с использованием эмпирической формулы Монтзингера (4.4)

$$v = (k')^{-1} \cdot 2^{c\theta} \quad (4.11)$$

и аналитически полученной формулы Буссинга (4.9)

$$v = k^{-1} \cdot \exp(-B/Q + G). \quad (4.12)$$

Исходя из выражений (4.11) и (4.12), условия (4.10) запишем в следующем виде:

$$\begin{cases} (k')^{-1} \cdot 2^{c\theta_{\text{доп}}} = k^{-1} \cdot \exp\left(-\frac{B}{\theta_{\text{доп}} + \theta_A} + G\right); \\ (k')^{-1} \cdot c \cdot 2^{c\theta_{\text{доп}}} \ln 2 = k^{-1} \frac{B}{(\theta_{\text{доп}} + \theta_A)^2} \cdot \exp\left(-\frac{B}{\theta_{\text{доп}} + \theta_A} + G\right), \end{cases} \quad (4.13)$$

где $\theta_A = 273^\circ\text{C}$.

Решив систему уравнений (4.13), получим:

$$k' = k \cdot 2^{c\theta_{\text{доп}}} \cdot \exp\left(\frac{B}{\theta_{\text{доп}} + \theta_A} - G\right); \quad c = \frac{B}{\ln 2 (\theta_{\text{доп}} + \theta_A)^2}. \quad (4.14)$$

Выясним, какую погрешность дает использование формулы (4.11) по сравнению с формулой (4.12) при выполнении условий (4.10). На рисунке 4.2 показано отношение скорости старения изоляции по (4.11) к скорости старения по (4.12) в функции отклонения температуры обмотки от допустимой для данного класса изо-

ляции. Из рисунка 4.2 следует, что, использование эмпирической формулы Монтзингера приводит к ошибке в расчете скорости старения изоляции не более 5% по сравнению с аналитической формулой Буссинга лишь при колебаниях температуры в пределах не более, чем ± 18 °С для всех классов изоляции. По этой причине в дальнейшем, при анализе процессов, связанных с термическим старением изоляции, будем опираться на формулу Буссинга (4.9).

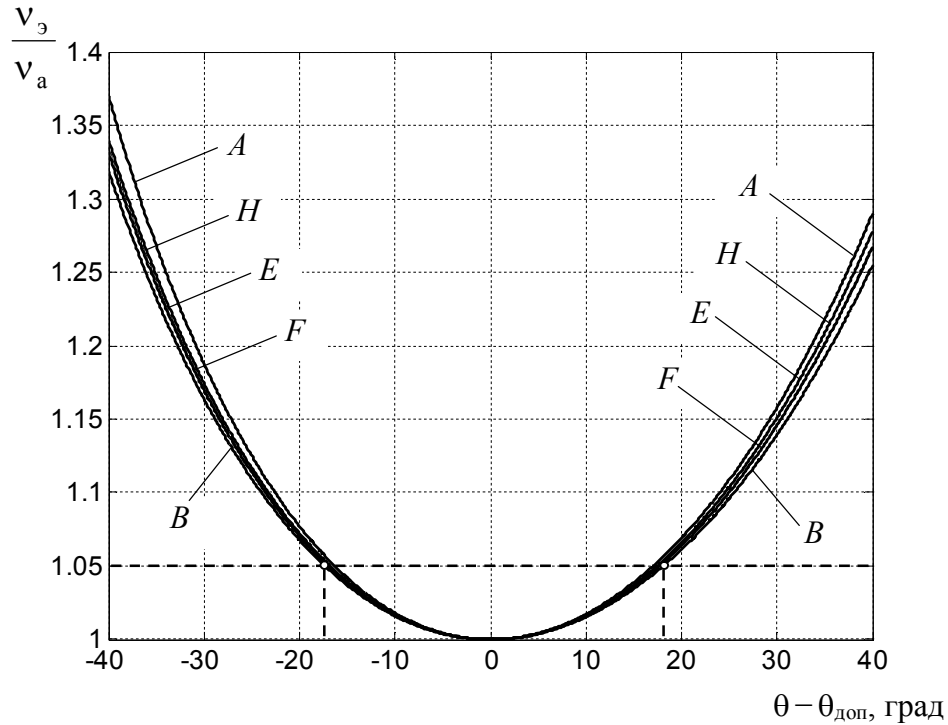


Рисунок 4.2 – Отношение скорости старения изоляции по формуле Монтзингера к скорости старения по формуле Буссинга

Кроме моделей старения изоляции Монтзингера (4.4) и Буссинга (4.9), разработаны и другие модели. Среди них можно упомянуть термофлуктуационную модель С.Н. Журкова [170, 199, 200]. Эта модель строится на предположении о том, что разрушение материала изоляции происходит из-за разрыва химических связей, вызываемого совместным действием энергии теплового движения молекул и некоторого внешнего фактора, в качестве которого может выступать механическая нагрузка. Из этих предпосылок может быть получено выражение для интервала времени T , в течение которого изоляция достигнет своего предельного состояния в виде [167, 201]

$$T = T_0 \cdot \exp\left(\frac{w - \gamma\sigma}{RQ}\right), \quad (4.15)$$

где T_0 – временная константа, w – энергия активации процесса механической деструкции материала; γ – параметр структуры; σ – параметр механического воздействия (Н/м^2); R – универсальная газовая постоянная.

Позднее выражение (4.15) было распространено на случай электрического воздействия [170, 202]

$$T = T_0 \cdot \exp\left(\frac{w - \nu E}{RQ}\right), \quad (4.16)$$

где E – напряженность электрического поля, воздействующего на изоляцию; ν – параметр структуры, аналогичный параметру γ в (4.15).

Также упомянем модель Крина (J.-P. Crine), которая описывается следующим выражением [203, 204]

$$T = \frac{h}{2kQ} \cdot \exp\left(\frac{\Delta G - \epsilon_{\text{из}} \Delta V E^2 / 2}{kQ}\right), \quad (4.17)$$

где h – постоянная Планка; k – постоянная Больцмана; ΔG – активационная энергия Гиббса; $\epsilon_{\text{из}}$ – диэлектрическая постоянная изоляции; ΔV – объем активации.

Модель Крина предполагает, что разрушение диэлектрика представляет собой физический процесс, в котором первичным актом деструкции полимерной изоляции является разрыв межмолекулярных связей. В (4.17) величина T рассматривается как время до электрического пробоя.

б) Вероятностные модели. Для задач прогнозирования остаточного ресурса и возможного срока службы двигателя (или привода в целом) в ходе его эксплуатации возможно использование и вероятностных моделей. Существующие вероятностные (статистические) модели, основанные на различных критериях и диагностических признаках [205–211] имеют тот недостаток, что удовлетворительные результаты по достоверности прогноза могут быть получены только при доступности соответствующих статистических данных. Далеко не во всех случаях имеется возможность получить эти данные, особенно, если учитывать, что статистика по выходам электродвигателей из строя очень сильно отличается для разных отраслей экономики.

В некоторых моделях предлагается (в числе прочих параметров) учитывать число пусков и реверсов [212–214], однако, это исключает из рассмотрения варианты частотно-регулируемого привода, где пуско-тормозные режимы не создают такого стрессового воздействия, как в случае нерегулируемых пуско-тормозных процессов.

Есть предложения использовать для определения остаточного ресурса нейросетевые подходы [215–217] и подходы на основе использования нечеткой логики [215, 218]. Применение нейросетевых методов для прогнозирования остаточного ресурса затруднено тем, что для обучения сети необходимо располагать достоверной обучающей выборкой, содержащей и информацию о динамике контролируемых параметров в прошлом. Отметим, что подобные подходы позволяют строить диагностические системы для использования их в ходе эксплуатации оборудования, однако недостатком является отсутствие возможности использования таких подходов на стадии проектирования электропривода.

Для задач в области электропривода, связанных с оценкой теплового состояния двигателя на основе срока службы изоляции наиболее простым вариантом оказывается использование детерминированных моделей (особенно для оценки теплового состояния двигателя на стадии проектирования электропривода). Эти модели позволяют посредством ТДМ связать параметры конкретного цикла работы электропривода с прогнозируемым изменением срока службы его изоляции на основе выражения (4.2). Это важно, поскольку практически, из всех факторов, оказывающих влияние на долговечность двигателя, только скорость термического старения изоляции непосредственно зависит от параметров цикла работы. Остальные факторы определяются либо независимыми внешними воздействиями (влажность, агрессивная среда), либо оказываются зафиксированными после принятия компоновочных решений (воздействие ШИМ, механические воздействия). Из детерминированных моделей термического старения изоляции представляется предпочтительным использование модели Аррениуса. Это связано с тем, что для этой модели параметры, входящие в выражение (4.9) известны для разных классов нагревостойкости изоляции (см. таблицу 4.1) в то время, как для других

детерминированных моделей, таких, как модели Крина и Журкова, существуют сложности, связанные с отсутствием информации, необходимой для параметрирования выражений, описывающих эти модели.

4.2. Эквивалентирование тепловых режимов по ресурсу изоляции

4.2.1. Принцип эквивалентирования тепловых режимов по ресурсу изоляции

Важность задачи эквивалентирования тепловых режимов по термическому ресурсу изоляции определяется тем, что на этой основе можно получить объективное представление об адекватности выбранного для данного электропривода двигателя по мощности. Это позволяет избежать явного завышения мощности «на всякий случай», что приведет к снижению энергетических и стоимостных показателей такого электропривода. С другой стороны, это позволяет избежать и ускоренного снижения ресурса двигателя из-за не учета эффектов, связанных с влиянием нелинейности связи скорости старения изоляции и температуры при больших амплитудах колебаний температуры обмотки двигателя в ходе его последующей эксплуатации. В [219, 220] предложено проводить сравнение режимов работы электродвигателей по условию равного термического износа изоляции исходя из равенства средней скорости старения изоляции за определенный промежуток времени и некоторой эквивалентной скорости ее старения, причем скорость старения изоляции принимается равной обратной величине срока ее службы. На основе этого подхода можно для заданного временного интервала получить выражение для некоторой эквивалентной температуры изоляции, при которой ее термический износ за этот интервал времени будет таким же, как при реальном графике температуры. Этот подход в большей степени пригоден для циклических режимов работы электропривода, где температура изоляции изменяется в некоторых пределах, пусть даже и весьма существенно, но понятие средней скорости старения изоляции здесь достаточно определенно дает представление о сроке службы двигателя при таком характере нагружения. В отличие от этого, при оценке допустимости разовых событий, таких, как тяжелый и затяжной пуск двигателя, понятие средней скорости старения изоляции и, полученное на ее основе значение эквивалентной температуры изоляции не дает возможности сделать заклю-

чение о допустимости подобного события. В данном случае представляется более удобным опираться на другое понятие, которое также можно использовать для оценки и эквивалентирования тепловых режимов.

Введем понятие остаточного термического ресурса изоляции R_{res} , как безразмерной величины, связывающей скорость старения изоляции при температуре, соответствующей номинальному режиму работы (v_N) и постоянной величиной воздействия других факторов ($\prod_{i=1}^k C_i^{-z_i} = \text{const}$) с ее остаточным сроком службы (T_{res}) в этом режиме:

$$T_{res} = R_{res} / v_N . \quad (4.18)$$

Величина R_{res} пропорциональна неиспользованному сроку службы изоляции при номинальной температуре, измеряемому в именованных единицах времени [88]. В начале эксплуатации двигателя $R_{res} = 1$, но по мере старения изоляции, R_{res} уменьшается на величину ΔR_t , зависящую от скорости старения изоляции при температурах, соответствующих реальным условиям эксплуатации двигателя, то есть, текущее значение остаточного ресурса будет определяться следующим выражением:

$$R_{res} = 1 - \Delta R_t . \quad (4.19)$$

Уменьшение остаточного термического ресурса, которое происходит за некоторое время работы машины (t_p), связано со скоростью старения изоляции:

$$\Delta R_t = \int_0^{t_p} v(t) dt . \quad (4.20)$$

Величина ΔR_t из выражения (4.20) представляет собой обобщенный интегральный аналог понятия относительного расхода ресурса изоляции, использованного в [221]. С учетом (4.12) выражение (4.20) можно переписать в виде:

$$\Delta R_t = \int_0^{t_p} k^{-1} \cdot \exp \left[-\frac{B}{Q(t)} + G \right] dt . \quad (4.21)$$

Выражение (4.21) представляет собой математическую модель, которую условно можно назвать «моделью термического старения изоляции». Эта модель позволяет эквивалентировать различные температурные графики по критерию равенства величины изменения остаточного термического ресурса изоляции машины за

определенный период времени. Следовательно, эта модель, вместе с электродинамической и энергетической моделями, связывающими электродинамические процессы в машине с мощностью потерь в ней и термодинамической моделью, позволяющей связать мощности потерь в машине с ее нагревом, дает возможность эквивалентировать по критерию равенства величин ΔR_t любые режимы работы этой электрической машины.

Такой подход к эквивалентированию тепловых режимов по критерию равенства величины изменения остаточного термического ресурса изоляции машины позволяет решить следующие задачи:

1. Построение систем тепловой защиты с учетом изменения остаточного термического ресурса изоляции машины («ресурсный» подход к оценке теплового состояния двигателя).
2. Выбор двигателя при проектировании электропривода на основании оценки его теплового состояния с в соответствии с «ресурсным» подходом.
3. Сравнение различных режимов работы электропривода по критерию изменения остаточного термического ресурса изоляции машины за определенное время, в том числе сравнение между собой разных способов организации пуска электропривода по критерию изменения остаточного термического ресурса изоляции машины и оценку допустимого количества пусков за определенный интервал времени.

Рассмотрим подробнее задачу оценки теплового состояния двигателя в пусковых режимах. Из соображений возможности получения аналитических оценок будем рассматривать пуск двигателя, достаточно короткий по сравнению с временем достижения установившейся температуры всей машиной, а мощность потерь в обмотке будем считать существенно большей, чем номинальная. При этих условиях интенсивное тепловыделение в обмотке будет существенно превосходить по величине тепловые потоки во внешнюю среду, т.к. в начальный период времени $\tau_1 \ll \tau_{1уст}$ и процесс нагрева обмотки можно считать близким к адиабатическому. В таком случае график температуры будет определяться уравнением нагрева обмотки статора, которое при этих условиях запишется следующим образом:

$$C_1 \frac{d\tau_1}{dt} = \Delta P_1 . \quad (4.22)$$

Решая это уравнение для нагрева с уровня температуры окружающей среды при неизменном значении мощности потерь, получим

$$\tau_1 = \theta_1 - \theta_0 = \frac{\Delta P_1}{C_1} t , \quad (4.23)$$

где θ_1 – температура обмотки; θ_0 – температура охлаждающей среды.

В соответствии с выражением (4.21) при учете (4.23) формулу для расчета изменения остаточного термического ресурса, происходящего за время выделения потерь ΔP_1 , запишем в следующем виде

$$\Delta R_t = k^{-1} \int_0^{t_p} \exp \left[-B \left(\theta_A + \theta_0 + \frac{\Delta P_1}{C_1} t \right)^{-1} + G \right] dt . \quad (4.24)$$

Изменение остаточного термического ресурса, которое происходит за время t_p при работе в номинальном режиме получим исходя из (4.21) в виде

$$\Delta R_{tN} = k^{-1} \int_0^{t_p} \exp \left[-B (\theta_A + \theta_N)^{-1} + G \right] dt = k^{-1} \exp \left[-B (\theta_A + \theta_N)^{-1} + G \right] t_p , \quad (4.25)$$

где θ_N – температура рассматриваемого узла при работе в установившемся номинальном режиме.

Аналитически вычислить интеграл (4.24) представляет трудности. С целью обеспечения возможности получения аналитических выводов аппроксимируем выражение (4.9) выражением (4.5), которое на графике зависимости $\ln T$ от θ соответствует прямой линии, касательной к этому графику (4.9) в точке $\theta = \theta_N$. Из этого условия нетрудно найти a_2 :

$$a_2 = - \left. \frac{d(\ln T)}{dQ} \right|_{\theta_N} = \frac{B}{(\theta_A + \theta_N)^2} . \quad (4.26)$$

Выражение для скорости старения изоляции в соответствии с (4.5) запишется как

$$v = a_1 e^{a_2 \theta_1} . \quad (4.27)$$

где $a_1 = 1/k''$.

Коэффициент a_1 найдем, приравнявая (4.27) и (4.12) при $\theta = \theta_N$:

$$a_1 = k^{-1} \cdot \exp\left(-\frac{B}{\theta_A + \theta_N} + G\right) \cdot \exp(-a_2 \theta_N). \quad (4.28)$$

С учетом аппроксимации (4.27) запишем выражение, аналогичное (4.24) в следующем виде

$$\Delta R_t = a_1 \int_0^{t_p} \exp\left[a_2 \left(\theta_0 + \frac{\Delta P_1 t}{C_1}\right)\right] dt. \quad (4.29)$$

Из (4.29) получим:

$$\Delta R_t = \frac{C_1}{\Delta P_1} \cdot \frac{a_1 e^{a_2 \theta_0}}{a_2} \exp\left(a_2 \frac{\Delta P_1 t_p}{C_1}\right). \quad (4.30)$$

С учетом (4.23) преобразуем (4.30) к следующему виду:

$$\Delta R_t = \frac{t_p}{\theta_{1к} - \theta_0} \cdot \frac{a_1}{a_2} e^{a_2 \theta_{1к}}, \quad (4.31)$$

где $\theta_{1к}$ – температура рассматриваемого узла в конце интервала времени t_p .

Изменение остаточного термического ресурса, которое происходит за время t_p при работе в номинальном режиме можно записать в следующем виде:

$$\Delta R_N = a_1 \int_0^{t_p} e^{a_2 \theta_N} dt = a_1 e^{a_2 \theta_N} t_p, \quad (4.32)$$

где θ_N – температура рассматриваемого узла при работе в установившемся номинальном режиме.

Если мы хотим, чтобы за время пуска машины изменение ее остаточного термического ресурса было равно изменению, которое происходит за время t_p при работе в номинальном режиме, то должно выполняться условие $\Delta R_t = \Delta R_N$.

Отсюда, с учетом (4.31) и (4.32), следует:

$$\frac{1}{\theta_{1к} - \theta_0} \cdot \frac{1}{a_2} e^{a_2 \theta_{1к}} = e^{a_2 \theta_N}. \quad (4.33)$$

Поделим правую и левую части соотношения (4.33) на $e^{a_2 \theta_0}$. Тогда это соотношение можно записать через величины перегрева относительно температуры охлаждающей среды в виде:

$$\frac{1}{a_2 \tau_{1к}} e^{a_2 \tau_{1к}} = e^{a_2 \tau_{1N}}, \quad (4.34)$$

где $\tau_{1к} = \theta_{1к} - \theta_0$ и $\tau_{1N} = \theta_{1N} - \theta_0$.

Численное решение уравнения (4.34) относительно $\tau_{1к}$ для изоляции класса F (где $a_2 = -0,0693$) дает значение $\tau_{1к} = \theta_{1к} - \theta_0 = 148,7^\circ$, что при $\theta_0 = 40^\circ C$ на $33,7^\circ$ выше допустимого значения для этого класса нагревостойкости. В действительности максимальное превышение $\tau_{1к}$ над τ_{1N} , обеспечивающее такой же расход ресурса изоляции за один пуск двигателя, должно быть меньше, чем получается из решения уравнения (4.34). Это связано с тем, что повреждающее действие высокой температуры на изоляцию не прекращается мгновенно по истечении времени t_p , так как температура после окончания разгона будет снижаться сравнительно медленно, в соответствии с величинами постоянных T_1 и T_2 , оставаясь относительно долго выше уровня θ_{1N} . Поэтому допустимое значение $\tau_{1к}$ нужно в действительности находить не из условия $\Delta R_t = \Delta R_N$, а из условия:

$$\Delta R_t + \Delta R_t' = \Delta R_{tN}, \quad (4.35)$$

где $\Delta R_t'$ – изменение остаточного термического ресурса в период после пуска электропривода (в течение того периода времени, когда температура узла остается все еще выше, чем θ_{1N}).

Величину $\Delta R_t'$ можно определить по (4.24), используя закон изменения $\theta(t)$ из решения системы дифференциальных уравнений ТДМ. Но, учитывая достаточно сложный закон изменения температуры на этапе после окончания пуска (при постоянном значении мощности потерь после окончания пуска этот закон будет определяться выражением (1.33), где коэффициенты a_{ij} находим из начальных условий при $\tau_{1нач} = \tau_{1к}$), получить простые аналитические оценки допустимого значения $\tau_{1к}$ не представляется возможным, так как невозможно аналитически проинтегрировать выражение (4.20) для данного случая. В то же время, не представляет сложности решить эту задачу с использованием методов численного

моделирования для любого закона изменения потерь ΔP_1 и ΔP_2 во время пуска и в период после его окончания.

4.2.2. Учет принципа эквивалентирования тепловых режимов по ресурсу изоляции на этапе проектирования электропривода

а) Постановка задачи. На этапе проектирования электропривода не всегда доступен объем информации о внутренних параметрах двигателя, необходимый для создания его ТДМ. Поэтому представляет интерес получение упрощенных способов учета нелинейности связи скорости старения изоляции с температурой, которые могли бы быть применены при использовании классических методов оценки теплового состояния двигателя, и требовали бы, при этом, значительно меньшего объема исходной информации о двигателе, чем это необходимо для моделирования.

При решении задачи выбора и проверки электродвигателей для приводов, работающих при изменяющейся величине теплогенерации, используются так называемые косвенные методы оценки теплового состояния электродвигателя – метод средних потерь и методы эквивалентных величин [90, 222–225]. Вывод соотношений для классического метода средних потерь, который считается наиболее точным из косвенных методов, предполагает следующие допущения:

- используется *одномассовая модель нагрева*, которая позволяет получить максимально простые аналитические зависимости между мощностью потерь и температурой двигателя, так как в этом случае на каждом участке нагрузочной диаграммы процесс изменения температуры двигателя описывается экспоненциальной зависимостью с единственной постоянной времени (отметим, что неадекватность этой модели отмечалась в литературе, например в [226]);

- принимается *линейная зависимость скорости термического старения изоляции от температуры* (скорости расходования ее термического ресурса), поскольку лишь в этом случае среднее значение температуры будет определять среднюю скорость старения изоляции.

Рассмотрим обоснованность этих допущений и определим границы их применимости. В литературе, в частности в [90, 222], проводился анализ теплового состоя-

ния электродвигателя при циклическом характере его нагружения и установлена связь между частотными параметрами графика нагрузки и максимумами температуры двигателя. Однако этот анализ был выполнен для одностепенной модели нагрева двигателя, то есть для его усредненной температуры. Поскольку электродвигатель является существенно неоднородным телом с термодинамической точки зрения, температуры его отдельных элементов значительно отличаются друг от друга. Также, существенно отличается и динамика температуры разных элементов электродвигателя при работе в режимах с переменным характером его нагружения. На рисунках 4.3 и 4.4 показано соотношение начальных величин производных температуры обмотки статора ($\dot{\tau}_1$) и средней температуры по всему двигателю ($\dot{\tau}_{\text{ср}}$) при скачкообразном изменении мощности потерь для закрытых электродвигателей с короткозамкнутым ротором серии 4А основного исполнения, а также МТКФ, МТКН и МТН. Производные температур здесь рассчитаны по выражениям

$$\dot{\tau}_1 = \frac{\Delta P_{1N}}{C_1}; \quad \dot{\tau}_{\text{ср}} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{C_{\Sigma}}, \quad (4.36)$$

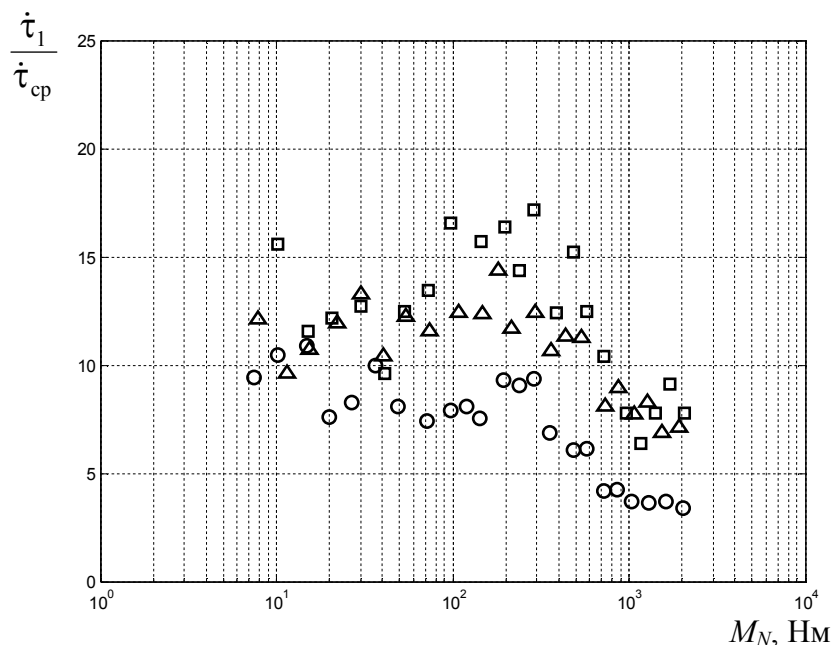


Рисунок 4.3 – Соотношение производных температуры обмотки статора и средней температуры для двигателей серии 4А (обозначено: \circ – 1500 об/мин, Δ – 1000 об/мин, \square – 750 об/мин)

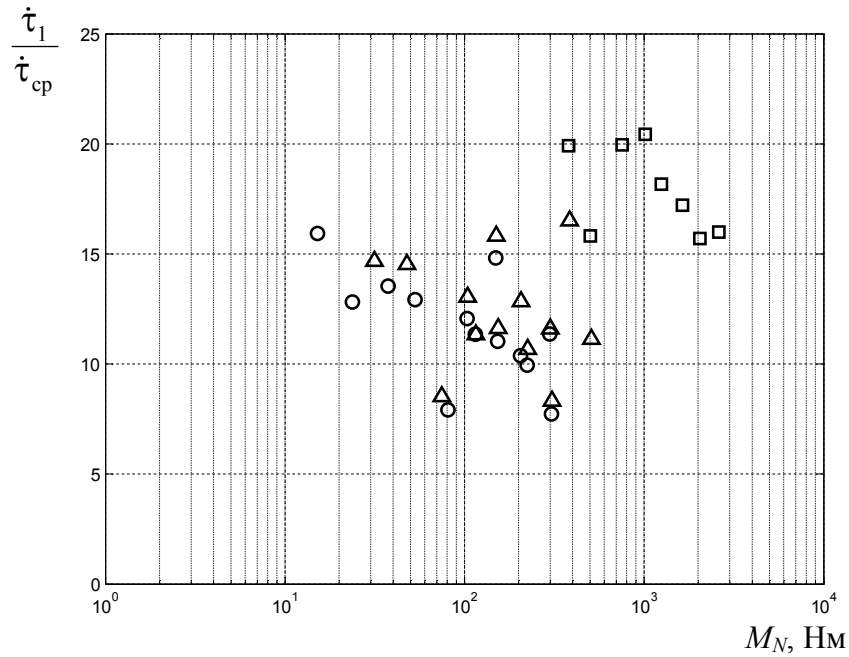


Рисунок 4.4 – Соотношение производных температуры обмотки статора и средней температуры для двигателей серий МТКФ (○), МТКН (△) и МТН (□) при продолжительности включения 40% (30мин)

где ΔP_{1N} – номинальная мощность потерь в обмотке статора; $\Delta P_{\Sigma N}$ – суммарная мощность потерь в номинальном режиме; C_1 – теплоемкость обмотки статора; C_{Σ} – суммарная теплоемкость двигателя.

Из рисунков 4.3 и 4.4 следует, что начальный темп изменения температуры обмотки статора в процессе нагрева может более чем на порядок превышать начальный темп изменения средней по двигателю температуры, получаемой исходя из одномассовой модели нагрева, из-за сравнительно малой теплоемкости меди статора по сравнению с теплоемкостью двигателя в целом, в то время как потери, выделяющиеся в этой обмотке, составляют значительную долю от суммарных потерь в двигателе. По этой причине амплитуда колебаний температуры обмотки статора АД в режимах работы с переменной нагрузкой может на порядок превосходить амплитуду усредненной по всему двигателю температуры. Это создает возможности выхода отклонений температуры обмотки статора от ее среднего значения далеко за пределы, при которых остается корректной оценка средней скорости старения изоляции по средней температуре.

Из-за нелинейности зависимости, связывающей скорость старения изоляции и температуру, любые отклонения температуры от средней приводят к увеличению средней скорости старения изоляции. Это является следствием того, что для любой модели термического старения изоляции вторая производная $\partial^2 v / \partial \theta^2$ всегда положительна. Так, при работе в циклических режимах при разных продолжительностях включения и длительностях цикла получается разная амплитуда колебаний температуры, что приводит к разной средней скорости расхода ресурса изоляции за цикл. Это обстоятельство поясняет рисунок 4.5.

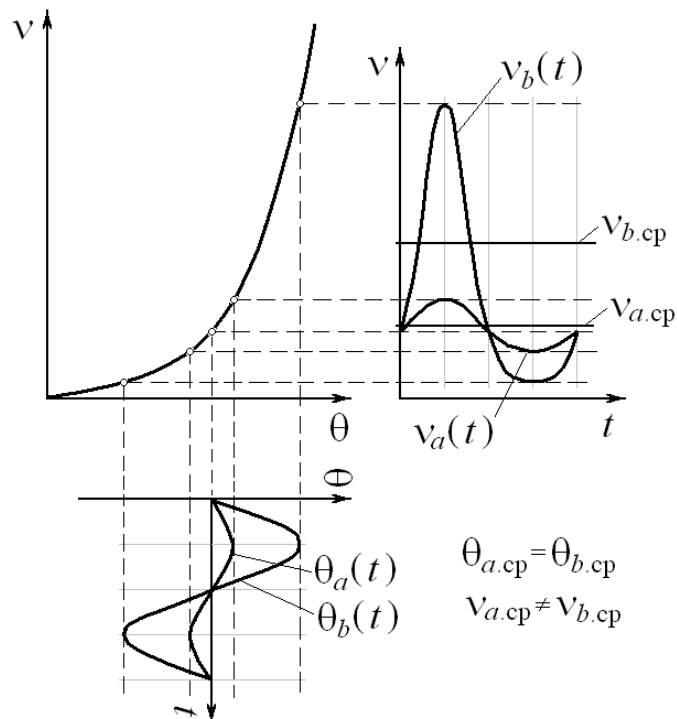


Рисунок 4.5 – Соотношение между средней температурой и средней за цикл скоростью старения изоляции

Из рисунка 4.5 следует, что при одинаковом среднем значении, но разных амплитудах колебаний температуры (θ_a и θ_b) средняя скорость старения изоляции ($v_{a,ср}$ и $v_{b,ср}$) оказывается различной. Поэтому даже при одинаковых значениях эквивалентного момента или средних потерь разница в амплитуде колебаний температуры приводит к разной величине расхода ресурса за цикл, а любые отклонения температуры обмотки от средней всегда ведут к ускорению термического старения изоляции. В методе средних потерь (а значит, и в выводимых из него соотношениях для методов эквивалентных величин) этот факт никак не учитывается, поскольку вывод

выражений для этих методов предполагает линейную связь между скоростью термического старения изоляции и ее температурой.

Необходимо также отметить, что задача оценки теплового состояния двигателя в режимах с изменением греющих потерь становится со временем все более актуальной еще и по той причине, что по мере совершенствования электродвигателей повышается уровень удельных электромагнитных нагрузок в них, а также принимаются меры к повышению эффективности охлаждения, что приводит к снижению тепловой инерции машин [220]. Последнее влечет за собой более интенсивное изменение температуры элементов машины при изменении греющих потерь.

Поставим следующие задачи:

1. Определим границы применимости метода средних потерь для оценки теплового состояния АД в повторно-кратковременном режиме;
2. Получим уточненные выражения для метода средних потерь, учитывающие:
 - нелинейность зависимости скорости термического старения изоляции от температуры;
 - соотношение параметров цикла и постоянных времени нагрева двигателя.

б) *Условия корректности использования метода средних потерь.* В общем случае для выяснения возможности использования средней температуры изоляции за время цикла $t_{ц}$ с целью оценки среднего значения скорости старения изоляции в этом цикле надо сравнивать усредненную по времени цикла скорость старения изоляции v_{cp} и скорость старения при усредненном значении температуры $v_{\theta_{1cp}}$, где

$$v_{cp} = \frac{1}{t_{ц}} \int_0^{t_{ц}} v(t) dt, \quad \theta_{1cp} = \frac{1}{t_{ц}} \int_0^{t_{ц}} \theta_1(t) dt. \quad (4.37)$$

На практике функции $v(t)$ и $\theta_1(t)$ зависят от вида конкретного графика мощности потерь в элементах двигателя, его скорости и других факторов, учет которых аналитически выполнить весьма затруднительно. Следовательно, для применения оценок, использующих (4.37), требуются численные методы расчета термодинамических процессов при конкретных условиях функционирования электропривода. С целью оценки ошибки, которую вносят допущения, принимаемые при выводе со-

отношений метода средних потерь, рассмотрим работу АД в простейшем цикле повторно-кратковременного режима, включающем период работы (t_p) и паузу (см рисунок 3.6). Используем здесь двухмассовую ТДМ АД, где в качестве узлов принимается обмотка статора, поскольку эта модель позволяет достаточно точно описать динамику температуры обмотки.

На рисунке 4.6 показана зависимость коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции

$$k_v = v_{cp} / v(\theta_{1cp}) \quad (4.38)$$

от параметров простейшего цикла в повторно-кратковременном режиме, содержащего один интервал работы (t_p) и паузу (t_0), где v_{cp} и θ_{cp} вычислены по (4.37). Здесь обозначено: $\varepsilon = t_p / (t_p + t_0)$ – относительная продолжительность включения в цикле; $t_{ц}^* = t_{ц} / T_6$ – относительное время цикла. Принята система базисных единиц «вариант А». Расчеты выполнялись для двигателей закрытого исполнения с изоляцией класса В, работающих в режиме S3. На рабочем интервале использовалась такая величина мощности потерь в двигателе, при которой средняя за цикл мощность потерь (с учетом ухудшения теплоотдачи при паузе) была равна номинальной величине. Коэффициент ухудшения теплоотдачи при неподвижном роторе принят равным 0,4. Поверхность построена для $\Delta P_{1N}^* = \Delta P_{1N} / (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}) = 0,5$ и $C_1^* = C_1 / (C_1 + C_2) = 0,05$ (что близко к средним значениям для двигателей серии 4А в диапазоне номинальных моментов от 7 до 2000 Н·м). Из рисунка 4.6 следует, что при малой продолжительности включения ε средняя скорость старения изоляции обмотки статора за цикл может существенно превосходить ее значение, которое получается путем расчета по средней за цикл температуре, причем чем длительнее цикл, тем сильнее это проявляется.

На рисунке 4.7 показаны линии уровня поверхности $k_v = f(\varepsilon, t_{ц}^*)$. Линии уровня этой поверхности делят плоскость в координатах $t_{ц}^*$ и ε на области, в которых расчет скорости старения изоляции по средней температуре приводит к большей (слева от кривой) или меньшей (справа от кривой) погрешности. Эти кривые выступают в ро-

ли границ области применимости метода средних потерь в случае, если мы считаем приемлемым некоторый уровень $v_{cp} - v(\theta_{cp})$, соответствующий данной кривой.

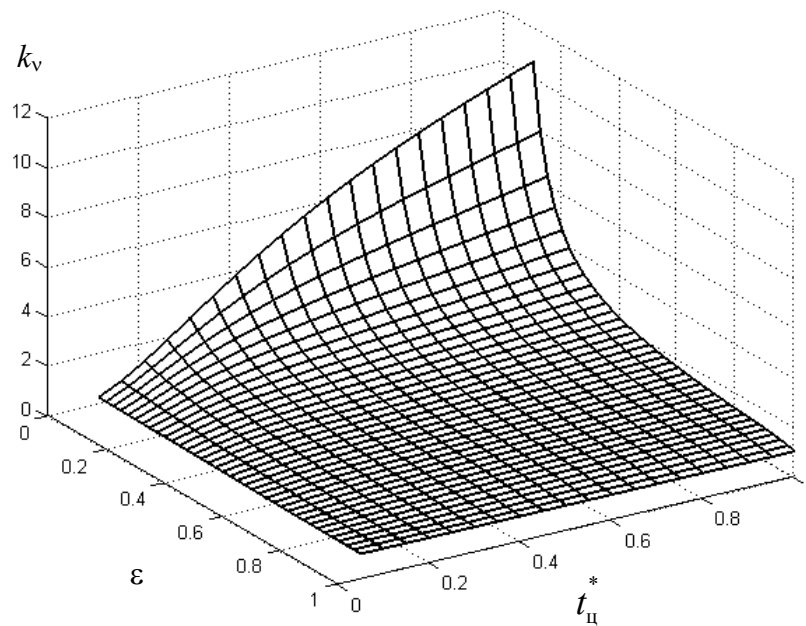


Рисунок 4.6 – Зависимость $k_v = v_{cp}/v(\theta_{cp})$ от параметров цикла ПКР для АД с изоляцией класса В

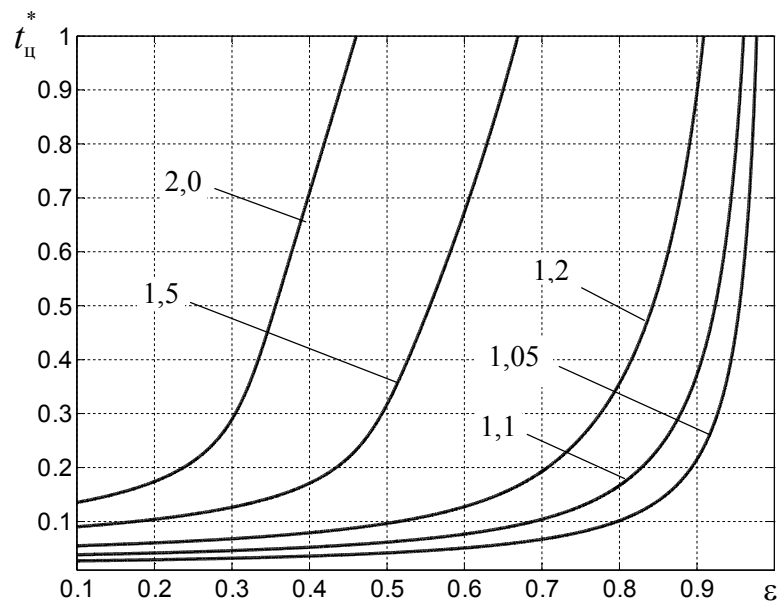


Рисунок 4.7 – Линии уровня поверхности $k_v = f(\epsilon, t_{ц}^*)$, цифрами обозначены значения k_v

Исследование влияния различных факторов на положение линий уровня в координатах $t_{ц}^*$ и ϵ показало, что в пределах формальной границы повторно-кратковременного режима (600 с) это положение зависит, в значительной степени,

от величины отношения $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$. Расчеты для двигателей серии 4А показали, что отношение $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$ может существенно отличаться для разных двигателей, но максимальные значения не превосходят 15...17 (см. рисунок 4.8).

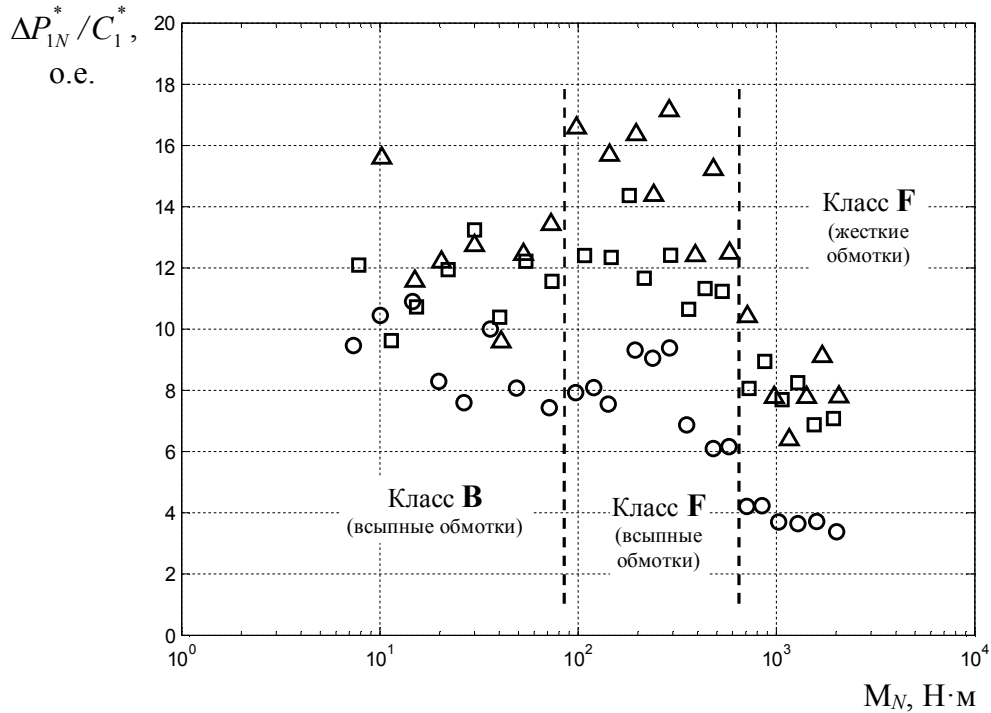


Рисунок 4.8 – Распределение величины $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$ по классам нагревостойкости изоляции для закрытых АД серии 4А (обозначено: \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

На положение линий уровня оказывает существенное влияние относительная величина теплоемкости обмотки статора C_1^* , чем она меньше при определенном значении $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$, тем больше значение k_v при одинаковых величинах $t_{\text{ц}}^*$ и ε , что объясняется увеличением амплитуды колебаний температуры обмотки при уменьшении ее теплоемкости. На рисунок 4.9 показаны линии уровня поверхности $v_{\text{cp}}/v(\theta_{\text{cp}}) = f(\varepsilon, t_{\text{ц}}^*)$ для $v_{\text{cp}}/v(\theta_{\text{cp}}) = 1,2$ при различных значениях $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$ (буквами обозначен класс нагревостойкости изоляции). Как видно на рисунок 4.9, для двигателей с изоляцией класса F при одном и том же допустимом уровне погрешности область, в которой применим метод средних потерь, относительно более узкая, чем для двигателей с изоляцией класса B. Это объясняется большими величинами градиента поверхности $v_{\text{cp}}/v(\theta_{\text{cp}})$ для этого класса нагревостойкости.

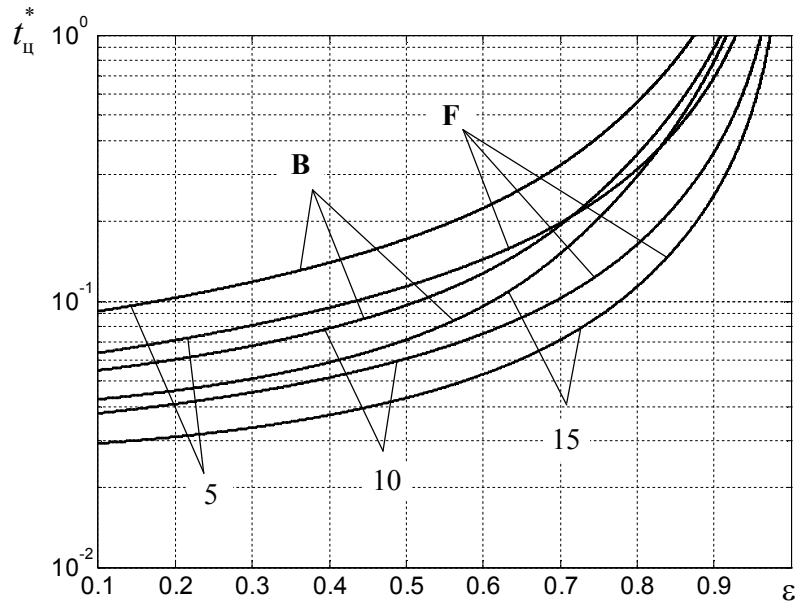


Рисунок 4.9 – Линии уровня поверхности $v_{cp}/v(\theta_{cp})=f(\varepsilon, t_{ц}^*)$ при $v_{cp}/v(\theta_{cp})=1,2$ для режима $S3$ (цифрами показаны значения $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$)

Можно показать, что $\Delta P_{1N}^*/C_1^* = \dot{t}_{1нач} / \dot{t}_{нач}$, где $\dot{t}_{1нач}$ и $\dot{t}_{нач}$ – начальные значения темпа изменения температуры обмотки статора и средней температуры двигателя по одномассовой модели нагрева. Оценку $\Delta P_{1N}^*/C_1^*$ можно сделать через отношение $\dot{t}_{1нач}$ и $\dot{t}_{нач}$. Если известна масса меди статора (в справочной литературе такая информация иногда приводится, например в [127, 128]), легко рассчитать $\dot{t}_{1нач}$. Величину $\dot{t}_{нач}$ можно приближенно оценить через массу двигателя и суммарную величину мощности потерь. Таким образом, имеется возможность достаточно просто определить величины, необходимые для использования показанных на рис. 4.9 кривых в роли номограммы для оценки корректности использования метода средних потерь. Если точка в координатах $t_{ц}^*$ и ε лежит ниже кривой с соответствующими значениями ΔP_{1N}^* и C_1^* , то метод средних потерь может быть признан достаточно точным для оценки теплового состояния двигателя. В противном случае он не будет давать достоверный результат и для оценки теплового состояния АД необходимо проведение расчетов с учетом влияния нелинейной связи между скоростью старения изоляции и температурой.

Рассмотрим актуальность учета влияния колебаний температуры при проверке двигателя по нагреву в зависимости от размера двигателя с учетом формальной границы ПКР. На рисунке 4.10 показаны зоны I, II, III, в которых находятся значения максимальной продолжительности цикла (600 с). Поясним характерные величины наибольшей постоянной времени T для ТДМ закрытых АД разной мощности и соответствующие ей максимальные длительности цикла ПКР (в относительных единицах – $600/T$):

I – АД порядка нескольких десятков киловатт 3500...4500 с ($600/T \simeq 0,15...0,2$);

II – АД порядка единиц кВт около 2000 с ($600/T \simeq 0,3$);

III – АД порядка десятков и сотен Вт 1000...1500 с ($600/T \sim 0,4...0,6$).

Также на рисунке 4.10 показаны линии уровня поверхности $k_v = f(\varepsilon, t_{\text{ц}}^*)$, при $k_v = 1,1; 1,2; 1,5; 2,0$ (снизу вверх) для $\Delta P_{1N}^* = 0,6$ и $C_1^* = 0,04$, непрерывные линии для изоляции класса В, пунктиром для F. Здесь хорошо видно, что возникновение ситуации, при которой необходим учет нелинейности зависимости $v(\theta)$ при оценке теплового состояния АД, более вероятно для небольших двигателей (диапазон III), так как для них формальная граница ПКР соответствует большему относительному времени цикла.

в) *Поправочный коэффициент для методов средних потерь и эквивалентных величин.* Самым простым способом учета ускорения термического старения изоляции из-за колебаний температуры при оценке теплового состояния двигателя является введение поправочного коэффициента ($k_{\Delta P}$), на который необходимо умножить средние за цикл потери, чтобы учесть увеличение средней за цикл скорости старения изоляции из-за нелинейности ее зависимости от температуры. В таком случае соотношение для проверки двигателя по нагреву с использованием метода средних потерь можем записать в следующем виде

$$\Delta P_{\Sigma \text{cp}} k_{\Delta P} \leq \Delta P_{\Sigma N}, \quad (4.39)$$

где: $\Delta P_{\Sigma \text{cp}}$ – средняя за цикл суммарная мощность потерь в двигателе; $\Delta P_{\Sigma N}$ – суммарная мощность потерь при работе в номинальном режиме.

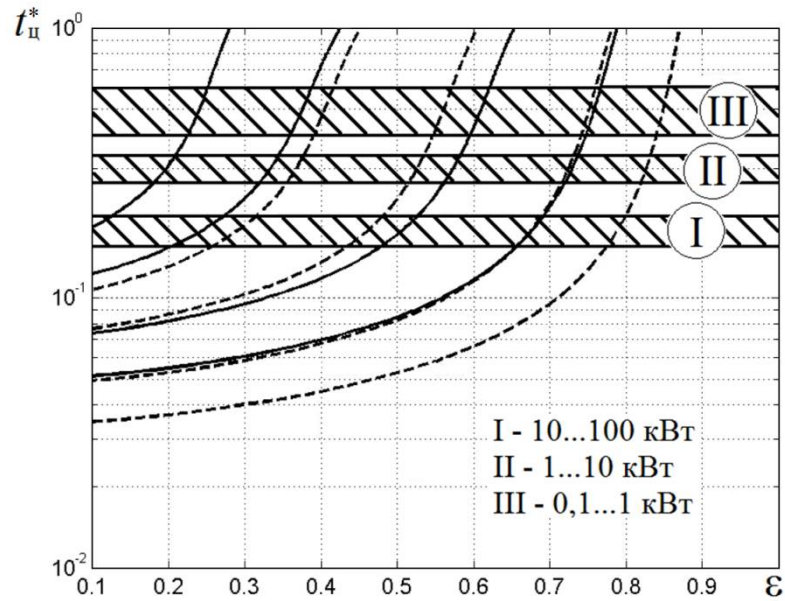


Рисунок 4.10 – Зоны характерных величин относительной продолжительности цикла для двигателей разного размера

Не представляет сложности показать, что из соотношения (4.39) можно получить и аналогичные уточненные соотношения для методов эквивалентных величин:

- метода эквивалентного тока

$$I_{\text{экв}} \sqrt{k_{\Delta P}} \leq I_N, \quad (4.40)$$

- метода эквивалентного момента

$$M_{\text{экв}} \sqrt{k_{\Delta P}} \leq M_N, \quad (4.41)$$

- метода эквивалентной мощности

$$P_{\text{экв}} \sqrt{k_{\Delta P}} \leq P_N. \quad (4.42)$$

Получим выражение для $k_{\Delta P}$ с использованием двухмассовой термодинамической модели АД.

Обозначим: $\bar{\theta}_1$ – это такая температура при работе в продолжительном режиме, при которой скорость старения изоляции была бы равна средней за цикл скорости старения изоляции при работе двигателя в рассматриваемом цикле с изменяющейся температурой (что означает одинаковую величину расхода термического ресурса за одинаковое время). То есть $\bar{\theta}_1$ – такая температура обмотки статора, при которой $v(\bar{\theta}_1) = v_{\text{ср}}$.

Из (4.38), с учетом того, что $v(\bar{\theta}_1)=v_{cp}$, запишем

$$v(\bar{\theta}_1)=k_v v(\theta_{1cp}). \quad (4.43)$$

Перепишем (4.43) с использованием (4.12) в виде:

$$e^{-\frac{B}{\bar{\theta}_1+\theta_A}+G}=k_v e^{-\frac{B}{\theta_{1cp}+\theta_A}+G}, \quad (4.44)$$

что, после потенцирования, дает:

$$\frac{B}{\theta_{1cp}+\theta_A}=\ln k_v + \frac{B}{\bar{\theta}_1+\theta_A}. \quad (4.45)$$

Из (4.45) выразим $\bar{\theta}_1$:

$$\bar{\theta}_1 = \frac{\theta_{1cp}(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (\theta_{1cp} + \theta_A) \ln k_v}, \quad (4.46)$$

откуда получим выражение для превышения температуры $\bar{\tau}_1$:

$$\bar{\tau}_1 = \frac{(\tau_{1cp} + \theta_0)(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (\tau_{1cp} + \theta_0 + \theta_A) \ln k_v} - \theta_0, \quad (4.47)$$

где θ_0 – температура охлаждающей среды.

Введем обозначение:

$$\mathfrak{G}_\tau = \tau / \tau_1, \quad (4.48)$$

где τ – установившееся превышение температуры двигателя в одномассовой термодинамической модели; τ_1 – установившееся превышение температуры обмотки статора. В соответствии с (4.48) введем следующие обозначения:

$$\mathfrak{G}_{\tau N} = \tau_N / \tau_{1N}, \quad \mathfrak{G}_{\tau cp} = \tau_{cp} / \tau_{1cp}, \quad \bar{\mathfrak{G}}_\tau = \bar{\tau} / \bar{\tau}_1. \quad (4.49)$$

С использованием обозначений (4.49) запишем

$$\tau_{1cp} = \frac{\Delta P_{\Sigma cp}}{\Delta P_{\Sigma N}} \cdot \frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau cp}} \tau_{1N}. \quad (4.50)$$

В (4.50) учтено, что

$$\tau_{cp} / \tau_N = \Delta P_{\Sigma cp} / \Delta P_{\Sigma N}, \quad (4.51)$$

где $\Delta P_{\Sigma cp}$ – средняя за цикл суммарная мощность потерь в двигателе, а $\Delta P_{\Sigma N}$ – суммарная мощность потерь при работе в номинальном режиме.

Аналогично выражению (4.50) получим

$$\bar{\tau}_1 = \frac{\Delta \bar{P}_{\Sigma}}{\Delta P_{\Sigma N}} \cdot \frac{\vartheta_{\tau N}}{\vartheta_{\tau}} \tau_{1N}. \quad (4.52)$$

В (4.52) принято во внимание, что

$$\bar{\tau} / \tau_N = \Delta \bar{P}_{\Sigma} / \Delta P_{\Sigma N}, \quad (4.53)$$

где $\Delta \bar{P}_{\Sigma}$ – суммарная мощность потерь в двигателе, соответствующая установившемуся превышению температуры двигателя, равному $\bar{\tau}$.

Введем обозначения:

$$k_3 = \Delta P_{\Sigma cp} / \Delta P_{\Sigma N}, \quad k_{\Delta P} = \Delta \bar{P}_{\Sigma} / \Delta P_{\Sigma cp}. \quad (4.54)$$

Коэффициент k_3 показывает, насколько использован по нагреву двигатель исходя из величины средней за цикл мощности потерь. Коэффициент $k_{\Delta P}$ показывает значение, на которое необходимо умножить величину средней за цикл мощности потерь, чтобы учесть факт нелинейной связи между скоростью старения изоляции и её температурой при изменении температуры в пределах рабочего цикла. Из (4.50) и (4.52) с учетом (4.54) следует:

$$\tau_{1cp} = k_3 \tau_{1N} \vartheta_{\tau N} / \vartheta_{\tau cp}, \quad (4.55)$$

$$\bar{\tau}_1 = k_{\Delta P} k_3 \tau_{1N} \vartheta_{\tau N} / \bar{\vartheta}_{\tau}, \quad (4.56)$$

а из (4.47) и (4.56) получаем:

$$k_{\Delta P} k_3 \frac{\vartheta_{\tau N}}{\bar{\vartheta}_{\tau}} \tau_{1N} = \frac{(\tau_{1cp} + \theta_0)(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (\tau_{1cp} + \theta_0 + \theta_A) \ln k_v} - \theta_0. \quad (4.57)$$

С учетом (4.55) преобразуем (4.57) к виду:

$$\begin{aligned} & k_{\Delta P} k_3 \tau_{1N} \vartheta_{\tau N} / \bar{\vartheta}_{\tau} = \\ & = \frac{(k_3 \tau_{1N} \vartheta_{\tau N} / \vartheta_{\tau cp} + \theta_0)(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (k_3 \tau_{1N} \vartheta_{\tau N} / \vartheta_{\tau cp} + \theta_0 + \theta_A) \ln k_v} - \theta_0. \end{aligned} \quad (4.58)$$

Выразим отношение $\vartheta_{\tau N} / \bar{\vartheta}_{\tau}$ через превышения температуры с помощью (4.49) в виде

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau}} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{\Delta \bar{P}_{\Sigma}} \cdot \frac{\bar{\tau}_1}{\tau_{1N}}, \quad (4.59)$$

аналогично (4.59) запишем

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau_{\text{ср}}}} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{\Delta P_{\Sigma_{\text{ср}}}} \cdot \frac{\tau_{1\text{ср}}}{\tau_{1N}}. \quad (4.60)$$

Найдем $\tau_{1\text{ср}}$, $\bar{\tau}_1$ и τ_{1N} исходя из 2-массовой термодинамической модели. Установившееся значение превышения температуры обмотки статора для двухмассовой термодинамической системы:

$$\tau_{1\text{уст}} = \frac{\Delta P_1 \lambda_{22} + \Delta P_2 \lambda_{12}}{\lambda_{22} \lambda_{11} - \lambda_{12}^2}. \quad (4.61)$$

Аналогично (4.61) представим $\tau_{1\text{ср}}$, $\bar{\tau}_1$ и τ_{1N} в следующем виде:

$$\tau_{1\text{ср}} = \frac{\Delta P_{1\text{ср}} \lambda_{22} + \Delta P_{2\text{ср}} \lambda_{12}}{\lambda_{22} \lambda_{11} - \lambda_{12}^2}, \quad (4.62)$$

$$\bar{\tau}_1 = \frac{\Delta \bar{P}_1 \lambda_{22} + \Delta \bar{P}_2 \lambda_{12}}{\lambda_{22} \lambda_{11} - \lambda_{12}^2}, \quad (4.63)$$

$$\tau_{1N} = \frac{\Delta P_{1N} \lambda_{22} + \Delta P_{2N} \lambda_{12}}{\lambda_{22} \lambda_{11} - \lambda_{12}^2}. \quad (4.64)$$

Из (4.59) и (4.60) с учетом выражений (4.62) и (4.63) получим

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau}} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{\Delta \bar{P}_{\Sigma}} \cdot \frac{\Delta \bar{P}_1 \lambda_{22} - \Delta \bar{P}_2 \lambda_{20}}{\Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta P_{2N} \lambda_{20}}, \quad (4.65)$$

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau_{\text{ср}}}} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{\Delta P_{\Sigma_{\text{ср}}}} \cdot \frac{\Delta P_{\Sigma_{\text{ср}}} \lambda_{22} - \Delta P_{2\text{ср}} \lambda_{20}}{\Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta P_{2N} \lambda_{20}}. \quad (4.66)$$

С учетом (4.54) перепишем (4.65) и (4.66) как

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau}} = \frac{1}{k_{\Delta P} k_3} \cdot \frac{k_{\Delta P} k_3 \Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta \bar{P}_2 \lambda_{20}}{\Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta P_{2N} \lambda_{20}}, \quad (4.67)$$

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau_{\text{ср}}}} = \frac{1}{k_3} \cdot \frac{k_3 \Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta P_{2\text{ср}} \lambda_{20}}{\Delta P_{\Sigma N} \lambda_{22} - \Delta P_{2N} \lambda_{20}}. \quad (4.68)$$

Рассмотрим, как изменяется мощность потерь во второй массе двухмассовой термодинамической модели АД при изменении нагрузки. Используем обозначения:

$$p_N = \Delta P_{1N} / \Delta P_{\Sigma N}; \quad \rho_N = \Delta P_{rN} / \Delta P_{1N}; \quad i_0 = I_0 / I_{1N}, \quad (4.69)$$

где ΔP_{1N} и ΔP_{rN} – номинальные мощности потерь в обмотках статора и ротора; I_0 – ток холостого хода; I_{1N} – номинальный ток статора.

Характерные величины ρ_N и i_0 для двигателей разных габаритов показаны на рисунках 4.11 и 4.12.

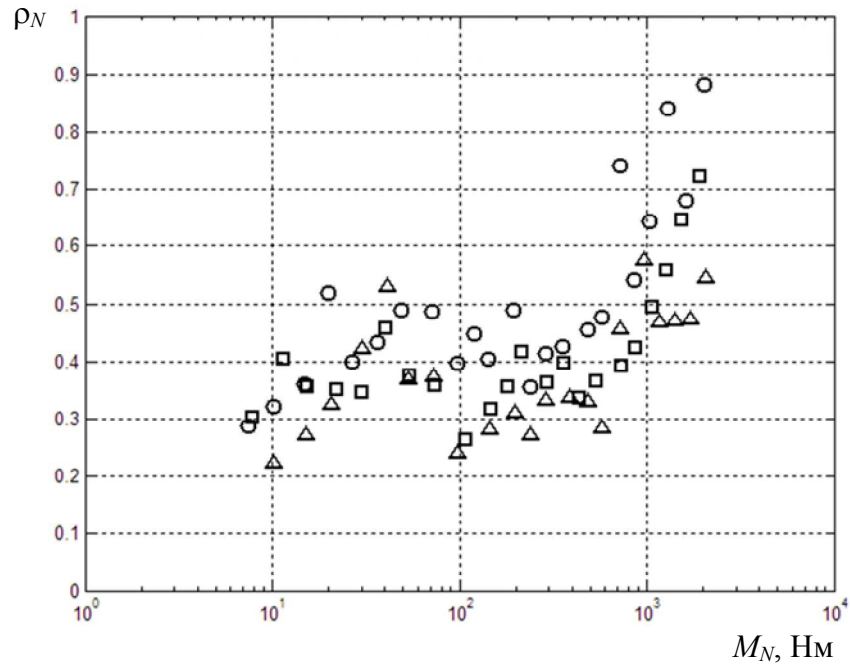


Рисунок 4.11 – Зависимость ρ_N от номинального момента для двигателей серии 4А (обозначено: \circ – 1500 об/мин, Δ – 1000 об/мин, \square – 750 об/мин)

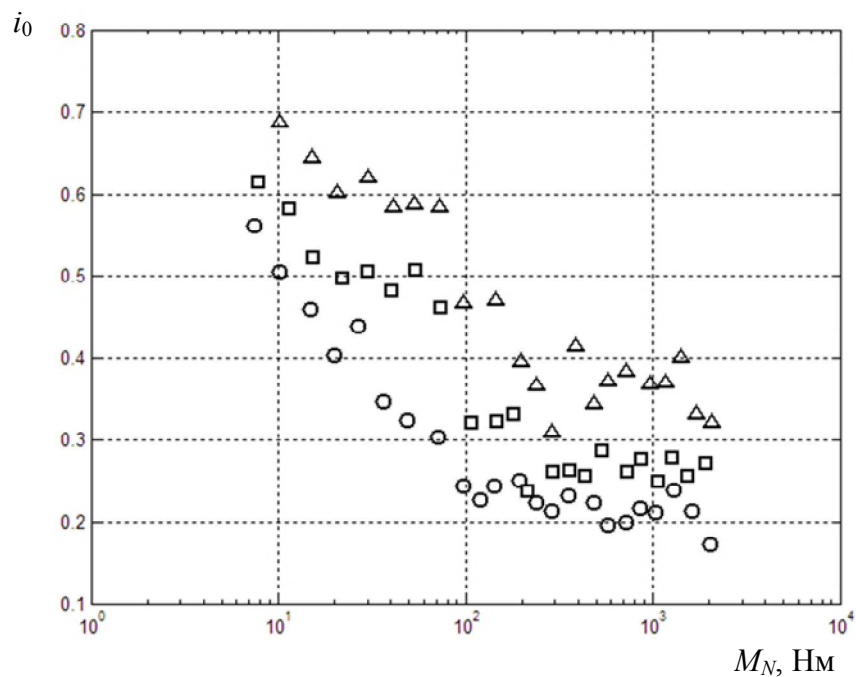


Рисунок 4.12 – Зависимость i_0 от номинального момента для двигателей серии 4А (обозначено: \circ – 1500 об/мин, Δ – 1000 об/мин, \square – 750 об/мин)

Суммарная мощность потерь складывается из пяти составляющих:

$$\Delta P_{\Sigma} = \Delta P_1 + \Delta P_r + \Delta P_{\text{ст}} + \Delta P_{\text{мех}} + \Delta P_{\text{доб}}, \quad (4.70)$$

где $\Delta P_{\text{ст}}$, $\Delta P_{\text{мех}}$ и $\Delta P_{\text{доб}}$ – мощности потерь в стали, механических и добавочных потерь.

Обозначим мощность условно постоянных потерь как

$$\Delta P_{\text{пост}} = \Delta P_{\text{ст}} + \Delta P_{\text{мех}} + \Delta P_{\text{доб}}. \quad (4.71)$$

Тогда для номинального режима с учетом (4.69) получаем следующее выражение:

$$\Delta P_{\Sigma N} = \Delta P_{1N} + \Delta P_{rN} + \Delta P_{\text{пост}N} = (1 + \rho_N) \Delta P_{1N} + \Delta P_{\text{пост}N}. \quad (4.72)$$

Отсюда

$$\Delta P_{\text{пост}N} = \Delta P_{\Sigma N} - (1 + \rho_N) \Delta P_{1N} = \Delta P_{\Sigma N} [1 - (1 + \rho_N) p_N]. \quad (4.73)$$

Учитывая малость величины добавочных потерь и то, что при работе в повторно-кратковременном режиме обычно $\Delta P_1 + \Delta P_r \gg \Delta P_{\text{пост}N}$, будем далее принимать, что $\Delta P_{\text{пост}} \approx \Delta P_{\text{пост}N}$. В этом случае можем выразить мощность переменных потерь следующим образом:

$$\Delta P_1 + \Delta P_r = \Delta P_{\Sigma} - \Delta P_{\text{пост}} = \Delta P_{\Sigma} - \Delta P_{\Sigma N} [1 - (1 + \rho_N) p_N]. \quad (4.74)$$

С другой стороны, мощность переменных потерь можно выразить через ток статора (I_1) и приведенный к статорным цепям ток ротора (I_2') как

$$\Delta P_1 + \Delta P_r = \Delta P_{1N} i_1^2 + \Delta P_{rN} i_2^2 = \Delta P_{1N} (i_1^2 + \rho_N i_2^2), \quad (4.75)$$

где $i_1 = I_1 / I_{1N}$ и $i_2 = I_2' / I_{2N}'$.

Ток статора выразим, воспользовавшись приближенным соотношением [145]:

$$i_1^2 \approx i_0^2 + (1 - i_0^2) i_2^2. \quad (4.76)$$

С учетом (4.76) из (4.75) получим

$$\Delta P_1 + \Delta P_r = \Delta P_{1N} [i_0^2 + (1 - i_0^2 + \rho_N) i_2^2]. \quad (4.77)$$

Приравняв правые части соотношений (4.74) и (4.77), придем к выражению для квадрата относительной величины приведенного тока ротора

$$i_2^2 = \frac{\Delta P_{\Sigma} - \Delta P_{\Sigma N}}{(1 - i_0^2 + \rho_N) p_N \Delta P_{\Sigma N}} + 1. \quad (4.78)$$

Формула (4.78) дает возможность записать выражения для мощности потерь $\Delta \bar{P}_2$, соответствующей величине $\Delta \bar{P}_{\Sigma}$, в виде

$$\Delta \bar{P}_2 = \Delta \bar{P}_r + \Delta \bar{P}_{\text{пост}} = \rho_N p_N \Delta P_{\Sigma N} \bar{i}_2^2 + \Delta \bar{P}_{\text{пост}}, \quad (4.79)$$

где

$$\bar{i}_2^2 = \frac{\Delta \bar{P}_{\Sigma} - \Delta P_{\Sigma N}}{(1 - i_0^2 + \rho_N) p_N \Delta P_{\Sigma N}} + 1. \quad (4.80)$$

С учетом (4.80) мощность потерь $\Delta \bar{P}_r$ равна

$$\Delta \bar{P}_r = \rho_N \left[\frac{\Delta \bar{P}_{\Sigma} - \Delta P_{\Sigma N}}{1 - i_0^2 + \rho_N} + p_N \Delta P_{\Sigma N} \right]. \quad (4.81)$$

Подставив (4.81) в (4.79), и, принимая $\Delta P_{\text{пост}} \approx \Delta P_{\text{пост}N}$, получим

$$\Delta \bar{P}_2 = \Delta P_{\Sigma N} [R(k_{\Delta P} k_3 - 1) + 1 - p_N], \quad (4.82)$$

где $R = \rho_N (1 - i_0^2 + \rho_N)^{-1}$.

Аналогично выведем выражение для мощности потерь $\Delta P_{2\text{ср}}$, соответствующей величине $\Delta P_{\Sigma\text{ср}}$:

$$\Delta P_{2\text{ср}} = \Delta P_{\Sigma N} [R(k_3 - 1) + 1 - p_N]. \quad (4.83)$$

Подставив выражение (4.82) в (4.67), а (4.83) в (4.68), получим:

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau}} = \frac{1}{k_{\Delta P} k_3} \cdot \frac{k_{\Delta P} k_3 \lambda_{22} - [R(k_{\Delta P} k_3 - 1) + 1 - p_N] \lambda_{20}}{\lambda_{22} - (1 - p_N) \lambda_{20}}, \quad (4.84)$$

$$\frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\text{ср}}} = \frac{1}{k_3} \cdot \frac{U}{\lambda_{22} - (1 - p_N) \lambda_{20}}, \quad (4.85)$$

где $U = k_3 \lambda_{22} - [R(k_3 - 1) + 1 - p_N] \lambda_{20}$.

В выражениях (4.84) и (4.85) учтено, что $\Delta P_{2N} = \Delta P_{\Sigma N} (1 - p_N)$. Далее, подставив (4.84) и (4.85) в (4.58), запишем:

$$\frac{k_{\Delta P} k_3 \lambda_{22} - [R(k_{\Delta P} k_3 - 1) + 1 - p_N] \lambda_{20}}{S} = \frac{(U/S + \theta_0)(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (U/S + \theta_0 + \theta_A) \ln k_v} - \theta_0, \quad (4.86)$$

где $S = [\lambda_{22} - (1 - p_N) \lambda_{20}] / \tau_{1N}$.

Решив уравнение (4.86) относительно $k_{\Delta P}$, находим:

$$k_{\Delta P} = \frac{QS - [R - (1 - p_N)] \lambda_{20}}{k_3 (\lambda_{22} - R \lambda_{20})}, \quad (4.87)$$

где $Q = \frac{(U/S + \theta_0)(\theta_A \ln k_v + B) + \theta_A^2 \ln k_v}{B - (U/S + \theta_0 + \theta_A) \ln k_v} - \theta_0$.

Выражение (4.87) для $k_{\Delta P}$, полученное на основе аналитической зависимости (4.12) неудобно с точки зрения практического использования, так как требует знания параметров термодинамической модели двигателя. Поэтому получим более простое выражение для $k_{\Delta P}$. С этой целью аппроксимируем формулу (4.12), используя выражение (4.27). Связь между коэффициентами этих зависимостей может быть найдена исходя из условий (4.10), что при $\theta = \theta_{\text{доп}}$ дает:

$$a_1 = k^{-1} e^{-a_2 \theta_{\text{доп}}} e^{-\frac{B}{\theta_{\text{доп}} + \theta_A} + G}; \quad (4.88)$$

$$a_2 = B(\theta_{\text{доп}} + \theta_A)^{-2}. \quad (4.89)$$

Из (4.38) с учетом (4.27) запишем:

$$e^{a_2 \bar{\theta}_1} = k_v e^{a_2 \theta_{1\text{ср}}}, \quad (4.90)$$

откуда следует:

$$a_2 \bar{\theta}_1 = \ln k_v + a_2 \theta_{1\text{ср}} \quad (4.91)$$

или

$$a_2 \bar{\tau}_1 = \ln k_v + a_2 \tau_{1\text{ср}}. \quad (4.92)$$

Воспользовавшись выражениями (4.55) и (4.56), получим

$$a_2 k_{\Delta P} k_3 \frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau}} \tau_{1N} = \ln k_v + a_2 k_3 \frac{\mathfrak{G}_{\tau N}}{\mathfrak{G}_{\tau\text{ср}}} \tau_{1N}. \quad (4.93)$$

С помощью выражений (4.84) и (4.85) запишем (4.93) в следующем виде:

$$\begin{aligned} a_2 \frac{k_{\Delta P} k_3 \lambda_{22} - [R(k_{\Delta P} k_3 - 1) + 1 - p_N] \lambda_{20}}{\lambda_{22} - (1 - p_N) \lambda_{20}} \tau_{1N} = \\ = \ln k_v + a_2 \frac{k_3 \lambda_{22} - [R(k_3 - 1) + 1 - p_N] \lambda_{20}}{\lambda_{22} - (1 - p_N) \lambda_{20}} \tau_{1N}. \end{aligned} \quad (4.94)$$

Выразим $k_{\Delta P}$ из (4.94):

$$k_{\Delta P} = 1 + \frac{\ln k_v}{a_2 k_3 \tau_{1N}} \cdot \frac{\lambda_{12} + p_N \lambda_{20}}{\lambda_{12} + \frac{1-i_0^2}{1-i_0^2 + \rho_N} \lambda_{20}}. \quad (4.95)$$

Из (4.95) с учетом (4.89) получим:

$$k_{\Delta P} = 1 + \ln k_v \frac{(\theta_{\text{доп}} + \theta_A)^2}{B k_3 \tau_{1N}} L, \quad (4.96)$$

где

$$L = \frac{\lambda_{12} + p_N \lambda_{20}}{\lambda_{12} + \frac{1-i_0^2}{1-i_0^2 + \rho_N} \lambda_{20}}. \quad (4.97)$$

На рисунке 4.13 показаны зависимости величины $k_3^{-1} \ln k_v = f(\varepsilon, t_{\text{ц}}^*)$ от ε и $t_{\text{ц}}^*$ для режима S3 при $C_1^* = 0,05$; $\Delta P_{1N}^* = 0,5$; $\rho_N = 0,3$; $i_0 = 0,4$; для класса изоляции В при различных значениях k_3 .

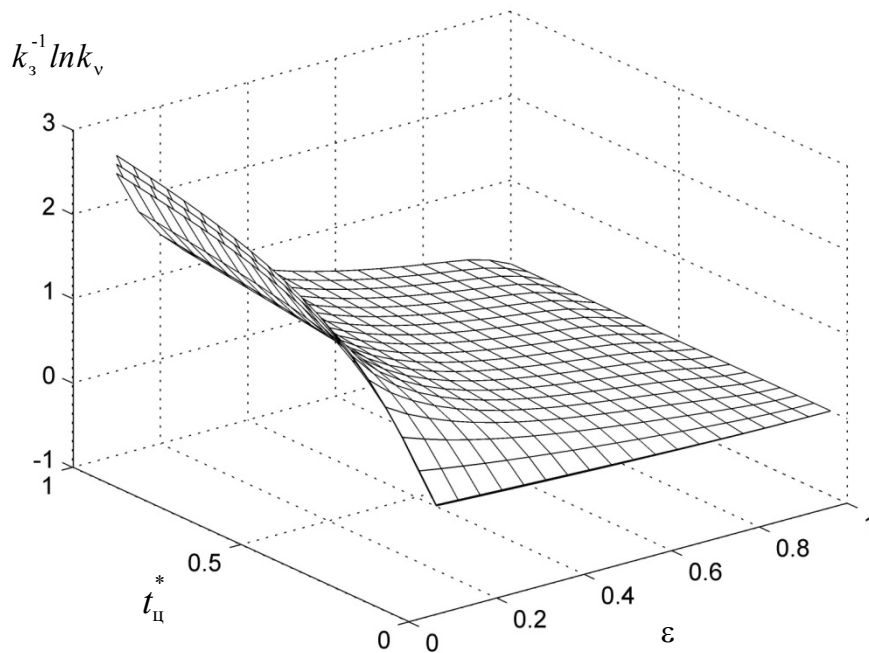


Рисунок 4.13 – Зависимости $k_3^{-1} \ln k_v = f(\varepsilon, t_{\text{ц}}^*)$. Поверхности построены для: $k_3 = 1,0; 0,9; 0,8$ (снизу вверх)

Из этого рисунка следует, что величина $k_3^{-1} \ln k_v$ остается практически одинаковой для различных значений k_3 (поверхности для них практически совпадают), что дает возможность записать (4.96) в виде:

$$k_{\Delta P} = 1 + \ln k_{vN} \frac{(\theta_{\text{доп}} + \theta_A)^2}{B\tau_{1N}} L, \quad (4.98)$$

где: k_{vN} – коэффициент k_v при условии $\Delta P_{\Sigma \text{cp}} = \Delta P_N$; $\theta_A = 273^\circ\text{C}$. Величина k_{vN} характеризует ускорение расхода остаточного ресурса изоляции обмотки по сравнению с работой в номинальном режиме.

Величина L , рассчитанная по формуле (4.97), при реальных параметрах АД весьма близка к единице (см. рисунки 4.14 и 4.15) в очень широком диапазоне мощностей двигателей (от 60 Вт до 11 кВт). Она имеет некоторую тенденцию к уменьшению при увеличении габаритов машины и слабо выраженную тенденцию к увеличению при увеличении числа пар полюсов. Для более крупных двигателей, как следует из рисунка 4.16, значения L могут находиться в пределах 0,8 ... 1,0 (до 0,7 для быстроходных двигателей). Более близкие к единице значения L для двигателей меньших габаритов объясняются тем, что для них отношение $\lambda_{20}/\lambda_{12}$ имеет меньшую величину. Анализ значений L , рассчитанных для двигателей серии 4А закрытого исполнения (более 100 двигателей от 60 Вт до 315 кВт), позволил сформировать рекомендации, касающиеся величины этого параметра, отраженные в таблице 4.2.

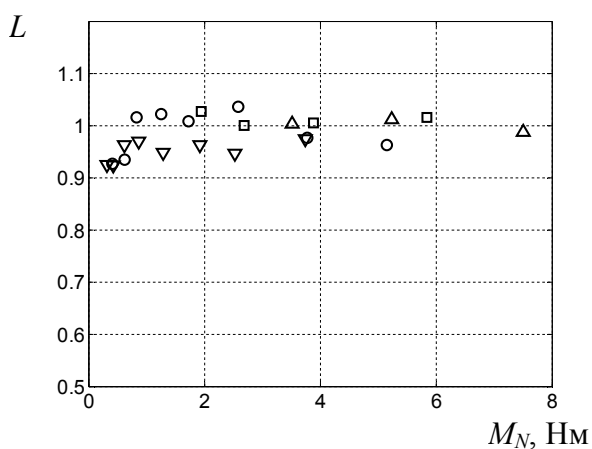


Рисунок 4.14 – Значения L для закрытых двигателей 4А малых габаритов ($M_N < 7,5$ Н·м). (обозначено: ▽ – $2p=2$; ○ – $2p=4$; □ – $2p=6$; △ – $2p=8$)

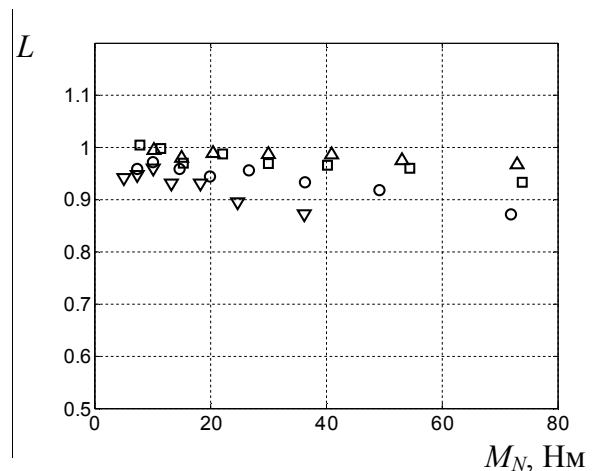


Рисунок 4.15 – Значения L для закрытых двигателей 4А средних габаритов с изоляцией класса В ($M_N > 7,5$ Н·м). (обозначено: ▽ – $2p=2$; ○ – $2p=4$; □ – $2p=6$; △ – $2p=8$)

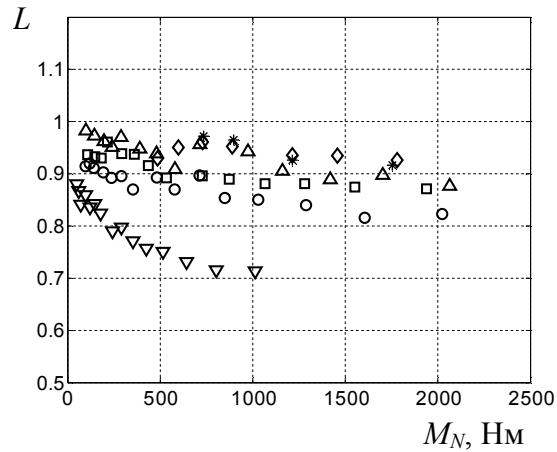


Рисунок 4.16 – Значения L для закрытых двигателей 4А с изоляцией класса F (обозначено: ∇ – $2p=2$; o – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

Таблица 4.2 – Значения параметра L для закрытых АД

n_0 , об/мин \ M_N , Н·м	<10	10...200	200...1000	>1000
500	1	1	0,95	0,9...0,95
600				0,9
750		0,95...1	0,9...0,95	0,85...0,9
1000				0,8...0,85
1500	0,9...1	0,9...0,95	0,85...0,9	0,8...0,85
3000		0,8...0,9	0,7...0,8	

На рисунке 4.17 показаны кривые, иллюстрирующие погрешность упрощенной формулы (4.98) для вычисления $k_{\Delta P}$ по сравнению с точным выражением (4.87). Пунктирные кривые построены по точной формуле (4.87) при $k_3=0,8; 0,9; 1,0$ (снизу вверх), а непрерывные кривые по формуле (4.98) при $L=1$ для класса В и $L=0,9$ для класса F.

Таким образом, при формальном выполнении условия проверки по методу средних потерь скорость уменьшения остаточного теплового ресурса изоляции может существенно отличаться от той, которая соответствует обработке двигателем нормативного срока службы.

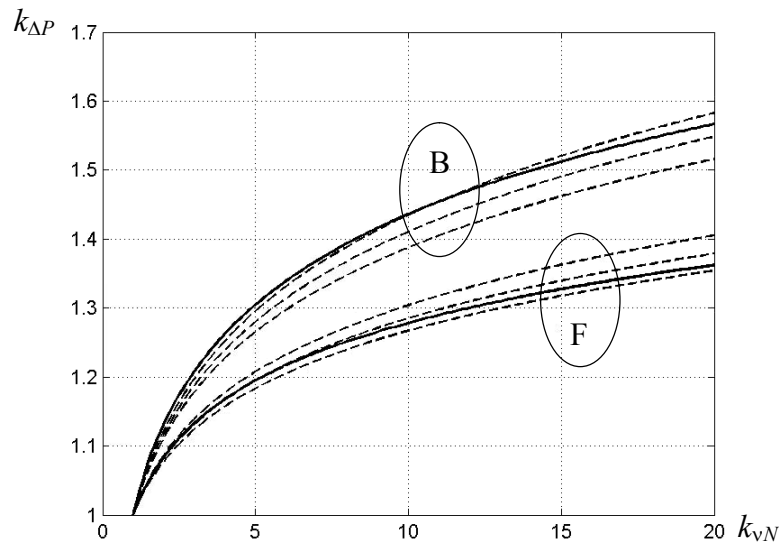


Рисунок 4.17 – Зависимости $k_{\Delta P}$ от k_{vN} для АД с изоляцией классов В и F

4.3. Использование компьютерных моделей электропривода для эквивалентирования тепловых режимов электродвигателей

4.3.1. О необходимости компьютерного моделирования термодинамических процессов в электродвигателе для задач электропривода

Давно известные методы выбора и проверки электродвигателей, основанные на косвенной оценке температурного режима [222-224, 227-229], базируются на предположении о линейной связи скорости старения изоляции с температурой изолированной обмотки, что, как было показано выше, может приводить к некорректной оценке теплового режима работы двигателя. Требование учета нелинейности связи между скоростью старения изоляции и температурой создает трудности даже в случаях работы электропривода в стандартных, идеализированных режимах.

В действительности режимы работы электроприводов во многих случаях весьма далеки от идеализированных. Например, если двигатель с самовентиляцией работает в цикле на различных скоростях или пуско-тормозные режимы занимают ощутимую долю времени цикла, то тепловые проводимости оказываются функциями времени. Во многих случаях приходится сталкиваться с работой привода в случайных режимах нагружения и т.д. Также и особенности механической части приводимой в движение рабочей машины требует своего учета. Например, наличие нелинейных передаточных звеньев типа кривошипно-шатунных механизмов приводит к

сложным графикам нагружения, не сводимым к стандартным [23, 58]. Поэтому для решения задач, связанных с получением корректной оценки режима работы двигателя с точки зрения его теплового состояния, необходимо использование моделирования электропривода на основе численных методов с помощью вычислительной техники.

Комплексная модель электропривода, в общем случае, включает в себя электродинамическую модель с моделью механической части привода, энергетическую и термодинамическую модели и модель старения изоляции, как показано на рисунке 4.18, где обозначено: V_z и V_v – векторы задающих и возмущающих воздействий; ω – скорость двигателя; X – вектор внутренних переменных (токи, напряжения, потокосцепления); ΔP – вектор мощностей потерь в элементах термодинамической модели; θ – вектор температур элементов термодинамической модели; $V_{вф}$ – вектор дополнительных воздействующих факторов на изоляцию; ΔR – величина изменения остаточного температурного ресурса, которая, в общем случае, также может быть векторной величиной при представлении обмотки в ТДМ в виде набора из нескольких греющихся элементов. На блок-схеме показана также связь скорости с блоком термодинамической модели по причине зависимости от нее тепловых проводимостей в электрических машинах. Связи вектора температур с блоками электродинамической и энергетической моделей обусловлены зависимостью сопротивлений обмоток от температуры, а с блоком термодинамической модели – зависимостью от температуры величины теплоемкостей.

В блок-схеме на рисунке 4.18 подразумевается, что электродинамическая модель включает в себя помимо модели процессов электромеханического преобразования энергии в двигателе также и модель преобразовательного агрегата (источника питания двигателя) и модель системы управления приводом. Подобная блочная компоновка комплексной модели позволяет использовать различные по сложности и подробности модели, входящие в ее состав. Блочное построение комплексной модели создает возможность формировать отдельные блоки на различном уровне детализации в соответствии с потребностями решаемой задачи (см. таблицу 4.3). Это по-

зволяет избежать вычислительных сложностей, связанных с отличающимся на несколько порядков темпом протекания процессов в различных блоках модели и ограничиться доступным уровнем вычислительных возможностей.



Рисунок 4.18 – Блок-схема комплексной модели

Таблица 4.3 – Уровни детализации составляющих комплексной модели

Комплексная модель					
Уровень сложности \ Модели	Электродинамическая модель	Энергетическая модель	Термодинамическая модель	Модель механической части	Модель старения изоляции
МКЭ, CFD	ЭД1	ЭЭ1	T1	M1	И1
Обыкновенные дифференциальные уравнения (динамическая модель)	ЭД2	ЭЭ2	T2	M2	И2
Алгебраические уравнения, функции (статическая модель)	ЭД3	ЭЭ3	T3	M3	И3

4.3.2. Особенности реализации и ограничения комплексной модели электропривода

Каждая из моделей, входящих в состав комплексной модели может быть реализована с использованием различного уровня детализации. Для исследования нагрева электрических машин в настоящее время широко применяются методы конечных элементов (МКЭ) и вычислительной гидродинамики (CFD – Computational Fluid Dynamics). А также более простые подходы, основанные на использовании тепловых схем.

Электродинамические модели (ЭДМ) также могут быть построены с использованием МКЭ, классического описания на основе дифференциальных уравнений, в ряде случаев могут строиться и на основе статических соотношений, связывающих момент, токи и скорость двигателя.

Модели устройств питания электродвигателя являются неотъемлемой частью электродинамической модели и особенности реализации модели устройства питания могут накладывать существенные ограничения на величину шага интегрирования, что решающим образом влияет на скорость расчета процессов. Например, модель преобразователя частоты с широтно-импульсной модуляцией требует очень малого шага интегрирования, что в подавляющем большинстве случаев совершенно не рационально при создании модели, ориентированной на исследования термодинамики.

Модели механической части привода также могут быть разного уровня сложности, но при исследовании термодинамических процессов в двигателе редко возникает необходимость в конечноэлементном моделировании процессов в механике привода и эти модели, как правило, не приводят к возникновению условий, существенно влияющих на вычислительные затраты. В качестве исключения можно упомянуть электроприводы с механической частью, представленной звеньями с распределенными параметрами. Например, асинхронный электропривод штанговой глубинно-насосной установки, где адекватное воспроизведение процессов в механической части привода может быть достигнуто лишь при рассмотрении колонны труб, как звена с распределенными параметрами [19, 58].

Рассмотрим комплексную модель асинхронного электропривода с тиристорным преобразователем напряжения (ТПН) на основе программного пакета *ANSYS*, созданную на кафедре Электропривода и автоматизации промышленных установок Уральского федерального университета (рисунки 4.19 и 4.20) [59, 60].

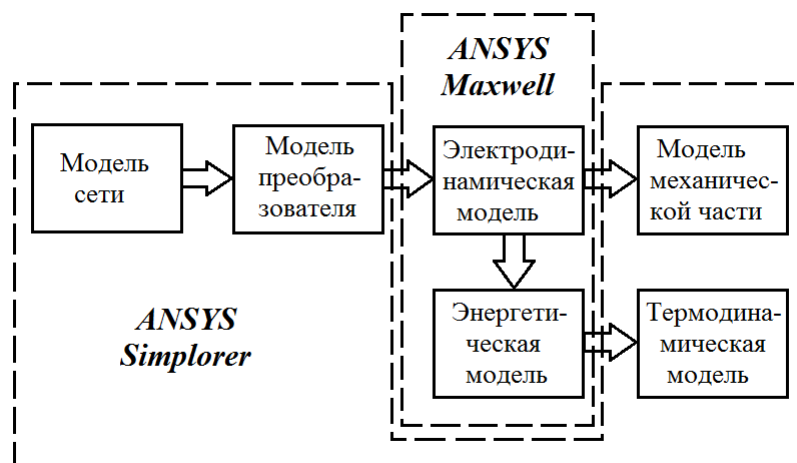


Рисунок 4.19 – Структура комплексной модели АД-ТПН в ANSYS

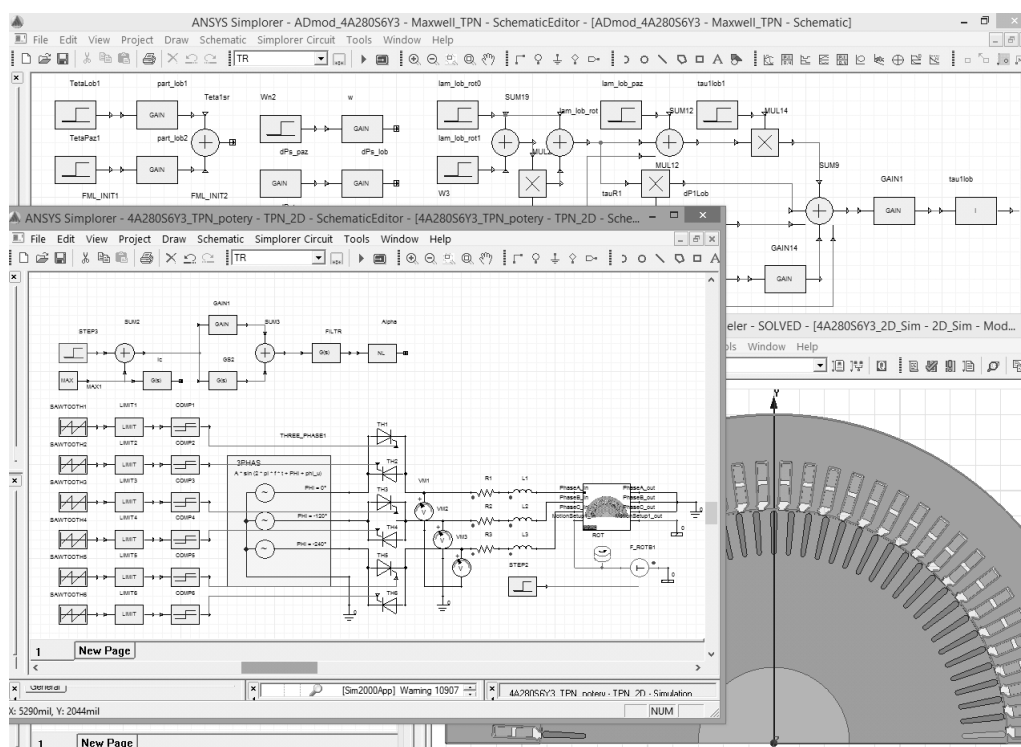


Рисунок 4.20 – Общий вид компонентов комплексной модели АД-ТПН в ANSYS

Основным элементом комплексной модели является электродинамическая 2D-модель асинхронного двигателя. Сборка основной схемы модели осуществляется в *ANSYS Simplorer* из стандартных функциональных блоков: источника трехфазного

синусоидального напряжения, тиристорных ключей, образующих схему ТПН, модели СИФУ, включающей в себя блоки источника пилообразного сигнала и компараторы для управления каждым тиристором. Так же из стандартных блоков построена система управления, замкнутая по току статора, содержащая ПИ-регулятор тока. Выходом системы управления является задание на угол открытия вентиляей ТПН. Механическая часть, в данном случае, представлена жестким приведенным звеном с вентиляторным моментом нагрузки. Помимо этого, в состав комплексной модели входит термодинамическая модель двигателя, сформированная на основе 6-ти массовой тепловой схемы, куда вводятся данные по потерям, вычисляемым с использованием электродинамической модели.

На рисунке 4.21 показаны временные зависимости мощности потерь в обмотках двигателя 4A280S6У3 во время пуска в системе с ТПН, замкнутой по току статора при уставке ограничения тока на уровне трех номиналов.

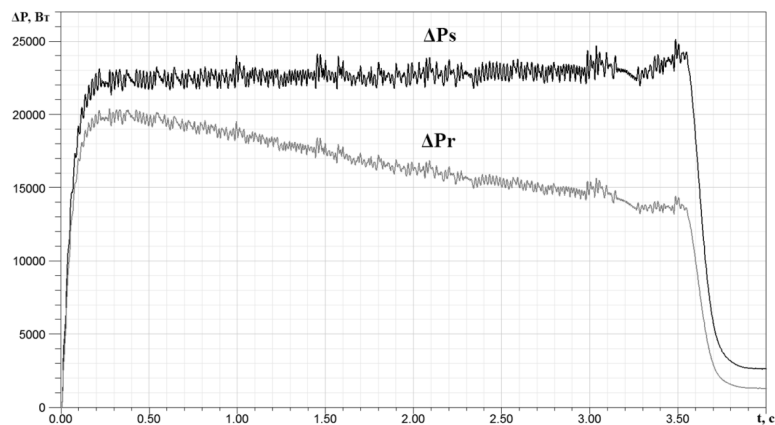


Рисунок 4.21 – Графики мощности потерь в обмотках статора (ΔP_s) и ротора (ΔP_r)

Рассмотренная комплексная модель создавалась для решения задач, в основном, связанных с электродинамическими аспектами функционирования электропривода. Поэтому в этой модели используется простая ТДМ – на основе тепловой схемы. Эта комплексная модель относится к типу ЭД1-Т3-М3. По этой причине основная вычислительная сложность в данном случае связана только с ЭДМ, представленной 2D моделью. Тем не менее, расчет здесь идет весьма медленно – 1 секунда

модельного времени требует более часа машинного времени на ПК при тактовой частоте 3 ГГц.

Введение еще и ТДМ на основе МКЭ или CFD подхода привело бы к существенно более высоким требованиям к вычислительным возможностям применяемой компьютерной техники. Дело в том, что использование ТДМ на основе МКЭ и CFD в комплексных моделях осложняется еще и тем, что в отличие от ЭДМ на основе МКЭ, где можно ограничиться 2D моделью, для моделирования тепловых процессов необходимы, как правило, 3D модели [230, 231], а это требует значительно больших вычислительных мощностей. Эти обстоятельства делают использование термодинамических моделей на основе МКЭ и CFD практически неприемлемым при решении задач, связанных с необходимостью перебора вариантов [20, 230, 232], которые и являются наиболее характерными при использовании комплексной модели в области электропривода.

Из изложенного выше вытекает вывод – *при создании комплексной модели, ориентированной на задачи из области электропривода, целесообразно использовать ТДМ на основе тепловых схем и ЭДМ, построенную на основе обыкновенных дифференциальных уравнений.* В табл. 4.3 серой заливкой выделены рациональные уровни детализации составляющих комплексной модели, ориентированной на задачи электропривода.

Для решения термодинамических задач, чаще всего, оказываются приемлемыми еще более простые подходы к моделированию электродинамических процессов в элементах электропривода. В качестве примера рассмотрим комплексную модель асинхронного электропривода с ТПН, созданную на кафедре ЭАПУ УрФУ, ориентированную на исследование пусковых процессов с учетом просадки напряжения сети [56]. Это модель типа ЭД2-ЭЭ3-Т2-М2. Объекты моделирования в этой модели и ее структурная схема в *Matlab/Simulink* показаны на рисунках 4.22 и 4.23. Модель такого типа позволяет получить весьма подробное воспроизведение электродинамических процессов в электроприводе, как видно на рисунке 4.24, где показаны графики процессов при запуске системы ТПН-АД. Однако, расчет одной секунды модельного времени в этой модели при использовании метода *ode23t* для же-

стких задач (*stiff ODE*) из стандартного набора пакета *Matlab/Simulink* с варьируемым шагом при задании относительной погрешности 10^{-3} и тактовой частоте процессора 3 ГГц занимает 580 с. Такая низкая скорость расчета заставляет сделать вывод об избыточности уровня детализации электродинамической части модели для термодинамического моделирования в электроприводе, так как приводит к вычислительным задачам с крайне высоким коэффициентом жесткости, приводящим либо к неприемлемо большим временам расчета, либо к проблемам, связанным с устойчивостью процесса численного интегрирования уравнений модели.

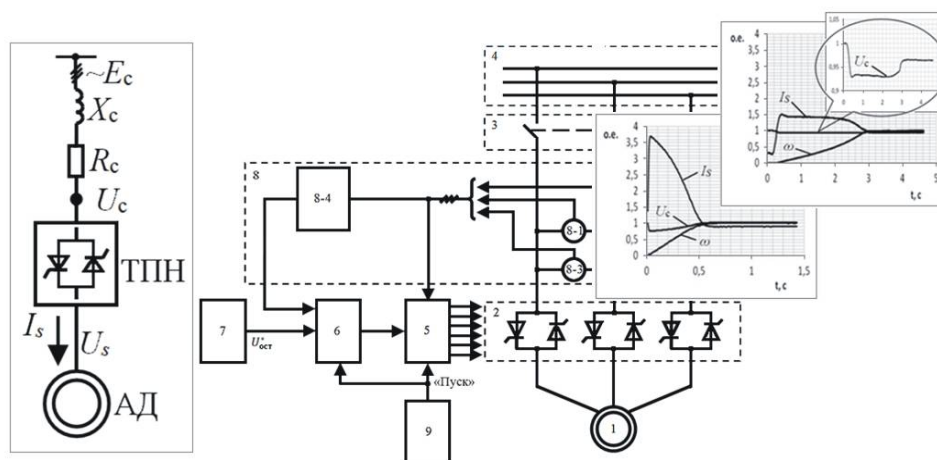


Рисунок 4.22 – Объекты моделирования при исследовании влияния пусковых процессов на провалу напряжения сети

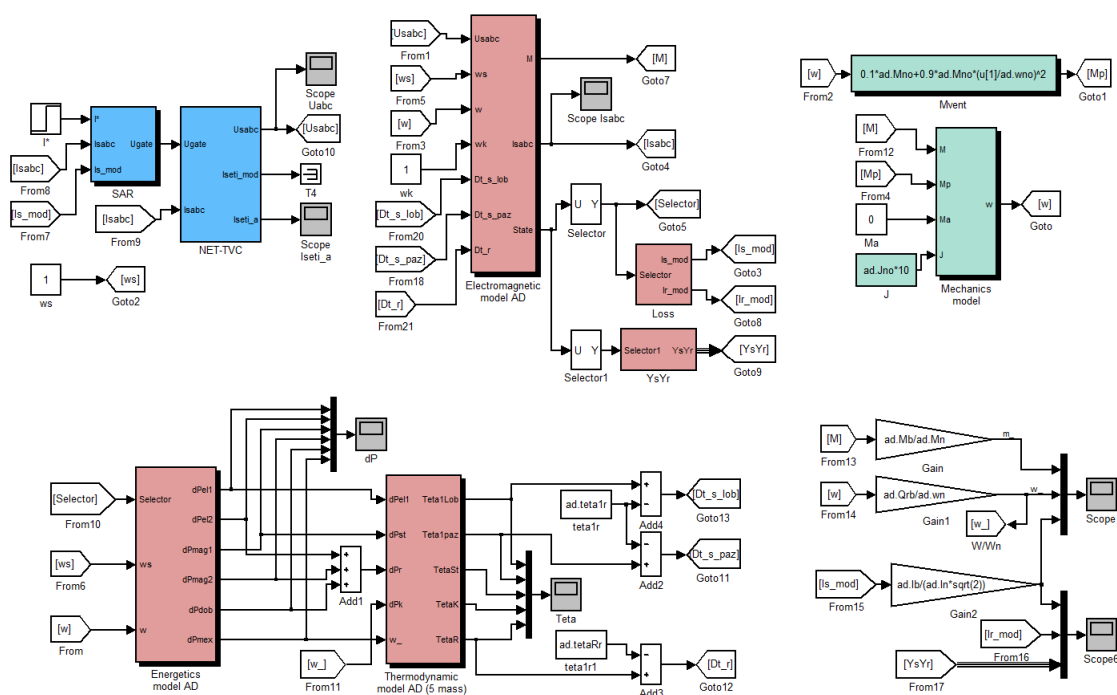


Рисунок 4.23 – Блок схема модели в *Matlab/Simulink*

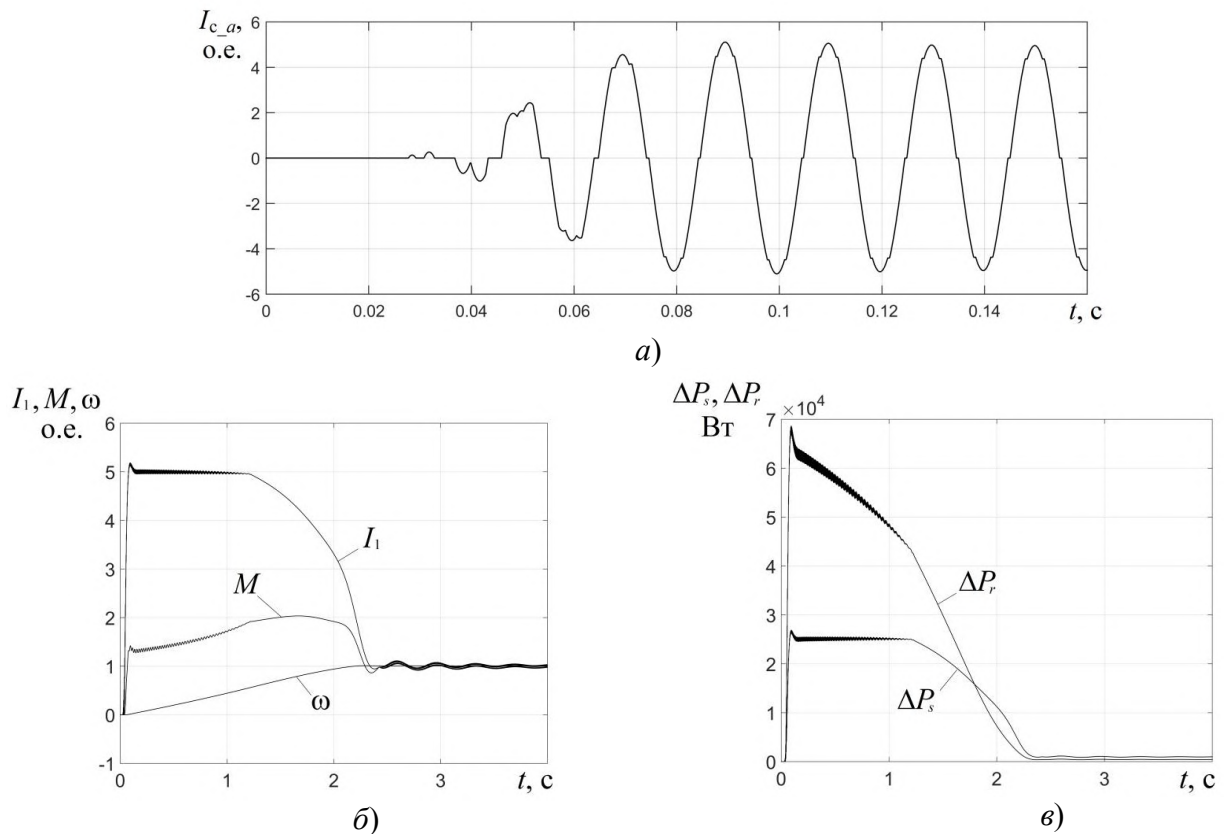


Рисунок 4.24 – Процессы в модели ТПН-АД с электродинамической моделью двигателя и преобразователя: ток фазы А сети (а); ток статора, момент и скорость (б); мощности потерь в обмотках статора и ротора (в).

Таким образом, в контексте соотношения требований к вычислительным возможностям и рационального уровня детализации компонентов комплексной модели следует отметить, что достаточно подробная ЭДМ двигателя, включая преобразовательный агрегат и модель питающей сети приводит к очень большим временам расчета, делающим проблематичными задачи перебора сколько-нибудь значительного количества вариантов.

Отмеченные выше обстоятельства указывают на целесообразность использования «статических» моделей электрической (а в некоторых случаях и механической) части привода в задачах исследования нагрева и построение самой термодинамической модели на основе тепловых схем с сосредоточенными параметрами. Использование статической модели электрической части привода позволяет резко снизить коэффициент жесткости задачи (существенно снизить число обусловленности задачи), что является важным условием возможности использования такой комплексной модели для перебора большого количества вариантов. Примерами моде-

лей, использующих статическое описание электрической части привода, являются модели [53–55, 57].

4.4. Пример использования «ресурсного подхода» для учета влияния изменения температуры окружающей среды

Ресурсный подход к оценке теплового состояния двигателя дает возможность учесть влияние изменения температуры окружающей среды, что невозможно сделать при использовании классических методов оценки теплового состояния. Рассмотрим этот аспект на примере асинхронного электропривода штанговой глубинно-насосной установки (ШГНУ) для добычи нефти. Покажем возможности учета влияния климатических условий на термический ресурс изоляции применяемых в ШГНУ электродвигателей, и выясним эффективность использования их по мощности.

ШГНУ представляет собой сложную динамическую систему, исследование процессов в которой возможно только численными методами математического моделирования. В работе использовался разработанный на кафедре ЭАПУ УрФУ программный моделирующий комплекс «ЭСКАДа», предназначенный для анализа электроприводов ШГНУ, выполненных на базе асинхронных двигателей [19], который позволяет решать задачи, связанные с исследованием динамики этих механизмов, выбором силового электрооборудования и т.д. [18]. В проведенном исследовании программный комплекс "ЭСКАДа" выступает в качестве электродинамической модели в составе комплексной модели электропривода. Рассматривалась установка ПШГН8-3-5500, в базовом варианте которой используется АД мощностью 30 кВт. Исследование проводилось применительно к климатическим условиям районов нефтедобычи в Западной Сибири на примере Нижневартовского района с большими суточными и годовыми перепадами температур.

На рисунке 4.25 показана гистограмма распределения месячных температур в районе Нижневартовска за девять лет (1998-2006 г.г.). Столь широкий диапазон изменения температуры окружающей среды оказывает существенное влияние на средний расход термического ресурса изоляции обмотки двигателя (см. рисунок 4.26). На рисунке 4.26 видно, что при реальных условиях расход термического ресурса изоля-

ции двигателя за рабочий цикл ($\Delta R_{ц}$) составляет весьма малую величину по сравнению с ΔR_N .

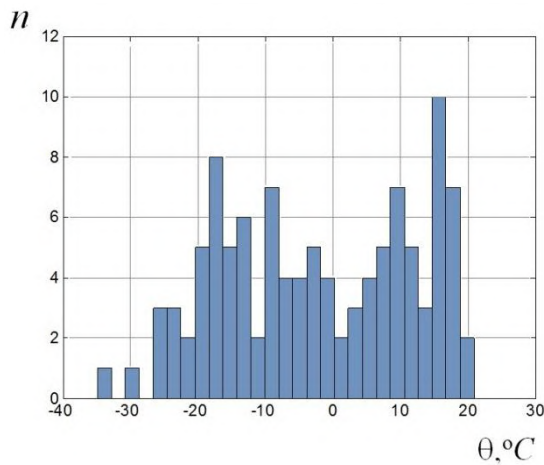


Рисунок 4.25 – Гистограмма распределения среднемесячных температур за девять лет наблюдений

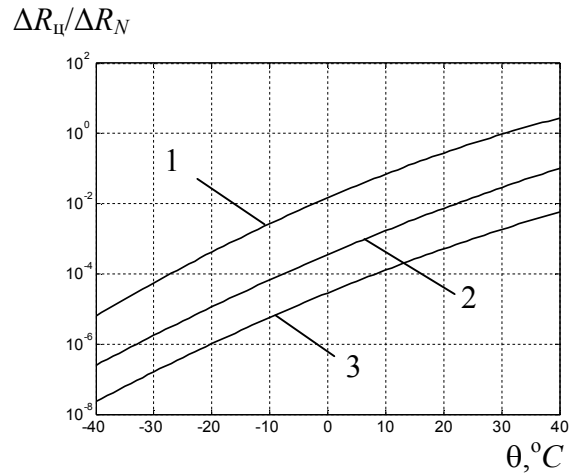


Рисунок 4.26 – Расчетные графики зависимости расхода теплового ресурса изоляции от температуры окружающей среды для различных двигателей (1 – 4A180M6, 2 – 4A200M6, 3 – 4A200L6)

Проведенные исследования показывают:

а) Среднегодовой относительный расход теплового ресурса изоляции, соответствующий реальным условиям работы, составляет: $0,95 \cdot 10^{-4}$ для 4A200L6, $1,30 \cdot 10^{-3}$ для 4A200M6 и $5,12 \cdot 10^{-2}$ для 4A180M6. Это говорит о существенном недоиспользовании по термическому ресурсу изоляции даже двигателя 4A180M6, который имеет намного меньшую мощность, чем базовый вариант 4A200L6 (18,5 кВт против 30 кВт). Использование еще меньших двигателей в данном случае невозможно без изменения параметров механической части станка-качалки по причине недостаточной величины их максимального момента для преодоления пиковых моментов, возникающих из-за наличия кривошипно-шатунного механизма в кинематической схеме.

б) Наличие в кинематической цепи упругих элементов значительной длины (сотни метров) не дает возможности повысить производительность установки за счет сокращения длительности рабочего цикла. Это делает невозможным использование имеющегося запаса по нагреву для повышения производительности установки.

в) Переход к менее мощным двигателям в рассматриваемом приводе приводит, вопреки сложившемуся мнению, не к уменьшению, а к увеличению расхода

электроэнергии. Так, расчетный среднегодовой расход электроэнергии составляет: 11000 кВт·час для 4A200L6, 12229 кВт·час для 4A200M6 и 19960 кВт·час для 4A180M6. Повышение расхода энергии при переходе к менее мощным двигателям в данном случае является следствием того, что у рассматриваемых двигателей доля переменных потерь в их общем балансе достаточно велика (73,0% для 4A200L6, 78,5% для 4A200M6 и 71,9% для 4A180M6). При переходе к менее мощному двигателю и увеличении относительной величины нагрузки рост переменных потерь, из-за квадратичной зависимости их от тока, перекрывает выигрыш от уменьшения постоянных потерь. Поэтому, в данном случае не оправдывается распространенное мнение, что переход к менее мощному двигателю обязательно приведет к экономии электроэнергии.

г). Использование косвенных методов проверки по нагреву двигателей для данного класса механизмов, работающих в условиях низких температур внешней среды, не отражает истинной картины нагрева и не позволяет получить адекватную оценку их теплового состояния. Такую оценку можно получить только с использованием подхода, основанного на вычислении расхода термического ресурса изоляции.

4.5. Динамические свойства ТДМ АД

Амплитуды колебаний температуры обмоток АД при колебаниях нагрузки существенно зависят от динамических свойств ТДМ АД. Величина колебаний играет значительную роль при использовании «ресурсного» подхода к оценке теплового режима двигателя из-за нелинейности связи скорости термического старения изоляции с температурой. В контексте определения величин коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции из-за колебаний температуры, вызванных изменениями нагрузки, представляет интерес установление связи между параметрами, характеризующими динамические свойства ТДМ и режимом нагружения. Для получения информации о динамических свойствах ТДМ удобно использовать аппарат частотных характеристик.

Попытка выяснить особенности взаимосвязей параметров ТДМ АД с ее динамическими свойствами осложняется тем, что даже для сравнительно простой ТДМ число параметров весьма велико и они существенно различаются для двигателей разного габарита и скорости. Это приводит к тому, что необходимо выполнить расчет этих параметров для большого числа двигателей, а затем провести моделирование для всех полученных вариантов. При этом, если стоит задача изучения, например, случайных процессов нагружения, где для вычисления сколько-нибудь достоверно статистических параметров, характеризующих термодинамические процессы, требуется моделирование на весьма больших промежутках времени даже по сравнению с наибольшей постоянной времени ТДМ, подобное исследование для нескольких десятков двигателей приводит к неприемлемым затратам труда и времени. Помимо этого, следует также отметить и то, что поиск существенных закономерностей в результатах исследования десятков двигателей сам по себе является весьма не простой задачей.

а) Кластеризация набора двигателей. По указанным выше причинам, при проведении исследований, направленных на изучение динамических свойств ТДМ, можно предложить использование подхода, основанного на кластеризации серии двигателей. Идея этого подхода заключается в разделении всего набора двигателей на кластеры, содержащие двигатели с похожими по некоторому критерию сходства параметрами термодинамических моделей. Затем, для двигателей, отнесенных к каждому кластеру, создается некоторая универсальная ТДМ, которая и используется в дальнейшей работе. Поскольку количество таких универсальных моделей практически на порядок меньше исходного количества двигателей, это дает возможность провести исследования, которые в ином случае было бы проблематично выполнить.

Была проведена кластеризация серии двигателей 4А со всыпными обмотками (82 двигателя мощностью от 60 Вт до 90 кВт). Весь набор двигателей был разделен на две группы – с изоляцией обмотки статора класса нагревостойкости В (50 двигателей) и класса F (32 двигателя). В качестве входных параметров использовался вектор, включающий 19 параметров 5-массовой ТДМ (см. рисунок 2.11) – теплоемкости, тепловые проводимости и мощности потерь в узлах в номинальном режиме. Для

обеспечения большей общности результатов использовалась следующая система базисных единиц для 5-массовой ТДМ, в которой за базисную теплоемкость принималась суммарная теплоемкость всех узлов ТДМ (C_{Σ}), а за базисную мощность потерь – суммарная мощность потерь во всех узлах в номинальном режиме ($\Delta P_{\Sigma N}$). За базисную температуру принималось допустимое превышение температуры обмотки ($\tau_{\text{доп}}$) в соответствии с ГОСТ ИЕС 60034-1-2014 [110]. В этом случае базисная тепловая проводимость $\lambda_6 = \Delta P_{\Sigma N} / \tau_{\text{доп}}$, а базисное время $t_6 = C_{\Sigma} \tau_{\text{доп}} / \Delta P_{\Sigma N}$. При выборе такой системы базисных единиц время t_6 оказывается близко к значению наибольшей постоянной нагрева ТДМ.

В качестве меры близости классифицируемых векторов при их отнесении к тому или иному кластеру использовалась сумма абсолютных разностей (этот подход известен под названиями *City-block* или *Manhattan distance*) [233, 234]. По сравнению с использованием Евклидовой метрики этот подход обеспечивает меньшую чувствительность к случайным отклонениям в величине компонентов классифицируемого вектора.

Результатом кластеризации явилась группировка всех двигателей в 7 кластеров – 4 для двигателей с изоляцией класса В и 3 для двигателей с изоляцией класса F. Карты распределения кластеров в соответствии с номинальным моментом и скоростью двигателей показаны на рисунках 4.27 и 4.28. Здесь прослеживается локализация кластеров в координатах момент-скорость, однако нет возможности однозначно определить принадлежность двигателя к тому или иному кластеру на основании каталожных данных. Поэтому результаты кластеризации использовались следующим образом. Для каждого кластера были построены усредненные кривые нагрева обмотки статора в относительных единицах при работе двигателя в номинальном режиме. Эти кривые показаны на рисунках 4.29 и 4.30. Температура обмотки рассчитывалась как средневзвешенная значение температур пазовых и лобовых частей с учетом доли их теплоемкостей.

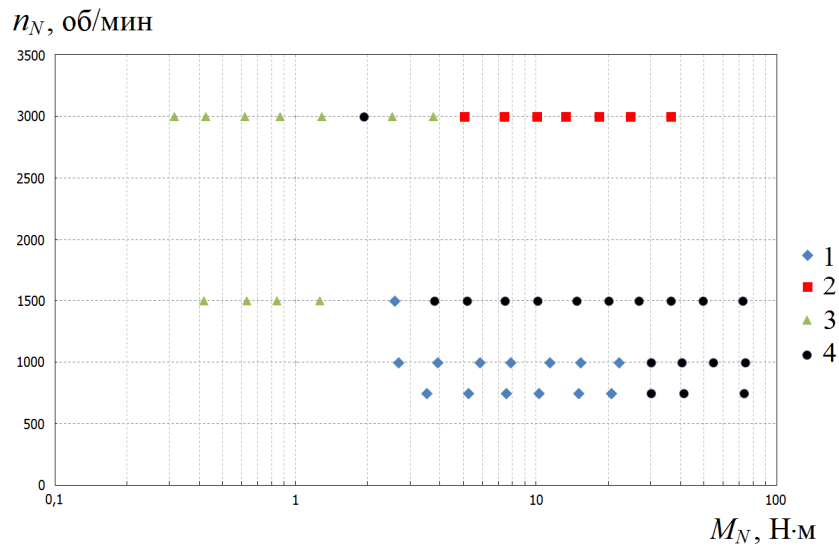


Рисунок 4.27 – Карта распределения кластеров для двигателей с изоляцией класса В (цифры на карте соответствуют номеру кластера)

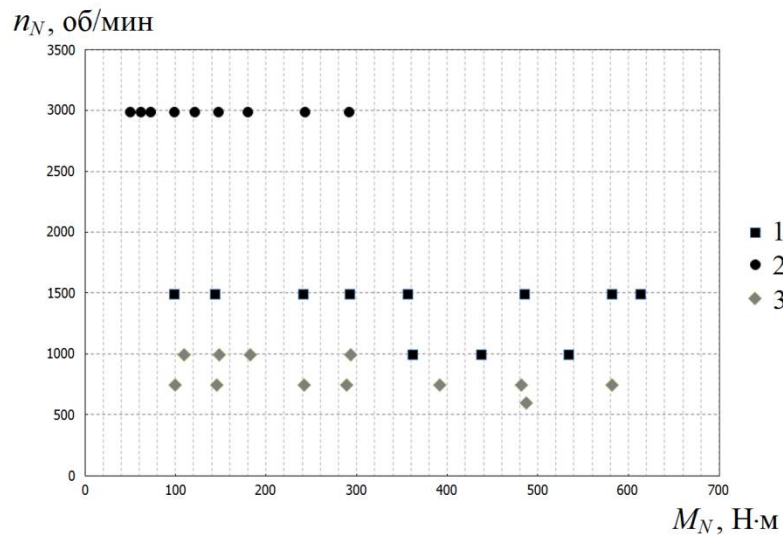


Рисунок 4.28 – Карта распределения кластеров для двигателей с изоляцией класса F (цифры на карте соответствуют номеру кластера)

б) *Аппроксимирующие универсальные ТДМ АД.* Кривые нагревания обмотки статора двигателя (усредненные для каждого кластера) были аппроксимированы 5-массовой термодинамической моделью. Аппроксимация выполнялась с использованием процедуры поиска экстремума целевой функции в 19-мерном пространстве параметров. В качестве целевой функции принималось среднее квадратичное отклонение вычисленной (аппроксимирующей) кривой нагрева от усредненной кривой нагрева для каждого кластера. Поиск экстремума целевой функции проводился с использованием метода генетических алгоритмов. Стандартные процедуры поиска экстремума на основе градиентных методов (например функции *fminunc* и *fmincon* из стандартного набора *Matlab*) склонны к застреванию в локальных минимумах в мно-

гомерном факторном пространстве, а генетических алгоритмы показали более высокую эффективность в этом смысле.

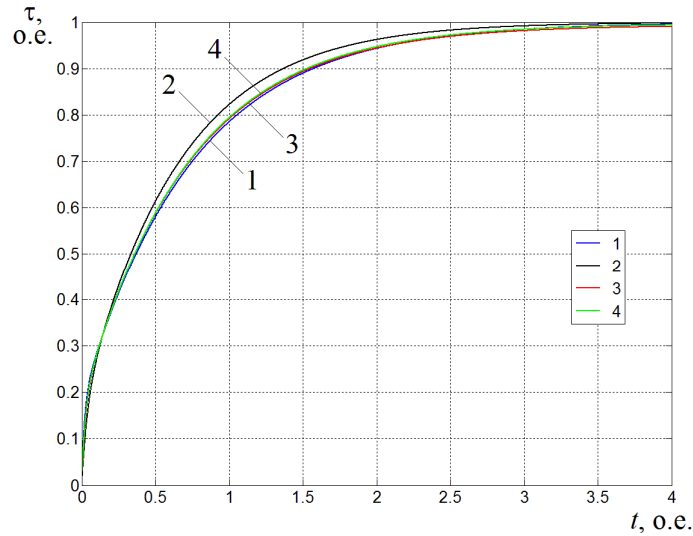


Рисунок 4.29 – Усредненные кривые нагрева для двигателей кластеров с изоляцией класса В (цифры на графиках соответствуют номеру кластера)

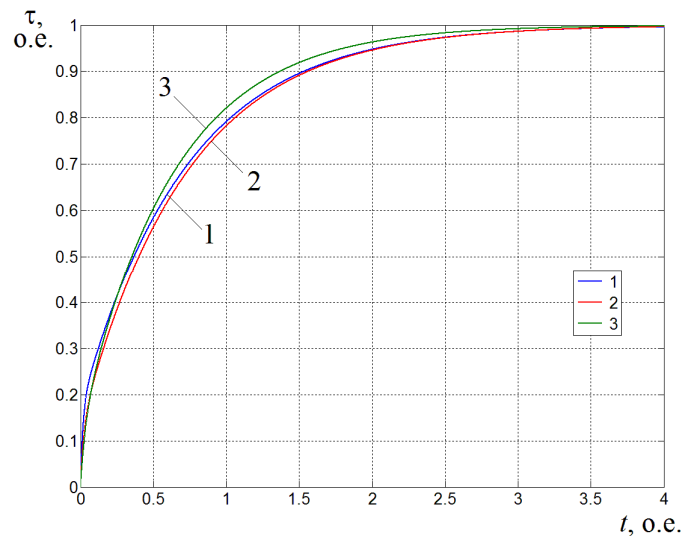


Рисунок 4.30 – Усредненные кривые нагрева для двигателей кластеров с изоляцией класса F (цифры на графиках соответствуют номеру кластера)

На рисунке 4.31 показан пример усредненной кривой нагрева для кластера 2 с изоляцией класса F и ее аппроксимация 5-массовой ТДМ (а), а также ошибка аппроксимации (б).

в) *Частотные характеристики ТДМ АД.* Логарифмические амплитудно-частотные характеристики универсальных 5-массовых ТДМ различных кластеров показаны на рисунках 4.32 и 4.33. Здесь в качестве входной переменной принят момент двигателя (о.е.), а в качестве выходной – усредненная температура обмотки

статора (о.е.). Частота задается в относительных единицах при базисной частоте, равной $1/t_6$.

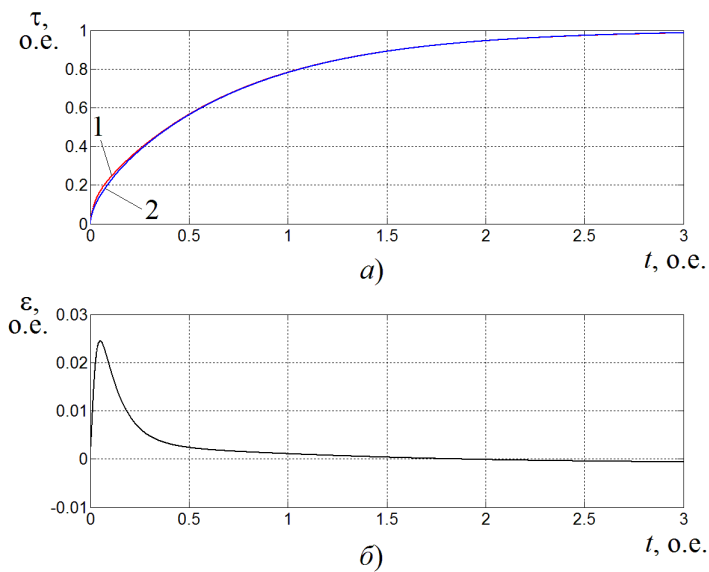


Рисунок 4.31 – Усредненная кривая нагрева для кластера 2 с изоляцией класса F и ее аппроксимация 5-массовой ТДМ (а), а также ошибка аппроксимации (б). Обозначено: 1 – усредненная кривая нагрева; 2 – аппроксимирующая кривая

Воспользуемся полученными ЛАЧХ ТДМ для определения актуального частотного диапазона, в пределах которого существенно влияние колебаний температуры из-за изменений нагрузки двигателя на скорость расхода термического ресурса изоляции.

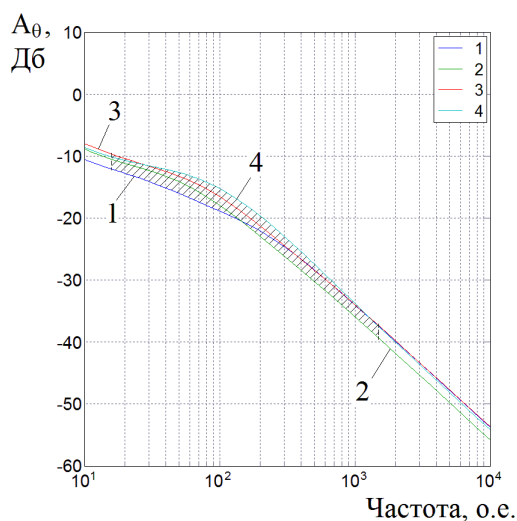


Рисунок 4.32 – ЛАЧХ для универсальных ТДМ кластеров двигателей с изоляцией класса В (цифры на рисунке соответствуют номеру кластера)

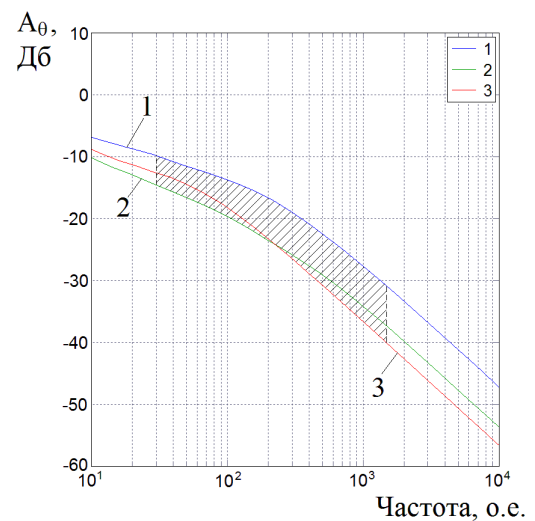


Рисунок 4.33 – ЛАЧХ для универсальных ТДМ кластеров двигателей с изоляцией класса F (цифры на рисунке соответствуют номеру кластера)

Выясним пределы отклонения температуры изоляции от некоторого значения (θ_b), при которых ошибка от пренебрежения нелинейностью функции $v(\theta)$ несущественна. Рассмотрим ошибку в оценке скорости старения изоляции при усреднении температуры для случая, когда сравниваются два одинаковых по длительности интервала работы электропривода, отличающиеся температурой обмотки статора на величину $2\Delta\theta$. При этом среднее значение этих двух температур равно θ_b . Для $\theta=\theta_b$ значение скорости старения изоляции по (4.12) будет следующим:

$$v_b = k^{-1} \exp\left(-\frac{B}{\theta_b + \theta_A} + G\right). \quad (4.99)$$

Запишем выражения для скорости старения изоляции (v_+ и v_-) при отклонениях температуры вверх и вниз на величину $\Delta\theta$ от θ_b :

$$v_+ = k^{-1} \exp\left(-\frac{B}{\theta_b + \Delta\theta + \theta_A} + G\right), \quad v_- = k^{-1} \exp\left(-\frac{B}{\theta_b - \Delta\theta + \theta_A} + G\right). \quad (4.100)$$

Относительную величину погрешности определения скорости старения изоляции по средней температуре (в данном случае это θ_b) будем определять как

$$\delta_v = (v_{cp} - v_b) / v_b, \quad (4.101)$$

где $v_{cp} = (v_+ + v_-) / 2$.

На рисунке 4.34 показана погрешность определения скорости термического старения изоляции по средней температуре в функции величины отклонений температуры от этого среднего значения ($\Delta\theta$), рассчитанная по соотношению (4.101) для различных классов нагревостойкости изоляции. В качестве θ_b принята температура, допустимая для данного класса изоляции $\theta_{доп}$.

Если в качестве критерия допустимости величины относительной погрешности определения скорости старения изоляции принять условие $\delta_v \leq 0,05$ (так как это находится в пределах точности инженерных расчетов), то на рисунке 4.34 увидим, что для всех классов изоляции условие $\delta_v \leq 0,05$ выполняется при отклонении температуры в сторону увеличения от точки линеаризации не более, чем на $4,3...5,3$ °C. То есть, только при отклонениях температуры изоляции в таких пределах можно счи-

тать несущественным влияние колебаний температуры обмотки на скорость термического старения изоляции.

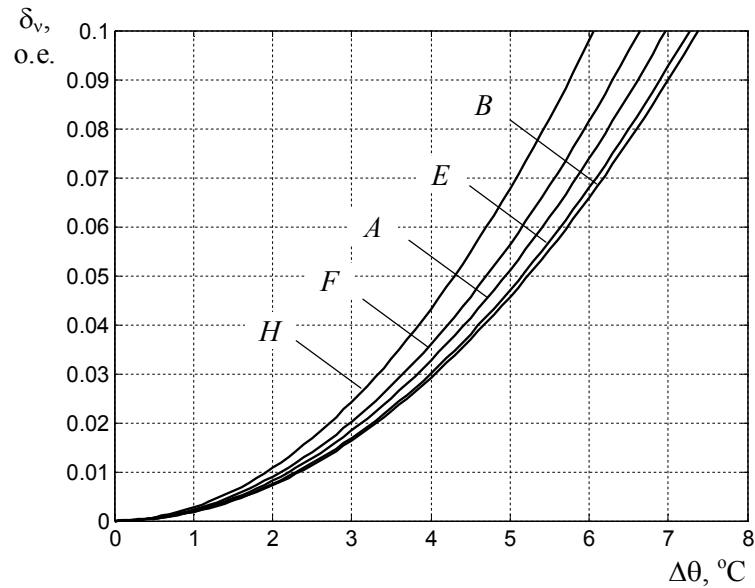


Рисунок 4.34 – Зависимость δ_v от $\Delta\theta$ для разных классов нагревостойкости изоляции

При диапазоне колебаний температуры в $4,3...5,3$ °C (примерно $0,04...0,05$ о.е.) и характерных величинах t_6 , получим верхнюю границу актуального диапазона частот при амплитуде колебаний нагрузки, соответствующих номинальному моменту, порядка $\Omega_{max}=1200...1500$ о.е. Актуальный диапазон частот отмечен на рисунках 4.32 и 4.33 штриховкой. Здесь нижняя граница диапазона частот условно принята соответствующей максимальной продолжительности цикла ПКР согласно ГОСТ (600 с) и составляет примерно $\Omega_{min}=15...30$ о.е.

Таким образом, учитывать влияние колебаний нагрузки двигателя на скорость термического старения изоляции имеет смысл при условии $\Omega_n < \Omega_{max}$, где Ω_n – характерная частота изменения нагрузки двигателя (мощности потерь). Это неравенство, с учетом выражений для базисных величин, может быть записано в следующем виде:

$$\Delta t_n > \Delta t_{n.min} = \frac{2\pi}{\Omega_{max}} \cdot \frac{C_{\Sigma} \vartheta_N \tau_{1доп}}{(M/M_N)^2 \Delta P_{\Sigma N}}, \quad (4.102)$$

где Δt_n – характерный период изменения нагрузки. Значения $\Delta t_{n.min}$ для амплитуды колебаний нагрузки, соответствующей номинальному моменту, приведены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Значения $\Delta t_{н.min}$ для некоторых двигателей серии 4А

Двигатель	4А71В4	4А100L2	4А100L4	4А225М4	4А250М6	4А250М2
$\Delta t_{н.min}, c$	7,1...8,9	6,9...8,6	7,1...8,9	13,0...16,2	18,0...22,6	11,0...13,8

4.6. Оценка теплового состояния АД при периодическом детерминированном характере нагружения

Рассмотрим здесь оценку теплового состояния двигателя с учетом влияния колебаний температуры обмотки с использованием двухмассовой ТДМ АД при работе электропривода в детерминированном цикле периодического нагружения.

4.6.1. Использование прямой оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла нагружения

Прямая оценка теплового состояния АД на основе моделирования для детерминированного цикла строится в соответствии с положениями, рассмотренными выше в параграфе 4.3. В случае отсутствия достаточного объема данных для построения подробной термодинамической модели двигателя определяются параметры двухмассовой ТДМ АД (например, с использованием выражений (2.61), (2.62), (2.63) для АД закрытого исполнения). Это позволяет воспользоваться компьютерным моделированием термодинамических процессов в интересующем нас цикле с использованием выражения (4.21) для вычисления расхода термического ресурса изоляции ΔR , что дает возможность выполнить сравнение расхода термического ресурса изоляции в моделируемом цикле и при работе в номинальном режиме за такое же время.

Описанный подход к оценке теплового состояния двигателя на основе моделирования более подходит для детерминированного, но сравнительно сложного цикла нагружения, для которого затруднительно получить аналитические зависимости температуры от времени. Для простого цикла, показанного на рисунке 3.6 (или цикла, сводимого к простому), если известны параметры двухмассовой ТДМ, имеется возможность выполнить оценку теплового состояния двигателя без привлечения моделирования.

Методика использования прямой оценки теплового состояния АД для простого) детерминированного цикла в данном случае заключается в следующем.*

1) Используем аналитические зависимости $\tau_1(t)$ на участках нагрева и охлаждения для квазиустановившегося теплового режима – выражения (2.13) и (2.14). Формулы коэффициентов A_1, A_2, A_3 и A_4 при экспонентах в этих выражениях были получены в главе 3 – это формулы (3.49), где коэффициенты g_i', g_i'', g_i''' определяются по выражениям (3.50) – (3.53), а начальные превышения температуры $\tau_{1нач}$ и $\tau_{2нач}$ для каждого из участков графика нагружения рассчитываются по выражениям (3.73), (3.75), (3.76) и (3.77) с учетом (3.66)–(3.71).

2) Имея аналитические зависимости для $\tau_1(t)$ на участках нагрева и охлаждения, с использованием выражения (4.21) рассчитываем расход термического ресурса изоляции ΔR на этих участках ΔR_p и $\Delta R_{п.}$

3) Находим с использованием выражения (4.21) расход термического ресурса ΔR_N за время цикла при работе в номинальном режиме.

4) Выполняем сравнение расхода термического ресурса за время цикла ($\Delta R_p + \Delta R_{п.}$) с расходом ресурса ΔR_N .

*) Для сложных циклов нагружения *методика использования прямой оценки* отличается тем, что расчет ΔR_t выполняется на основе зависимостей $\tau_1(t)$, полученных путем моделирования с помощью ТДМ АД с последующим сравнением ΔR_t и ΔR_N .

4.6.2. Использование косвенной оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла нагружения

Изложенная выше методика для прямой оценки теплового состояния двигателя весьма трудоемка, поэтому представляет интерес получение более простого варианта, ориентированного на использования его при выборе и проверке двигателя на стадии конструирования электропривода. Такой более простой вариант для оценки теплового состояния двигателя с учетом колебаний температуры обмотки может быть основан на расчете поправочного коэффициента к методу средних потерь (или

методам эквивалентных величин) $k_{\Delta P}$, как было предложено выше в параграфе 4.2. Графики с линиями уровней поверхности $k_v = f(\varepsilon, t_{ц}^*)$ в координатах $t_{ц}^*$ и ε могут выступать в роли номограмм для определения величины k_v при заданных значениях $t_{ц}^*$, ε и $\Delta P_{1N}^*/C_1^* = \dot{t}_{1нач} / \dot{t}_{нач}$. Полученные для простейшего цикла нагружения и двухмассовой ТДМ АД номограммы представлены в Приложении 1. Эти номограммы построены для закрытых АД с классами нагревостойкости изоляции В, F и H, работающих в режимах S3 и S6 при условии равенства средней за цикл и номинальной мощности потерь. Номограммы на рисунках П1.1–П1.4 в Приложении 1 построены для соотношений параметров, более характерных для краново-металлургических АД, а на рисунках П1.5–П1.8 для общепромышленных двигателей.

Методика использования косвенной оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла в данном случае заключается в следующем.

1) По заданным параметрам цикла ($t_{ц}^*$, ε) с помощью номограммы из Приложения 1 определяется значение коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции k_v ;

2) По значению k_v с помощью формулы (4.96) находим поправочный коэффициент $k_{\Delta P}$. Значение коэффициента B для разных классов нагревостойкости изоляции, используемого в формуле (4.96), указано в таблице 4.1, а значение L – в таблице 4.2.

3) Коэффициент $k_{\Delta P}$ используется далее в соотношениях для косвенной оценки теплового состояния двигателя методами средних потерь и эквивалентных величин (4.39), (4.40), (4.41) и (4.42).

Пример использования номограмм для косвенной оценки теплового состояния АД. Рассмотрим главный привод волочильного проволочного стана с преобразователем частоты и асинхронным короткозамкнутым двигателем с самовентиляцией [235]. Привод работает в повторно-кратковременном режиме. Продолжительность цикла составляет 30 мин, остановка 10 мин. Для этого цикла $\varepsilon=0,67$.

Двигатель 4A180M4: 30 кВт; 1470 об/мин, изоляция класса F. Для этого двигателя: $C_1=5655$ Дж/град; $C_2=119138$ Дж/град; $C_1^*=0,0453$; $\Delta P_{1N}=1250$ Вт; $\Delta P_{2N}=2133$ Вт; $\Delta P_{1N}^*=0,369$. Постоянная времени для одномассовой ТДМ (базисное время) составляет $T_6=3131,6$ с; $t_{ц}^*=0,575$.

Для полученных значений ΔP_{1N}^* и C_1^* при $\varepsilon=0,67$ и $t_{ц}^*=0,575$ по номограммам 3.2 и 3.4 на рисунке П1.3 в Приложении 1 найдем, что значение k_v составляет примерно 1,3. Это означает, что в данном случае колебания температуры обмотки статора двигателя приведут к возрастанию скорости расхода термического ресурса изоляции на 30% по сравнению с работой при неизменной нагрузке с мощностью потерь, равной средней в рассматриваемом цикле.

4.7. Оценка теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения

Существует много типов механизмов, где электроприводы функционируют в условиях случайного нагружения. Это различные землеройные машины, драги, дробилки, мельницы, деревообрабатывающие и шлифовальные машины, транспортные механизмы и пр. Причинами изменения нагрузок могут являться технологические факторы, рельеф местности при передвижении, изменения характера работы и т.д. Коэффициент вариации для большинства процессов случайного нагружения АЭП достаточно велик и составляет 0,4–0,9, а энергетический частотный спектр их заключен в диапазоне низких частот, порядка 0,01–4 Гц [236, 237].

В [238] приводятся следующие данные по диапазонам частот энергетического спектра: 0,1–5 Гц для приводов камнерезных машин; 0,17–3 Гц для приводов подъема и напора карьерных и 0,03–2 Гц строительных экскаваторов; 0,006–0,3 Гц для приводов строительных и башенных кранов; 0,01–4 Гц для приводов бульдозеров с электротрансмиссией. Область низких частот в большинстве указанных диапазонов попадает в пределы актуальной области на частотных характеристиках, представленных на рисунках 4.32 и 4.33, а это означает, что колебания температуры обмотки АД при таких режимах нагружения оказывают влияние на скорость расхода термического ресурса изоляции. Вместе с тем, вопросы, связанные с нагревом электродви-

гателей в режимах случайного нагружения не просты, они имеют свою специфику, которую необходимо рассмотреть.

4.7.1. Особенности оценки теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения с использованием моделирования

а) Связь между законами распределения вероятностей нагрузки электропривода и распределения вероятности мощности потерь в двигателе. Из-за больших значений числа обусловленности комплексных моделей, включающих в себя как термодинамическую, так и электродинамическую модель, время расчета часто оказывается неприемлемо большим. В этом случае, зачастую оказывается целесообразным заменять электродинамические модели, используемые для вычисления мощности потерь, на непосредственное задание графика мощности потерь. При моделировании стохастических режимов при использовании такого подхода необходимо учитывать некоторые нюансы, например связи законов распределения нагрузки (здесь под нагрузкой понимаем величину момента, развиваемого двигателем) и мощности потерь в двигателе.

При исследовании электроприводов, работающих в режимах случайного нагружения, важно иметь в виду, что мощность потерь в машине связана с нагрузкой (моментом) нелинейной зависимостью. Например, при работе асинхронного двигателя в пределах рабочего участка механической характеристики, где скольжение мало, связь между моментом и мощностью потерь может быть представлена следующим выражением

$$p=am^2+b, \quad (4.103)$$

где $p=\Delta P_{\Sigma}/\Delta P_{\Sigma N}$; $m=M/M_N$; $a=A/\Delta P_{\Sigma N}$; $b=B/\Delta P_{\Sigma N}$;

$$A=\Delta P_{sN}-3R_s I_0^2+M_N s_N \omega_0+(I_{sN}^2-I_0^2)\Delta P_{LLN}/I_{sN}^2;$$

$$B=3R_s I_0^2+\Delta P_{LLN} I_0^2/I_{sN}^2+\Delta P_{fe.N}+\Delta P_{fw.N}.$$

В (4.103) обозначено: $\Delta P_{\Sigma N}$, ΔP_{sN} , ΔP_{LLN} , $\Delta P_{fe.N}$, $\Delta P_{fw.N}$ – мощности потерь в номинальном режиме: суммарная, в обмотке статора, дополнительных потерь под нагрузкой, в стали, механических и вентиляционных потерь; ΔP_{Σ} – суммарная мощность потерь при моменте M ; M_N – номинальный момент; I_{sN} , I_0 – номинальный ток

статора и ток холостого хода; R_s – сопротивление статорной обмотки; s_N – номинальное скольжение; ω_0 – синхронная скорость.

При нелинейных преобразованиях случайной величины ее закон распределения вероятностей не сохраняется. На основе подхода, изложенного в [239, 240], получены аналитические выражения функций плотности вероятности для мощности потерь $h(p)$, соответствующие некоторым законам распределения для момента $h(m)$, они представлены в таблице 4.5.

Таблица 4.5 – Функции распределения плотности вероятностей для момента $h(m)$ и мощности потерь $h(p)$

Равномерное однополярное распределение момента	
$h(m) = \begin{cases} \frac{1}{m_{max} - m_{min}}, & m_{min} \leq m \leq m_{max}; \\ 0, & m_{min} > m > m_{max}. \end{cases}$	$h(p) = \begin{cases} \frac{(m_{max} - m_{min})^{-1}}{2\sqrt{a(p-b)}}, & am_{min}^2 + b \leq p \leq am_{max}^2 + b; \\ 0, & am_{min}^2 + b > p > am_{max}^2 + b. \end{cases}$
Равномерное симметричное распределение момента	
$h(m) = \begin{cases} \frac{1}{2m_{max}}, & -m_{max} \leq m \leq m_{max}; \\ 0, & -m_{max} > m > m_{max}. \end{cases}$	$h(p) = \begin{cases} \frac{1}{2m_{max}\sqrt{a(p-b)}}, & am_{max}^2 + b \geq p \geq b; \\ 0, & am_{max}^2 + b < p < b. \end{cases}$
Нормальное распределение момента (\bar{m} – математическое ожидание значения m ; σ_m – среднее квадратичное отклонение значения m)	
$h(m) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_m} e^{-\frac{(m-\bar{m})^2}{2\sigma_m^2}}$	$h(p) = \begin{cases} \frac{\sigma_m^{-1} e^{-\frac{p-b-\bar{m}^2}{a-2\sigma_m^2}}}{\sqrt{2\pi a(p-b)}} \cdot ch\left(\frac{\bar{m}\sqrt{p-b}}{\sigma_m^2}\right), & p \geq b; \\ 0, & p < b. \end{cases}$
Максвелловский закон распределение момента	
$h(m) = \begin{cases} \frac{m^2}{\sigma_m^3} \sqrt{\frac{2}{\pi}} e^{-\frac{m^2}{2\sigma_m^2}}, & m \geq 0; \\ 0, & m < 0. \end{cases}$	$h(p) = \begin{cases} \frac{\sqrt{2(p-b)}}{\sqrt{\pi a} \sigma_m^3} e^{-\frac{p-b}{2a\sigma_m^2}}, & p \geq b; \\ 0, & p < b. \end{cases}$
Вейбулловский закон распределения момента ($c > 0$ и $\alpha > 0$ – постоянные коэффициенты)	
$h(m) = \begin{cases} \alpha c m^{\alpha-1} e^{-cm^\alpha}, & m \geq 0; \\ 0, & m < 0, \end{cases}$	$h(p) = \begin{cases} \frac{c}{2} \left(\frac{p-b}{a}\right)^{\alpha-1} e^{-c\left(\frac{p-b}{a}\right)^\alpha}, & p \geq b; \\ 0, & p < b. \end{cases}$
Релеевский закон распределения момента	
$h(m) = \begin{cases} \frac{m}{\sigma_m^2} \left(2 - \frac{\pi}{2}\right) e^{-\frac{m^2}{2\sigma_m^2} \left(2 - \frac{\pi}{2}\right)}, & m \geq 0; \\ 0, & m < 0. \end{cases}$	$h(p) = \begin{cases} \left(2 - \frac{\pi}{2}\right) \frac{1}{2a\sigma_m^2} e^{-\frac{p-b}{2a\sigma_m^2} \left(2 - \frac{\pi}{2}\right)}, & p \geq b; \\ 0, & p < b. \end{cases}$

На рисунке 4.35 показаны функции плотности вероятности $h(m)$ и $h(p)$, построенные для нормального закона распределения момента при параметрах асинхронного двигателя 4A100L4, а также гистограммы распределения 10^6 значений случайной величины m и, связанной с ней через выражение (4.103) величины p для этого же двигателя (n – количество значений в диапазонах гистограмм). Графики на рисунке 4.35 построены для среднего квадратичного значения m , равного 0,5. На них хорошо видно, что законы распределения вероятностей для момента и мощности потерь очень существенно отличаются друг от друга. Это означает, что при моделировании электропривода, работающего в режиме случайного нагружения, *нельзя переносить закон распределения для момента на распределение мощности потерь*.

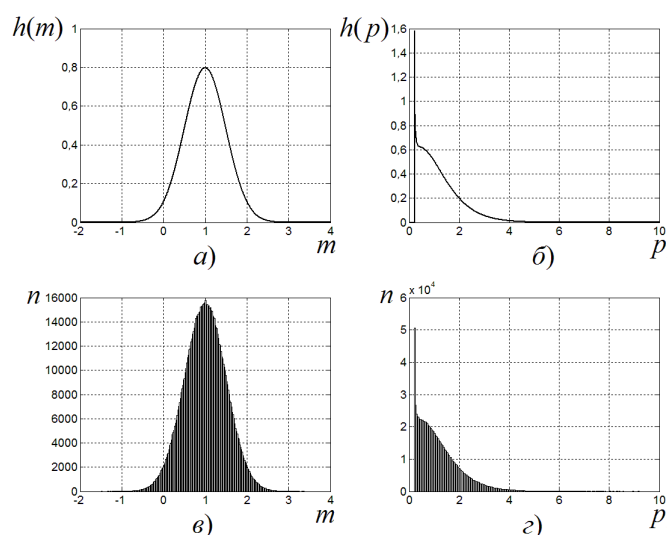


Рисунок 4.35 – Законы распределения вероятностей m и p для двигателя 4A100L

Рассмотрим работу привода при изменяющейся нагрузке, где продолжительность интервалов нагрузки Δt неизменна, но амплитуда нагрузки изменяется в соответствии с определенным законом распределения вероятностей. Назовем этот режим – режим нагружения 1 (рисунок 4.36). Под термином «нагрузка» будем подразумевать момент двигателя.

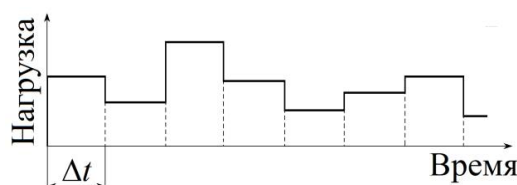


Рисунок 4.36 – Режим нагружения 1

На рисунке 4.37 показано отношение средних квадратичных отклонений (СКО) для мощности потерь (σ_p) и момента (σ_m) для равномерного и нормального законов распределения амплитуды в режиме нагружения 1 ($a=0,5$). Графики показаны для значений математического ожидания момента (E_m), равных 0 и M_N . Здесь и далее, СКО даются в относительных единицах (о.е.), σ_m относительно M_N , σ_p относительно $\Delta P_{\Sigma N}$. Результаты получены с использованием статистического эксперимента для 10^6 реализаций случайных величин в пакете *Matlab*.

Графики на рисунке 4.37 свидетельствуют о том, что σ_p , в общем случае (в о.е.) существенно отличается от σ_m . Особенно заметна разница для центрированных (симметричных) законов распределения момента ($E_m=0$), где σ_p значительно меньше, чем σ_m .

На рисунке 4.38 показана взаимосвязь между математическими ожиданиями мощности потерь и момента (в о.е.) для нормального закона распределения амплитуды момента в режиме нагружения 1. Здесь видно, что E_p , в общем случае, может значительно отличаться от E_m , что определяется разницей между выражениями для законов распределения момента и мощности потерь. Разница может быть как в большую, так и в меньшую сторону.

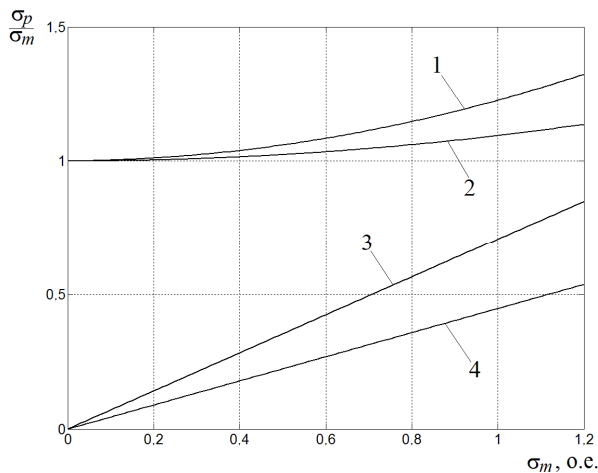


Рисунок 4.37 – Графики зависимостей $\sigma_p/\sigma_m=f(\sigma_m)$.

Обозначено: 1, 3 – нормальный закон распределения; 2, 4 – равномерный закон распределения; 1 и 2 – $E_m=1,0$; 3 и 4 – $E_m=0$

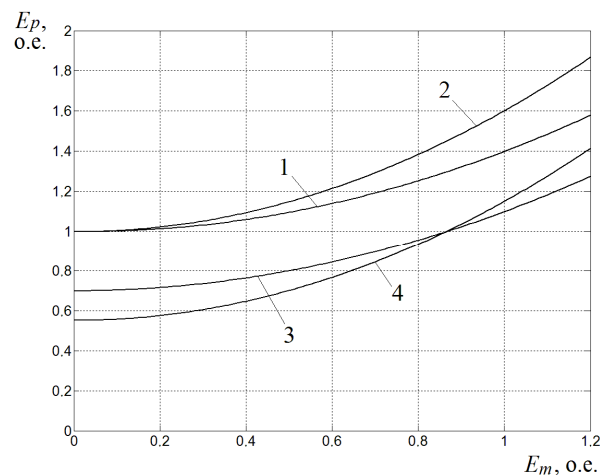


Рисунок 4.38 – Графики зависимостей $E_p=f(E_m)$.

Обозначено: 1 – $\sigma_m=1,0$ и $a=0,4$; 2 – $\sigma_m=1,0$ и $a=0,6$; 3 – $\sigma_m=0,5$ и $a=0,4$; 4 – $\sigma_m=0,5$ и $a=0,6$

б) *Связь между дисперсией амплитуды нагрузки и дисперсией всего процесса нагружения.* Рассмотрим процесс изменения величины y (в роли которой может выступать момент двигателя или мощность потерь в нем), состоящий из прямоугольных импульсов и пауз. Примем, что продолжительность импульсов (t_{load}) остается неизменной, но случайным образом изменяется их амплитуда (y_A). Продолжительность пауз $t_{pause} = \text{const}$. Назовем этот режим – Режим нагружения 2 (см. рисунок 4.39). Будем рассматривать последовательность из N таких циклов Δt , причем число N достаточно велико для того, чтобы принять математическое ожидание и дисперсию, определенные для этих N циклов, за математическое ожидание и дисперсию для всего процесса нагружения при $t \rightarrow \infty$.

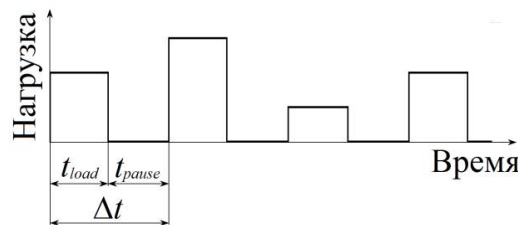


Рисунок 4.39 – Режим нагружения 2

Тогда:

- Математическое ожидание амплитуды

$$E_{y_A} = N^{-1} \sum_{i=0}^N y_{A_i} ; \quad (4.104)$$

- Математическое ожидание всего процесса

$$E_y = (t_{load} + t_{pause})^{-1} N^{-1} \sum_{i=0}^N y_{A_i} t_{load} . \quad (4.105)$$

Из (4.105) и 4.104) получим

$$E_y = \varepsilon E_{y_A}, \quad (4.106)$$

где $\varepsilon = t_{load} / (t_{load} + t_{pause})$ – продолжительность включения.

Дисперсия амплитуды

$$D_{y_A} = N^{-1} \sum_{i=0}^N (y_{A_i} - E_{y_A})^2 . \quad (4.107)$$

Дисперсия для всего процесса

$$D_y = (t_{load} + t_{pause})^{-1} N^{-1} \left[\sum_{i=0}^N (y_{Ai} - E_y)^2 t_{load} + \sum_{i=0}^N (0 - E_y)^2 t_{pause} \right] =$$

$$= \varepsilon N^{-1} \sum_{i=0}^N [(y_{Ai} - E_{yA})^2 + 2(y_{Ai} - E_{yA})(E_{yA} - E_y) + (E_{yA} - E_y)^2] + (1 - \varepsilon) E_y^2. \quad (4.108)$$

Поскольку $\sum_{i=0}^N (y_{Ai} - E_{yA}) = 0$, из (4.108) и (4.107) получим

$$D_y = \varepsilon D_{yA} + \varepsilon (E_{yA} - E_y)^2 + (1 - \varepsilon) E_y^2. \quad (4.109)$$

Из (4.109), принимая во внимание (4.106), после некоторых преобразований, можем записать

$$D_y = \varepsilon D_{yA} + \varepsilon (1 - \varepsilon) E_{yA}^2. \quad (4.110)$$

Исходя из выражения (4.110) нетрудно показать, что D_y совпадает с D_{yA} только тогда, когда $\varepsilon = D_{yA} / E_{yA}^2$.

На рисунке 4.40 показана зависимость отношения СКО для процесса изменения величины y ($\sigma_y = \sqrt{D_y}$) к СКО амплитуды процесса (σ_A) от продолжительности включения ε и математического ожидания амплитуды (поверхность построена при $\sigma_A = 0,5$).

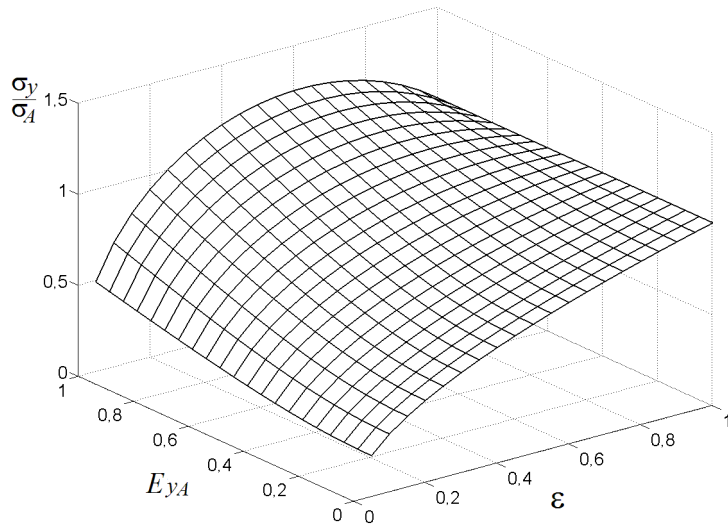


Рисунок 4.40 – Поверхность $\sigma_y/\sigma_A = f(\varepsilon, E_{yA})$ при $\sigma_A = 0,5$ (в о.е.)

Как следует из рисунка 4.40, разница между σ_y и σ_A может быть очень значительной.

Таким образом, *величина среднего квадратичного отклонения для всего процесса нагружения отличается от среднего квадратичного отклонения для амплитуды этого процесса*, причем эта разница зависит от продолжительности включения и математического ожидания амплитуды.

в) *Влияние ограничения момента двигателя на параметры закона распределения.* Из центральной предельной теоремы теории вероятностей следует, что если некоторый эффект является результатом действия суммы многих случайных факторов, то закон распределения величины, характеризующей этот эффект, при росте числа факторов, будет стремиться к нормальному закону распределения. Как следствие, при исследовании случайных процессов нагружения электроприводов часто используют нормальный закон распределения вероятностей для аппроксимации гистограмм нагрузок [24, 242]. Например, экспериментальные исследования показывают, что закон распределения нагрузок для электроприводов дорожных транспортных средств приближается к нормальному закону [238, 243–246]. Также указывается, что закон нагружения ряда электроприводов можно аппроксимировать законом Райса [236, 238, 247-249]. Предлагается также аппроксимация законов распределения нагрузок законом Вейбулла [250]. Нормальный закон распределения является неограниченным по отношению к величине нагрузки. Законы Райса и Вейбулла также неограничены справа. В то же время, реальный момент двигателя лимитирован значением, соответствующим его перегрузочной способности.

Из-за ограничения момента появляется разница между идеальным и действительным закон его распределения. Поясним это на примере. На рисунке 4.41 показана функция плотности вероятностей для нормального закона распределения нагрузки $h(m)$ с математическим ожиданием, равным номинальному значению в о.е. ($E_m=1,0$) и СКО, равным 1,0, а также соответствующая ей функция распределения $F(m)$. Будем считать, что эта функция $h(m)$ получена в результате математической обработки экспериментальных данных. Теперь предположим, что исходя из некоторых физических соображений, момент нагрузки не может иметь отрицательных значений, а величина момента двигателя ограничена на уровне $M_{max}=\lambda_M M_N$ ($m_{max}=\lambda_M$), где λ_M – перегрузочная способность двигателя. Тогда функция плотности вероятности

сти для реального закона распределения момента двигателя будет соответствовать заштрихованной области на рисунке 4.41.

Поскольку полная вероятность, в любом случае, должна быть равна единице, необходимо добавить следующие компоненты на границах заштрихованной области

[240]: $\delta(m) \cdot S_1$ и $\delta(m - m_{max}) \cdot S_2$, где $S_1 = \int_{-\infty}^0 h(m) dm$, $S_2 = \int_{m_{max}}^{\infty} h(m) dm$; $\delta(m)$ и $\delta(m - m_{max})$ –

дельта-функции Дирака. На рисунке 4.41 обозначено: пунктирная линия – закон распределения без ограничений момента, непрерывная линия – закон распределения при наличии ограничений момента.

Рассмотрим случай, когда привод работает в режиме 1 при нормальном законе распределения нагрузки с $E_m=0$ и ограничениями момента, упомянутыми выше. На рисунке 4.42 показаны графики отношения СКО при наличии ограничений момента ($\sigma_{m.lim}$ для момента и $\sigma_{p.lim}$ для мощности потерь) к СКО без ограничений ($\sigma_{m.id}$ и $\sigma_{p.id}$). Здесь можно увидеть, что СКО при наличии ограничений момента могут очень существенно отличаться от таковых для идеализированного закона распределения. Эти различия возрастают с увеличением жесткости ограничений, при этом, для мощности потерь различия проявляются сильнее, чем для момента. Попутно отметим, что при увеличении жесткости ограничений момента (а также при увеличении $\sigma_{m.id}$) средние и средние квадратичные значения мощности потерь имеют тенденцию приближения к соответствующим значениям для равномерного закона распределения с границами, находящимися на уровне этих ограничений момента.

Таким образом, *неограниченный закон распределения нагрузки и закон распределения с учетом ограничений, связанных с перегрузочной способностью двигателя – два разных закона с различными значениями среднего квадратичного отклонения и математического ожидания.*

При моделировании электроприводов этот факт необходимо принимать во внимание. Это особенно важно, когда мы рассматриваем связь между особенностями нагружения электропривода и некоторыми параметрами, которые определяют надежность его функционирования. Например, численное моделирование показало, что долговечность изоляции обмоток двигателя при работе в режимах случайного

нагружения очень существенно зависит от дисперсии мощности потерь в двигателе (см. рисунки 4.43 и 4.44). Эта дисперсия определяется параметрами реального закона распределения момента двигателя с учетом ограничений, а не идеализированным законом, параметры которого используются как входная информация при моделировании. Поэтому значения параметров, которые соответствуют реальному закону, должны рассчитываться непосредственно в ходе моделирования. Это заключение относится не только к нормальному закону распределения нагрузки, но и к любому другому, например, к законам распределения Райса и Вейбулла, которые имеют неограниченную правую ветвь.

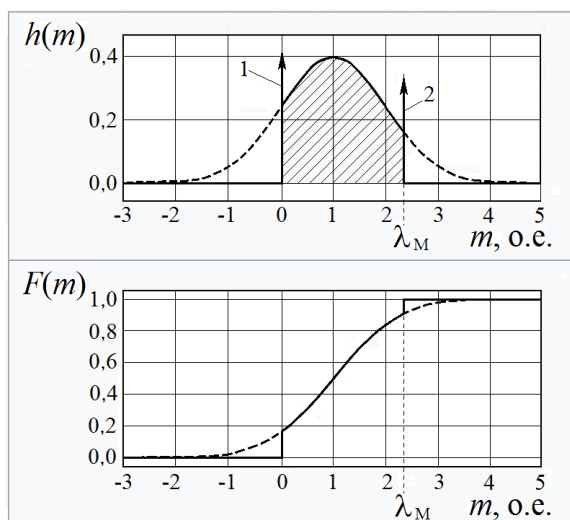


Рисунок 4.41 – Ограниченный и неограниченный законы распределения нагрузки (обозначено: 1 – $\delta(m) \cdot S_1$, 2 – $\delta(m - m_{max}) \cdot S_2$)

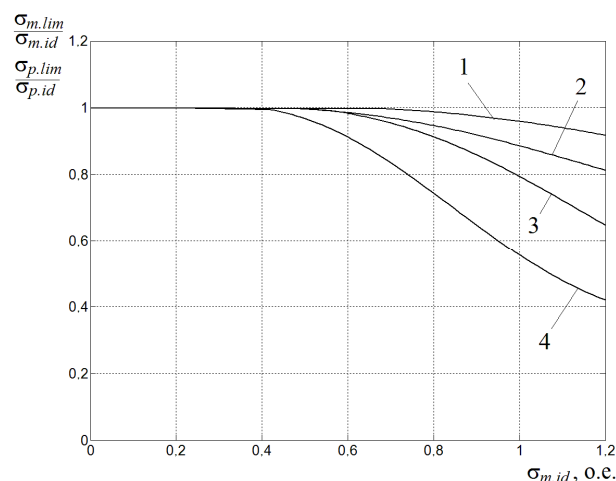


Рисунок 4.42 – Графики отношения средних квадратичных отклонений от $\sigma_{m.id}$:
 1 – $\sigma_{m.lim}/\sigma_{m.id}$ ($m_{max}=2,0$); 2 – $\sigma_{m.lim}/\sigma_{m.id}$ ($m_{max}=1,5$);
 3 – $\sigma_{p.lim}/\sigma_{p.id}$ ($m_{max}=2,0$) and 4 – $\sigma_{p.lim}/\sigma_{p.id}$ ($m_{max}=1,5$). Здесь: $a=0,5$

г) Замена графика случайного нагружения простейшим детерминированным циклом. Определим условия, при которых возможна замена графика стохастического нагружения простейшим детерминированным циклом, включающим интервал работы с продолжительностью t_p и мощностью потерь ΔP_p и интервал паузы с продолжительностью t_0 и мощностью потерь ΔP_0 . В качестве условий эквивалентности примем равенства

$$\begin{cases} \Delta P_{\text{cp}} = \Delta \bar{P}; \\ \sigma_{\text{д}} = \sigma_{\text{с}}, \end{cases} \quad (4.111)$$

где $\sigma_{\text{д}}$ и $\sigma_{\text{с}}$ – средние квадратичные отклонения мощности потерь в детерминированном цикле и стохастическом режиме; ΔP_{cp} и $\Delta \bar{P}$ – средние мощности потерь в детерминированном цикле и стохастическом режиме.

Обозначив $k_0 = \Delta P_0 / \Delta P_p$, не представляет сложности выразить ΔP_{cp} и $\sigma_{\text{д}}$ через продолжительность включения

$$\Delta P_{\text{cp}} = \Delta P_p [\varepsilon + k_0(1-\varepsilon)], \quad (4.112)$$

$$\sigma_{\text{д}} = \Delta P_p \sqrt{\varepsilon + k_0^2(1-\varepsilon) - [\varepsilon + k_0(1-\varepsilon)]^2}. \quad (4.113)$$

Подставив (4.112) и (4.113) в (4.111), получим

$$\Delta P_p [\varepsilon + k_0(1-\varepsilon)] = \Delta \bar{P}, \quad (4.114)$$

$$\Delta P_p \sqrt{\varepsilon + k_0^2(1-\varepsilon) - [\varepsilon + k_0(1-\varepsilon)]^2} = \sigma_{\text{с}}. \quad (4.115)$$

Из (4.114) следует, что

$$\Delta P_p = \Delta \bar{P} [\varepsilon + k_0(1-\varepsilon)]^{-1}, \quad (4.116)$$

а из (4.115), обозначив $s = 1 + \sigma_{\text{с}}^2 / (\Delta \bar{P})^2$, после подстановки (4.116) в (4.115), получим квадратное уравнение

$$\varepsilon(1-k_0^2) + k_0^2 = s[\varepsilon(1-k_0) + k_0]^2, \quad (4.117)$$

решение которого дает ε в виде

$$\varepsilon = \frac{1+k_0-2sk_0}{2s(1-k_0)} + \sqrt{\left[\frac{1+k_0-2sk_0}{2s(1-k_0)} \right]^2 - \frac{(s-1)k_0^2}{s(1-k_0)^2}}. \quad (4.118)$$

Анализ (4.118) показывает, что замена графика стохастического нагружения простейшим детерминированным циклом с соблюдением условий (4.111) возможна

не всегда. Так, при $\frac{1-k_0}{\sqrt{2k_0}} < \frac{\sigma_{\text{с}}}{\Delta \bar{P}}$ значения ε получаются комплексными. Однако при

$k_0=0$ такая замена возможна при любых $\sigma_{\text{с}}$ и $\Delta \bar{P}$. В этом случае $\varepsilon=s^{-1}$, а $\Delta P_p=s \Delta \bar{P}$.

д) Влияние вида и параметров закона распределения нагрузки на ресурс изоляции. На рисунке 4.43 показаны зависимости коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции k_v от СКО мощности суммарных потерь в двигателе ($\sigma_{\Delta p}$), полученные с помощью моделирования для двигателя 4A100L4 при использовании 5-массовой ТДМ. А на рисунке 4.44 представлены зависимости k_v от относительной продолжительности интервалов нагружения Δt (базисное время $t_6 = C_{\Sigma} \tau_{\text{доп}} / \Delta P_{\Sigma N}$).

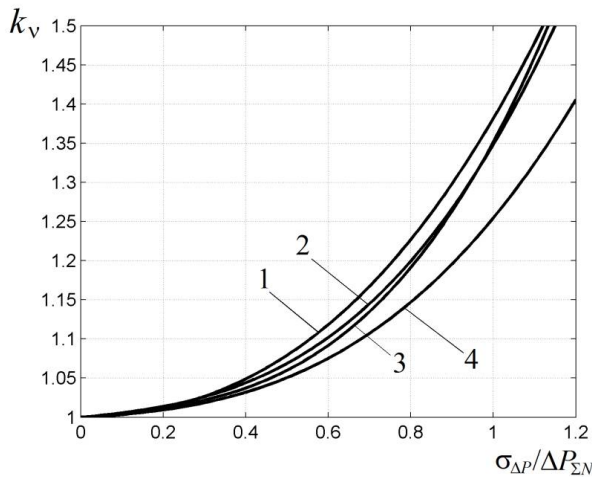


Рисунок 4.43 – Зависимости коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции от СКО суммарной мощности потерь ($\Delta t/t_6=0,01$; 1, 2 – лобовые части обмотки; 3, 4 – пазовые части; 1, 3 – однополярное равномерное распределение; 2, 4 – симметричное нормальное распределение)

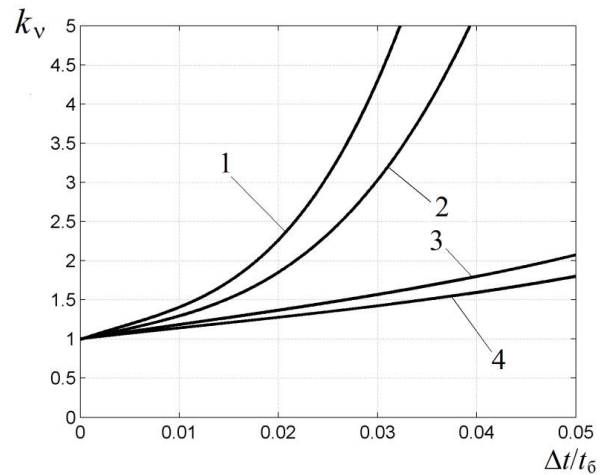


Рисунок 4.44 – Зависимости коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции от относительной продолжительности интервалов нагружения $\Delta t/t_6$ (1, 3 – лобовые части обмотки; 2, 4 – пазовые части; 1, 2 – симметричное нормальное распределение; 3, 4 – однополярное равномерное распределение; $\sigma_{\Delta p}=1,0$)

Моделирование проводилось для режима нагружения 2 (см. рисунок 4.39) при $\varepsilon=1,0$. Графики получены для равномерного однополярного и симметричного нормального законов распределения момента (ограниченного в соответствии с перегрузочной способностью двигателя) при соблюдении условия равенства средней величины суммарной мощности потерь за время Δt ($\Delta \bar{P}_{\Sigma \text{cp}}$) и мощности потерь в номинальном режиме:

$$\Delta \bar{P}_{\Sigma \text{cp}} = \Delta P_{\Sigma N} \cdot \quad (4.119)$$

На рисунке 4.45 показаны зависимости k_v от относительной продолжительности включения ε в режиме нагружения 2. На рисунке 4.46 показаны результаты моделирования при случайном значении продолжительности включения (использовался равномерный закон распределения).

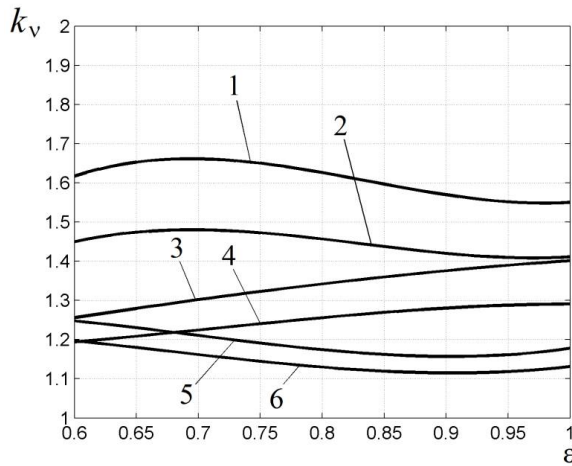


Рисунок 4.45 – Зависимости коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции от продолжительности включения (1, 3, 5 – лобовые части обмотки; 2, 4, 6 – пазовые части; 1, 2, 5, 6 – симметричное равномерное распределение; 3, 4 – симметричное нормальное распределение; 1, 2, 3, 4 – $\Delta t/t_0=0,01$; 5, 6 – $\Delta t/t_0=0,03$)

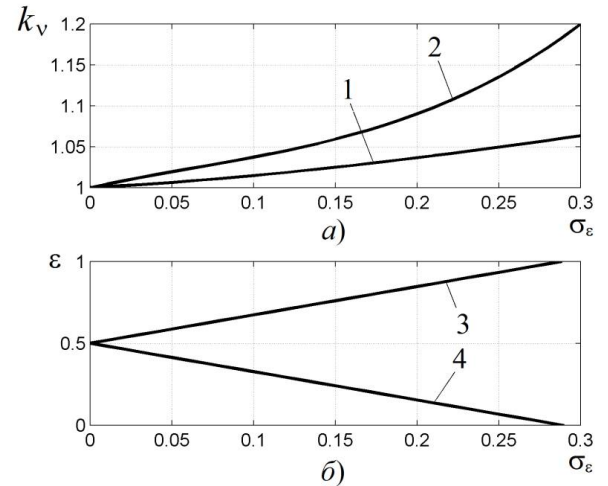


Рисунок 4.46 – Зависимости коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции (а) и границы флуктуаций значения ε (б) от СКО продолжительности включения (1 - $\Delta t/t_0=0,01$; 2 - $\Delta t/t_0=0,03$; 3 - ε_{max} ; 4 - ε_{min})

Проведенные исследования показали следующее:

- ускорение расхода термического ресурса изоляции при работе электропривода в режимах случайного нагружения с большими значениями СКО мощности потерь может быть существенным по сравнению с работой в режиме постоянной нагрузки с тем же значением средних потерь;

- при работе в режиме со случайным изменением продолжительности интервалов работы и паузы, эффект ускорения расхода термического ресурса также имеет место, но в этом случае он менее выражен, чем при вариациях нагрузки;

- эффект ускорения расхода термического ресурса изоляции проявляется сильнее при увеличении характерных продолжительностей интервалов на нагрузочной диаграмме.

4.7.2. Аналитическая оценка теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения на этапе конструирования электропривода

На этапе конструирования электропривода при выборе и проверке электродвигателя не всегда имеется достаточное количество информации о его параметрах, позволяющее воспользоваться методами моделирования для оценки его теплового состояния. Поэтому представляет интерес получение простых методов оценки теплового состояния АД при стохастическом характере нагружения, основанных на соотношениях (4.39), (4.40), (4.41) и (4.42). В эти соотношения входит поправочный коэффициент $k_{\Delta P}$, для определения которого необходимо иметь значение коэффициента ускорения расхода ресурса изоляции k_v .

Рассмотрим возможности определения коэффициента k_v применительно к случаю работы электропривода в режиме стохастического нагружения. Для этого воспользуемся универсальными моделями, полученными в результате кластеризации серии АД закрытого исполнения, описанной в параграфе 4.5. В качестве основного закона случайного распределения нагрузки был выбран закон равномерного распределения момента, которым, зачастую, можно аппроксимировать реальный закон распределения нагрузки с учетом ограничения величин моментов по причине конечной перегрузочной способности двигателя. Вместе с тем, в качестве меры вариативности нагрузки будем использовать СКО мощности потерь в двигателе, так как эта величина, по сравнению с СКО момента, является более информативной с точки зрения нагрева двигателя, так как величина потерь в двигателе зависит не только от развиваемого момента. Предполагаем, что процесс нагружения обладает свойством стационарности.

Для каждого кластера с помощью обобщенной ТДМ получен набор величин k_v для пар значений Δt и $\sigma_{\Delta P}$ (использовался режим нагружения 1). После этого полученный набор точек аппроксимирован поверхностью $k_v = f(\Delta t, \sigma_{\Delta P})$ в трехмерном пространстве.

В качестве аппроксимирующей функции принята экспоненциальная зависимость с различными формами степени, что вытекает из экспоненциального характера связи скорости старения изоляции с температурой. Для характеристики точности

аппроксимации использовался квадрат отклонения набора значений k_v от аппроксимирующей поверхности. Также учитывалась необходимость выполнения условия $f(\Delta t, \sigma_{\Delta P}) > 1$, очевидного с физической точки зрения. Для примера, на рисунке 4.47 показаны варианты аппроксимирующих функций для кластера F1. Точками показаны результаты моделирования.

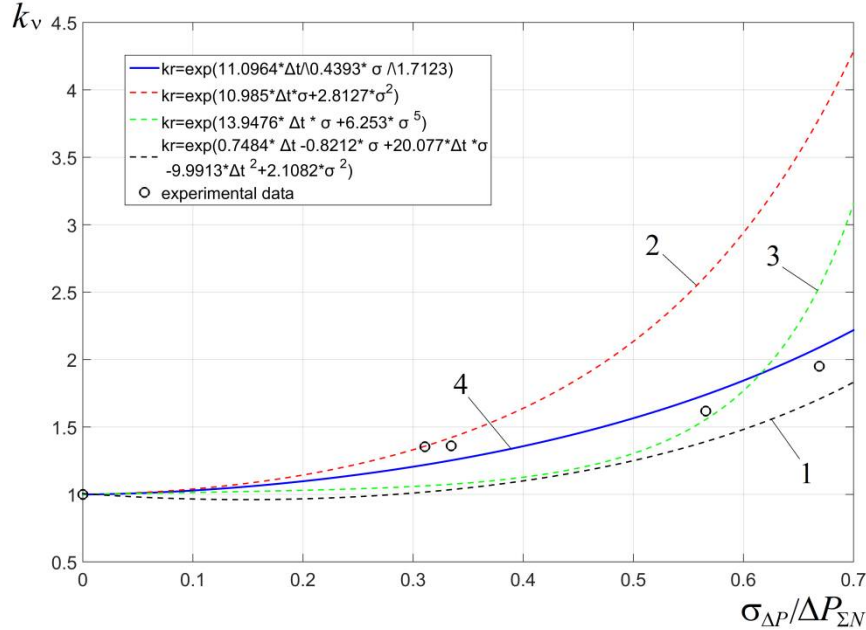


Рисунок 4.47 – К выбору аппроксимирующей функции $k_v(\Delta t, \sigma_{\Delta P})$ для кластера F1 при $\Delta t/t_0=0,01$ (цифры соответствуют номерам вариантов)

Рассматривались четыре различных варианта построения аппроксимирующей функции.

Вариант 1. В качестве степени экспоненты принимался полный квадратичный полином. В этом случае отрицательные коэффициенты в полиноме приводят, при малых $\sigma_{\Delta P}$, к значениям $k_v < 1$. Вариант 2. Для обеспечения $k_v = 1$ при $\sigma_{\Delta P} = 0$, а также $k_v > 1$ для малых $\sigma_{\Delta P} > 0$, в качестве степени экспоненты принимался неполный квадратичный полином. В этом случае получаем большое расхождение с результатами моделирования для малых Δt . Вариант 3. Здесь степень, в которой $\sigma_{\Delta P}$ в полиноме, увеличена до 5. Аппроксимация показывает неудовлетворительные результаты при больших значениях $\sigma_{\Delta P}$. Вариант 4. В качестве аргумента экспоненты принималось произведение степенных функций $\sigma_{\Delta P}$ и Δt вида

$$k_v = \exp(c_k \Delta t^\alpha \sigma_{\Delta P}^\beta), \quad (4.120)$$

что обеспечивает наилучшую аппроксимацию для любых значений $\sigma_{\Delta P}$ и Δt . На рисунках 4.48 и 4.49 показаны аппроксимирующие поверхности $k_v(\Delta t, \sigma_{\Delta P})$ и некоторые точки, полученные моделированием для кластеров двигателей с изоляцией классов В и F. Значения коэффициентов c_k , α и β в формуле (4.120) для различных кластеров представлены в таблице 4.6.

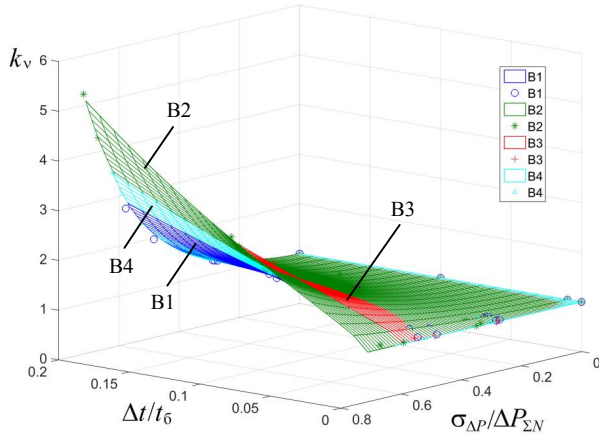


Рисунок 4.48 – Аппроксимирующие поверхности $k_v(\Delta t, \sigma_{\Delta P})$ для кластеров В

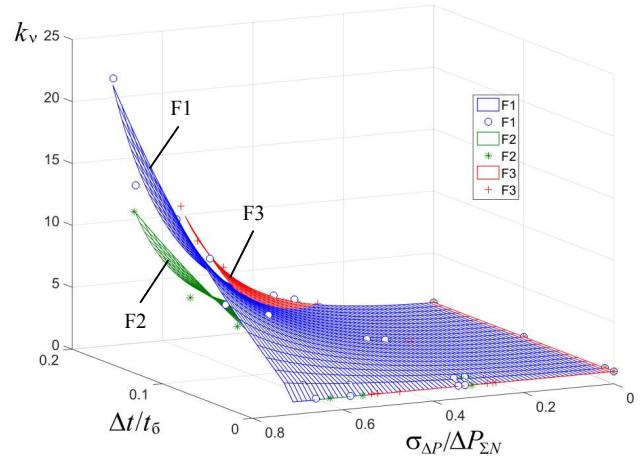


Рисунок 4.49 – Аппроксимирующие поверхности $k_v(\Delta t, \sigma_{\Delta P})$ для кластеров F

Таблица 4.6 – Значения коэффициентов для формулы (4.120)

Кластер	c_k	α	β
B1	10,47	0,713	2,073
B2	8,39	0,626	1,854
B3	10,49	0,646	2,059
B4	9,885	0,655	2,121
F1	11,10	0,439	1,712
F2	13,44	0,467	2,383
F3	31,15	0,908	1,923

Проверим, насколько точно значения k_v , даваемые формулой (4.120), соответствуют значениям, получаемым для этих двигателей с помощью моделирования.

На рисунках 4.50 и 4.51 показаны графики $k_v(\sigma_{\Delta P})$ для кластеров с изоляцией класса В, а на рисунках 4.52 и 4.53 – аналогичные графики для двигателей с изоляцией класса F. На этих рисунках также показаны точки, полученные средствами моделирования. Пунктирными линиями обозначены верхние границы значений, даваемых выражением (4.120) для всех кластеров, то есть зависимости $k_{v,max}(\sigma_{\Delta P})$. На ри-

сунках 4.50–4.53 хорошо видно, что почти все точки, полученные путем моделирования, не превосходят значения $k_{v,max}$.

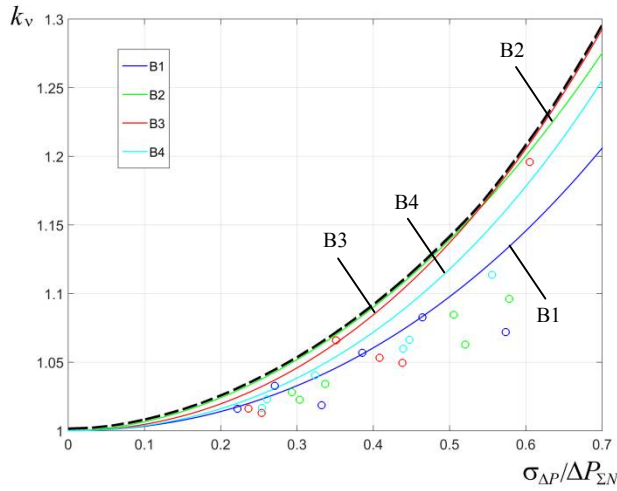


Рисунок 4.50 – Зависимости $k_v(\sigma_{\Delta P})$ для изоляции класса В при $\Delta t/t_6=0,01$

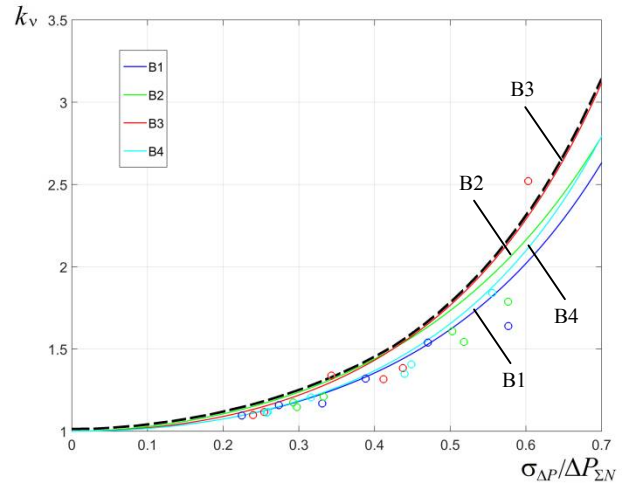


Рисунок 4.51 – Зависимости $k_v(\sigma_{\Delta P})$ для изоляции класса В при $\Delta t/t_6=0,1$

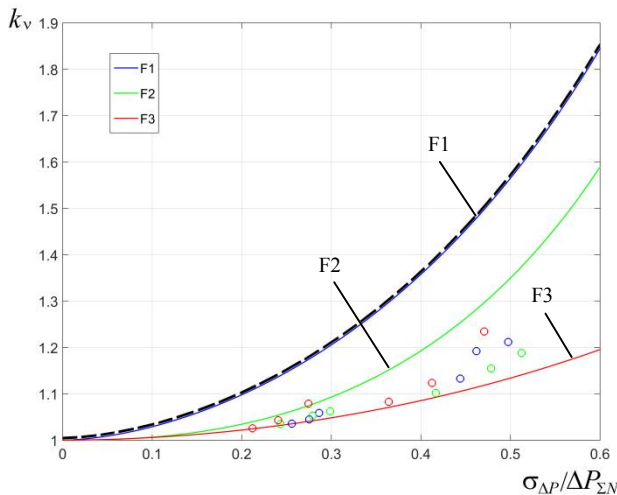


Рисунок 4.52 – Зависимости $k_v(\sigma_{\Delta P})$ для изоляции класса F при $\Delta t/t_6=0,01$

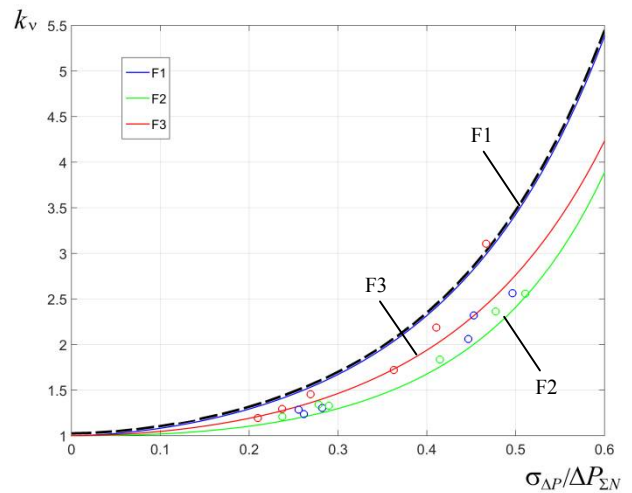


Рисунок 4.53 – Зависимости $k_v(\sigma_{\Delta P})$ для изоляции класса F при $\Delta t/t_6=0,1$

Связь между размерами и скоростью двигателя и попаданием его в тот или иной кластер прослеживается, но не позволяет достаточно надежно отнести выбранный двигатель к конкретному кластеру (см. рисунки 4.27 и 4.28). Поэтому *методика использования полученной аппроксимирующей функции для k_v на этапе конструирования привода заключается в следующем.*

1) Для выбранного (проверяемого) двигателя необходимо рассчитать значения k_v для интересующего набора значений $\sigma_{\Delta P}$ и Δt , используя выражение (4.120) для всех кластеров с данным классом изоляции.

2) После этого необходимо выбрать наибольшее значение из числа рассчитанных ($k_{v,max}$). Это значение даст наиболее вероятное сокращение термического ресурса изоляции по сравнению с работой в режиме с постоянной нагрузкой и таким же уровнем средних потерь.

3) Далее, с использованием полученного значения $k_{v,max}$ рассчитывается поправочный коэффициент к формулам косвенных методов проверки по нагреву (4.39), (4.40), (4.41) и (4.42), как это было описано выше в методике использования косвенной оценки теплового состояния АД для детерминированного цикла.

4.8. ВЫВОДЫ по главе 4

1. Предложен подход к эквивалентированию тепловых режимов и оценке теплового состояния электродвигателя, основанный на вычислении расхода термического ресурса изоляции.

2. Показано, что при использовании косвенных методов проверки электродвигателя по нагреванию, таких, как метод средних потерь и методы эквивалентных величин, необходимо использовать поправочный коэффициент, учитывающий нелинейность зависимости скорости термического старения изоляции от температуры. Получено аналитическое выражение для связи этого поправочного коэффициента с коэффициентом ускорения расхода термического ресурса изоляции.

3. Показано, что для сложных циклов работы привода целесообразно использование прямых методов проверки теплового состояния электродвигателя, основанных на расчете изменения остаточного ресурса изоляции, что возможно на основе методов численного моделирования с использованием ТДМ АД. Приведена классификация комплексных моделей электропривода по составу и уровню детализации с анализом особенностей и целесообразности использования различных вариантов построения комплексной модели.

4. На основе универсальных ТДМ АД, построенных с использованием результатов кластеризации серии двигателей и метода генетических алгоритмов для поиска параметров ТДМ, получены ЛАЧХ ТДМ АД, позволяющие определить актуальный частотный диапазон, в пределах которого существенно влияние колебаний температуры из-за изменений нагрузки двигателя на скорость расхода термического ресурса изоляции.

5. Приведена методика использования прямой оценки теплового состояния АД на этапе конструирования электропривода для детерминированного цикла нагружения на основе вычисления расхода термического ресурса.

6. Приведена методика использования косвенной оценки теплового состояния АД на этапе конструирования электропривода для детерминированного цикла нагружения на основе использования классических методов с учетом коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции. Приведены номограммы для определения этого коэффициента.

7. Определены условия, при которых возможна замена графика стохастического нагружения простейшим детерминированным циклом, что существенно сокращает трудоемкость моделирования при условии равенства их средних и среднеквадратичных отклонений, и получены выражения для параметров эквивалентного по этим условиям простейшего детерминированного цикла.

8. Получены аппроксимирующие выражения для коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции при работе электропривода в режиме стохастического нагружения, позволяющие учесть нелинейность связи скорости старения изоляции и температуры обмотки при оценке теплового состояния АД на этапе выбора и проверки двигателя методами средних потерь и эквивалентных величин.

5. НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ МОНИТОРИНГА ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ АД И РЕСУРСА ИЗОЛЯЦИИ В ПРОЦЕССЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

В главе выполнено исследование возможности мониторинга теплового состояния и расхода ресурса АД в ходе эксплуатации электропривода.

5.1. Обзор систем тепловой защиты и мониторинга теплового состояния АД

Обсудим вопросы, связанные с организацией мониторинга теплового состояния обмотки статора, так как наличие изоляции делает ее наиболее критичным к нагреву элементом конструкции АД. С учетом достаточно большого процента выходов АД из строя по причинам, связанным с изоляцией обмотки статора, задача мониторинга ее теплового состояния в процессе функционирования электропривода оказывается весьма важной с точки зрения снижения потерь, вызванных простоями оборудования. Таким образом, вопросы, связанные со способами и организацией мониторинга теплового состояния обмотки статора АД являются важным элементом в концепции проактивного обслуживания электродвигателей. Классификация систем защиты электродвигателей от перегрева приведена в таблице 5.1. Здесь под тепловой защитой понимаем такую, где проводится косвенная оценка теплового состояния без непосредственного вычисления температуры обмотки. Под температурной защитой понимаем такую, где проводится измерение или вычисление температуры обмотки.

Таблица 5.1 – Классификация систем защиты электродвигателей

Тепловые защиты			Температурные защиты		
Предохранители и простейшие тепловые реле	Защиты, основанные на моделях нагрева		Защиты на основе прямого измерения температуры (с использованием термодатчиков различного рода)	Защиты, основанные на оценке параметров, связанных с температурой (R_s)	
	Электронные реле с использованием простейших моделей	Защиты, основанные на ТДМ с вычислением температуры		С использованием постоянного тока, вводимого в обмотку	С использованием моделей электромагнитного состояния двигателей

а) *Тепловая защита.* К тепловой защите (помимо обычных предохранителей) относятся тепловые реле, работающие на основе время-токовых характеристик [251–254]. Сюда же можно отнести и электронные тепловые реле. Такие реле ис-

пользуют простейшие тепловые модели, как правило с одной постоянной времени [2, 255–257]. Известны и защиты, построенные на основе моделей с двумя постоянными времени [141, 258–260]. Здесь температура контролируемого элемента непосредственно не рассчитывается.

Преимуществом тепловой защиты является простота и низкая стоимость устройств. Однако здесь существует проблема правильного согласования времятоковых характеристик реле с постоянными времени нагрева двигателя. Кроме того тепловая защита не обеспечивает учет изменения температуры окружающей среды, а также здесь возникают сложности с учетом изменения теплоотдачи от обмотки при изменении скорости двигателя с самовентиляцией. Решения, применяемые для тепловой защиты в преобразователях частоты зарубежных производителей и позволяющие учесть эти сложности, являются «ноу-хау» компаний и в открытой литературе описание этих решений отсутствует. Поэтому представляет интерес разработка способов учета влияния изменения скорости в случаях, когда оценка нагрева осуществляется косвенным образом через вычисление интеграла от квадрата тока.

б) Системы, основанные на сложных ТДМ. Термодинамические модели высокого порядка (содержащие достаточно большое количество узлов ТДМ) позволяют проводить весьма точное вычисление температуры обмотки, дают возможность учета температуры окружающей среды, зависимости тепловых проводимостей от скорости двигателя. Кроме того, благодаря вычислению абсолютных значений температуры, они могут использоваться в системах мониторинга теплового состояния машины, построенных на основе вычисления расхода термического ресурса изоляции. Однако для практического использования таких моделей в системах защиты и мониторинга теплового состояния требуется решение ряда проблем. Прежде всего, решение проблемы определения начальных условий после перерыва в работе.

Так, в [261] предлагается строить систему с использованием сигнала прошедшего времени, позволяющего вычислять данные о температуре двигателя независимо от временного перерыва питания, что требует наличия энергонезависимой памяти для хранения результатов модели перед отключением и, измерителя времени паузы для последующего вычисления начальных условий. В [262] предлагается сложная

система определения начальных условий, включающая вычисление сопротивлений обмоток двигателя перед повторным запуском.

Еще одним нюансом при построении температурной защиты на основе ТДМ, который требует внимательного отношения к себе, является использование датчика температуры окружающей среды. Сигнал от этого датчика должен соответствовать температуре среды около двигателя, что не всегда выполняется, если система защиты смонтирована на некотором расстоянии от него.

в) Системы, основанные на прямом измерении температуры. Системы, основанные на непосредственном измерении температуры обмотки (с использованием термопар или терморезисторов) хорошо подходят для мониторинга теплового состояния машины на основе «ресурсного» подхода. Такие системы известны, например [263, 264], где вычисляется расход термического ресурса изоляции с использованием простейших соотношений. Однако системы мониторинга, использующие встроенные датчики для непосредственного измерения температуры пригодны, в основном, для крупных двигателей. Причины этого связаны со стоимостью датчиков, сложностью их установки, а также с неудобствами, вызываемыми необходимостью размещения проводов от датчиков в машинах малого габарита. Кроме этого следует учитывать и то, что зачастую (например, при создании системы защиты для преобразовательных агрегатов, ориентированных на широкий круг электроприводов из различных областей использования) нецелесообразно ориентироваться только на двигатели, имеющие встроенные датчики температуры, так же как ориентироваться на возможности обслуживающего персонала оборудовать двигатели такими датчиками.

г) Параметрические системы (основанные на вычислении сопротивления обмотки). Системы температурной защиты параметрического типа основаны на зависимости величины сопротивления обмотки от температуры. Преимуществом параметрических систем является возможность получения значения температуры непосредственно самой обмотки без установки датчиков температуры. Это исключает сложности, связанные с учетом изменения скорости самовентилируемых двигателей, сложности, связанные с изменением температуры окружающей среды, а также по-

звolyет создавать системы мониторинга теплового состояния двигателя на основе «ресурсного» подхода. Системы параметрического типа можно разделить на две группы. В одну входят системы, где используется непосредственное измерение величины сопротивления за счет введения в цепь статора добавочного сигнала, обычно используется добавка постоянного тока. В другую группу входят системы, где величина сопротивления обмотки определяется с использованием процедур идентификации параметров двигателя.

Параметрическая система на постоянном токе. Существуют различные решения, которые позволяют ввести в цепь статора постоянную составляющую тока, по величине которой можно вычислить сопротивление. Так, в [265–267] предлагаются решения для АД, питаемого от сети. Постоянную составляющую можно формировать также в приводах с питанием АД от ТПН за счет задержки включения тиристоров в одной из фаз, а также в электроприводах с преобразователями частоты [268–270]. Одной из основных проблем при введении постоянной составляющей тока является появление пульсаций момента двигателя, амплитуда которых может быть существенной [270]. В [271] предложено устройство, позволяющее организовать прерывистый ввод постоянной компоненты тока для минимизации негативного эффекта от пульсаций момента и дополнительных потерь в цепи статора. Однако организация такого дискретного способа вычисления сопротивления лишь частично решает проблему, но усложняет алгоритмы управления.

Параметрическая система на электромагнитных моделях. Существует возможность определения сопротивления обмотки статора (R_s) на основе уравнений электромагнитного состояния АД. Задача определения R_s обычно решается для улучшения качества управления на низких скоростях в частотно-регулируемых приводах и для повышения точности оценки скорости в бездатчиковых системах [269, 272–277]. Для определения R_s на основе этих подходов необходимо знание других параметров схемы замещения – активного сопротивления ротора, индуктивностей. Кроме того, известно, что точность определения R_s существенно зависит от вариаций других параметров, особенно при высоких скоростях [278].

В последние годы получили развитие способы идентификации параметров АД на основе алгебраических методов, например метода наименьших квадратов [279–281]. Здесь имеется возможность определять одновременно все электромагнитные параметры АД, вычисляя значение R_s в реальном времени [282]. Однако, как показано в [283], погрешность оценивания этим способом величины именно R_s при вращающемся двигателе оказывается самой большой по сравнению с другими параметрами. Это вызывает сложности в плане практического применения этого способа для оценки температуры. Следует отметить также, что при определении R_s здесь, так же как и при использовании добавки постоянной составляющей тока, оказываются учтенными и все остальные сопротивления контура кроме собственного сопротивления обмотки, а информацию о температуре несет лишь величина последнего. Это обстоятельство вносит дополнительную погрешность в оценку температуры.

Отметим также, что использование современных электронных компонентов и программных средств позволяет создать системы защиты, которые в состоянии реализовать весьма сложные алгоритмы и разнообразные функции, например [284]. Однако такое решение зачастую нерационально, так как повышая качество защиты в целом, приводит к сложностям с внедрением подобных систем по причине их стоимости, а также высоких требований к эксплуатации и обслуживанию [285, 286]. Поэтому простота системы защиты в ряде случаев остается актуальным моментом. С учетом приведенного выше анализа можно констатировать, что представляет интерес решение следующих проблем:

1. Разработка способов учета влияния скорости двигателя на теплоотдачу, пригодных для использования в простых тепловых защитах, где учет нагрева осуществляется косвенным образом через вычисление интеграла от квадрата тока;

2. Решение проблемы минимизации требований к объему исходной информации о двигателе, необходимой для параметрирования ТДМ с количеством греющихся масс более одной;

3. Решение проблемы учета влияния связи скорости двигателя с теплоотдачей на величину постоянных времени нагрева и охлаждения в системах защиты, построенных на основе ТДМ;

4. Разработка простого способа решения проблемы определения начальных условий при возобновлении работы системы защиты, использующей ТДМ, после перерыва.

5.2. Термодинамические модели для тепловой защиты

5.2.1. Описание ТДМ асинхронного двигателя закрытого исполнения

Сначала рассмотрим эти вопросы применительно к АД закрытого исполнения. Особенности, связанные с конструкцией защищенных АД будут рассмотрены далее. Для АД малой и средней мощности закрытого исполнения в качестве основного варианта можно рассматривать симметрированную тепловую схему, представленную на рисунке 2.10 [106, 107]. Для более крупных АД можно дополнить эту схему тепловой проводимостью между пазовой частью обмотки статора и внутренним воздухом благодаря наличию радиальных вентиляционных каналов ($\lambda_{пв}$), а также тепловой проводимостью от торцевой поверхности пакета статора к внутреннему воздуху ($\lambda_{св}$), которая, однако, невелика. Тогда ТДМ такого двигателя может быть представлена так, как показано на рисунке 5.1. Здесь обозначено: Л и П – лобовые и пазовые части обмотки статора; С – сталь статора; В – внутренний воздух; Р – ротор; К – корпус; λ_{ij} – тепловые проводимости.

На рисунке 5.1 видно, что теплоотдача от обмотки статора во внешнюю (по отношению к этой обмотке) среду происходит через тепловые проводимости к внутреннему воздуху и стали статора. То есть, у АД закрытого исполнения тепловой поток от 1-й массы проходит через элементы, входящие в состав 2-й массы. Это дает возможность представить ТДМ такого двигателя в виде двухмассовой модели, где в качестве первой массы выступает обмотка статора (обозначена 1 на рисунке 5.1), а в качестве второй массы – вся остальная часть машины (обозначена 2 на рисунке 5.1). Такая двухмассовая ТДМ изображена на рисунке 2.3. Как было показано в параграфе 2.6, для закрытого АД тепловая проводимость от обмотки статора к окружающему машину воздуху (λ_{10}) близка к нулю ($\lambda_{10} \ll \lambda_{20}$).

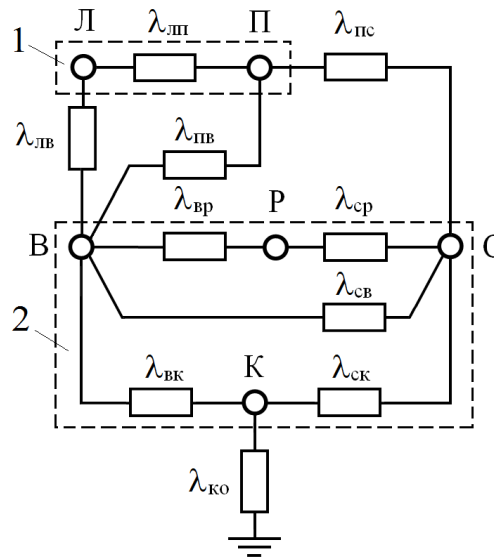


Рисунок 5.1 – Упрощенная 6-массовая термодинамическая модель АД закрытого исполнения

Пренебрегая величиной λ_{10} , запишем уравнения теплового баланса для двух-массовой термодинамической модели АД в следующем виде

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\tau_1}{dt} + \lambda_{12} (\tau_1 - \tau_2) = \Delta P_1; \\ C_2 \frac{d\tau_2}{dt} + \lambda_{12} (\tau_2 - \tau_1) + \lambda_{20} \tau_2 = \Delta P_2. \end{cases} \quad (5.1)$$

В операторной форме можно записать (5.1) как

$$\begin{cases} (C_1 p + \lambda_{12}) \tau_1 - \lambda_{12} \tau_2 = \Delta P_1; \\ (C_2 p + \lambda_{12} + \lambda_{20}) \tau_2 - \lambda_{12} \tau_1 = \Delta P_2. \end{cases} \quad (5.2)$$

Системе (5.2) соответствует структурная схема, показанная на рисунке 5.2.

Обозначим $\tau_1 = \Delta\tau_1 + \tau_2$, тогда из (5.2) запишем

$$\begin{cases} (C_1 p + \lambda_{12}) \Delta\tau_1 + C_1 p \tau_2 = \Delta P_1; \\ (C_2 p + \lambda_{20}) \tau_2 - \lambda_{12} \Delta\tau_1 = \Delta P_2. \end{cases} \quad (5.3)$$

Введем обозначения: $T_{1out} = C_1 / \lambda_{12}$ – постоянная времени теплоотдачи от обмотки статора к остальной части машины, которая является здесь внешней средой по отношению к обмотке статора; $T_{2out} = C_2 / \lambda_{20}$ – постоянная времени теплоотдачи от остальной части машины во внешнюю среду, под которой будем понимать окружающую машину воздух. Тогда можем переписать (5.3) в виде:

$$\begin{cases} (T_{1out} p + 1) \Delta \tau_1 + \frac{C_1}{\lambda_{12}} p \tau_2 = \frac{\Delta P_1}{\lambda_{12}}; \\ (T_{2out} p + 1) \tau_2 - \frac{\lambda_{12}}{\lambda_{20}} \Delta \tau_1 = \frac{\Delta P_2}{\lambda_{20}}. \end{cases} \quad (5.4)$$

Исходя из (5.4) можем записать:

$$\begin{cases} \Delta \tau_1 = (\Delta P_1 - C_1 p \tau_2) \frac{\lambda_{12}^{-1}}{T_{1out} p + 1}; \\ \tau_2 = (\Delta P_2 + \lambda_{12} \Delta \tau_1) \frac{\lambda_{20}^{-1}}{T_{2out} p + 1}. \end{cases} \quad (5.5)$$

Систему уравнений (5.5) можно представить в виде структурной схемы, показанной на рисунке 5.3.

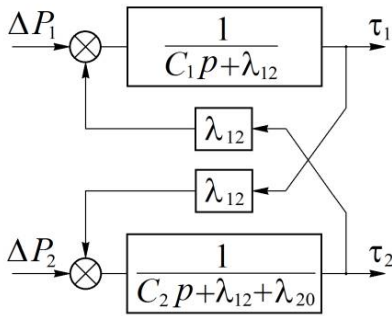


Рисунок 5.2 – Структурная схема двухмассовой термодинамической модели АД

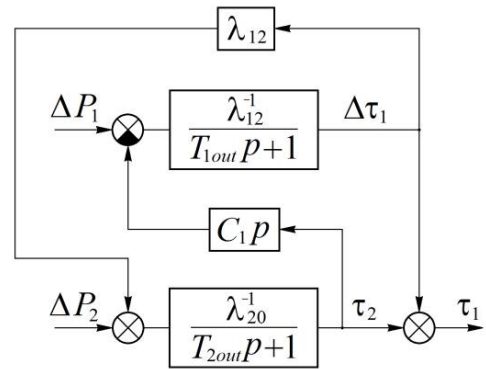


Рисунок 5.3 – Структурная схема двухмассовой ТДМ АД с разделением процессов

5.2.2. Принцип разделения термодинамических процессов

Рассмотрим возможности упрощения термодинамической модели АД применительно к задачам создания такой системы защиты, которая бы требовала, по возможности, минимального объема информации для параметрирования.

Поскольку постоянные времени T_{1out} и T_{2out} отличаются друг от друга в десятки раз, можно использовать принцип разделения термодинамических процессов на быстрые и медленные. Темп быстрых процессов определяется постоянной T_{1out} , а темп медленных – постоянной T_{2out} . Как будет показано далее, такое построение модели позволит обойтись меньшим количеством информации для параметрирования и работы системы контроля теплового состояния.

Величина τ_2 изменяется значительно медленнее, чем τ_1 (а значит, и $\Delta\tau_1$). При этом C_1 много меньше, чем C_2 . Эти соображения позволяют пренебречь связью от τ_2 через $C_1 p$. В этом случае, учитывая, что $T_{1out} \ll T_{2out}$, можно принять, что $\lambda_{12}\Delta\tau_1 \approx \lambda_{12}\Delta\tau_{1уст}$. Поскольку $\lambda_{12}\Delta\tau_{1уст} = \Delta P_1$, то можно представить схему на рисунке 5.3 в таком виде, как это показано на рисунке 5.4, где разделены каналы для быстрых и медленных процессов.

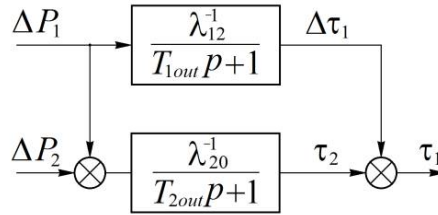


Рисунок 5.4 – Преобразованная структурная схема двухмассовой ТДМ АД с разделением процессов

Возможности определения величины параметров ТДМ, таких как λ_{12} и C_1 , были рассмотрены в параграфе 2.6 и в главе 3. Поскольку для схемы на рисунке 5.4 $\Delta\tau_{1устN} = \tau_{1устN} - \tau_{2устN} = \vartheta_N \tau_{1устN}$, то, принимая $\tau_{1устN} = \tau_{1N}$, можем записать

$$\lambda_{12} = \frac{\Delta P_{1N}}{(1 - \vartheta_N) \tau_{1N}}, \quad (5.6)$$

что хорошо согласуется с выражением (2.63) при учете, что $C_2 \gg C_1$.

При пренебрежении величиной λ_{10} значение λ_{20} можно найти из соотношения

$$\lambda_{20} = \Delta P_{\Sigma N} / \tau_{устN}, \quad (5.7)$$

где $\Delta P_{\Sigma N}$ – суммарная мощность потерь в двигателе при работе в номинальном режиме; $\tau_{устN}$ – среднее превышение температуры двигателя при работе в номинальном режиме:

$$\tau_{устN} = \frac{\tau_{1устN} C_1 + \tau_{2устN} C_2}{C_1 + C_2} = \tau_{1N} [c_1 + \vartheta_N (1 - c_1)], \quad (5.8)$$

где $c_1 = C_1 / C_{\Sigma}$.

Выражение (5.8) позволяет записать (5.7) в виде

$$\lambda_{20} = \frac{\Delta P_{\Sigma N}}{\tau_{1N} [c_1 + \vartheta_N (1 - c_1)]}. \quad (5.9)$$

Суммарную теплоемкость машины C_Σ можно определить приближенно, используя информацию о ее массе. Соотношения (5.6) и (5.9) дают возможность записать выражения для постоянных времени:

$$T_{1out} = C_1(1 - \vartheta_N) \tau_{1N} / \Delta P_{1N}, \quad (5.10)$$

$$T_{2out} = C_\Sigma(1 - c_1) \tau_{1N} [c_1 + \vartheta_N(1 - c_1)] / \Delta P_{\Sigma N}. \quad (5.11)$$

Постоянную T_{2out} также можно представить как

$$T_{2out} = T \frac{C_2}{C_1 + C_2} = T(1 - c_1), \quad (5.12)$$

где T – постоянная времени для одномассовой ТДМ; $C_\Sigma = C_1 + C_2$.

Из соотношения (5.12) видно, что, поскольку c_1 мала, T_{2out} весьма близка к T . На рисунке 5.5, для примера, показаны значения T_{1out} и T_{2out} для двигателей серии 4А закрытого исполнения.

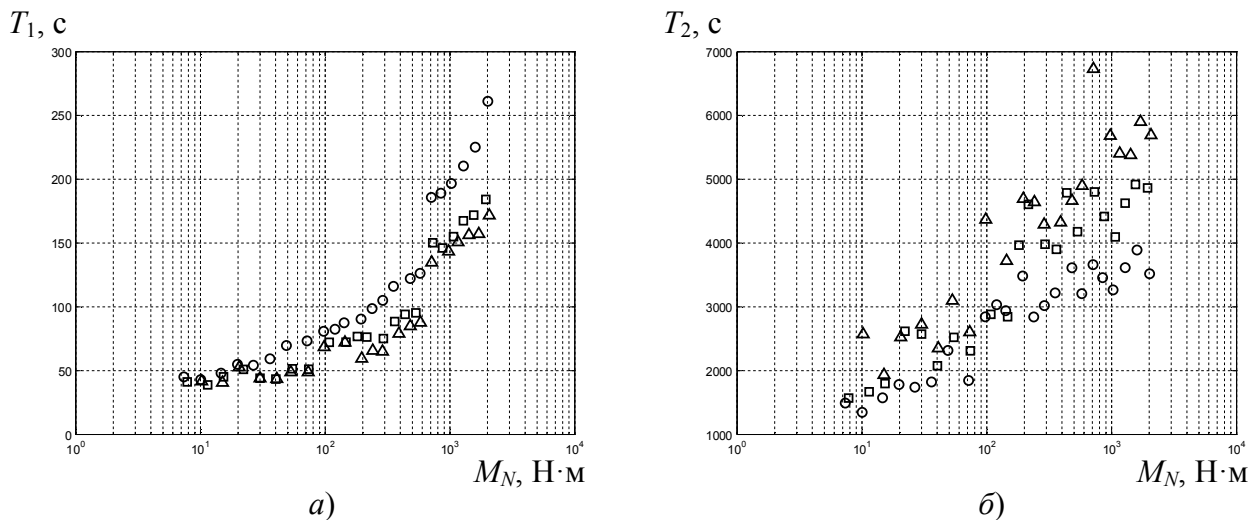


Рисунок 5.5 – Зависимости постоянных времени T_{1out} (а) и T_{2out} (б) от номинального момента для закрытых АД серии 4А (\circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$)

Отметим, что возможно также и экспериментальное определение постоянной T_{1out} при питании двух фаз от преобразователя постоянным током в режиме «тестирования» перед работой.

5.2.3. Учет влияния скорости на охлаждение машины

а) Учет влияния скорости на λ_{12} и T_{1out} . Тепловая проводимость λ_{12} складывается из двух частей $\lambda_{лв}$ и $\lambda_{пс}$. (см. рис. 5.1). Составляющая $\lambda_{пс}$ не зависит от скорости

двигателя, так как определяется теплопередачей от пазовой части обмотки к стали статора. Тепловая проводимость $\lambda_{\text{лв}}$ от лобовых частей обмотки статора к внутреннему воздуху зависит от скорости, так как определяется обдувом лобовых частей обмотки внутренним воздухом, и эта зависимость может быть представлена в следующем виде [106]

$$\lambda_{\text{лв}} = \lambda_{\text{лв0}} + (\lambda_{\text{лвN}} - \lambda_{\text{лв0}}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}, \quad (5.13)$$

где $\lambda_{\text{лв0}}$ и $\lambda_{\text{лвN}}$ – тепловые проводимости от лобовых частей к внутреннему воздуху при нулевой и номинальной скоростях; ω_N – номинальная скорость двигателя.

С учетом (5.13) можем записать λ_{12} как

$$\lambda_{12} = \lambda_{12N} [a_{12} + b_{12} (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}], \quad (5.14)$$

где λ_{12N} – тепловая проводимость при номинальной скорости; $a_{12} = (\lambda_{\text{пс}} + \lambda_{\text{лв0}}) / \lambda_{12N}$; $b_{12} = (\lambda_{\text{лвN}} - \lambda_{\text{лв0}}) / \lambda_{12N}$.

Поскольку $a_{12} + b_{12} = 1$, (5.14) может быть переписано в виде

$$\lambda_{12} = \lambda_{12N} [a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}]. \quad (5.15)$$

При учете введенных обозначений выражение для постоянной времени T_{1out} может быть представлено в виде

$$T_{1out} = \frac{T_{1outN}}{a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega / \omega_N)^{\alpha_{12}}}, \quad (5.16)$$

где $T_{1outN} = C_1 / \lambda_{12N}$ – постоянная времени при номинальной скорости.

На рисунке 5.6 показаны значения коэффициента a_{12} , рассчитанные для двигателей серии 4А закрытого исполнения. Здесь видно, что не прослеживается четкой зависимости a_{12} от размеров машины, однако видна зависимость от числа пар полюсов. Это связано с тем, что для более скоростных машин доля переменной (зависящей от скорости) составляющей теплоотдачи от лобовых частей к внутреннему воздуху имеет большую величину. На рисунке 5.6 можно увидеть, что для машин с $\omega_0 = 3000$ об/мин величина a_{12} , в среднем, близка к 0,6; для $\omega_0 = 1500$ об/мин – около 0,65; для $\omega_0 = 1000$ об/мин – около 0,7; для $\omega_0 < 1000$ об/мин – 0,7...0,85.

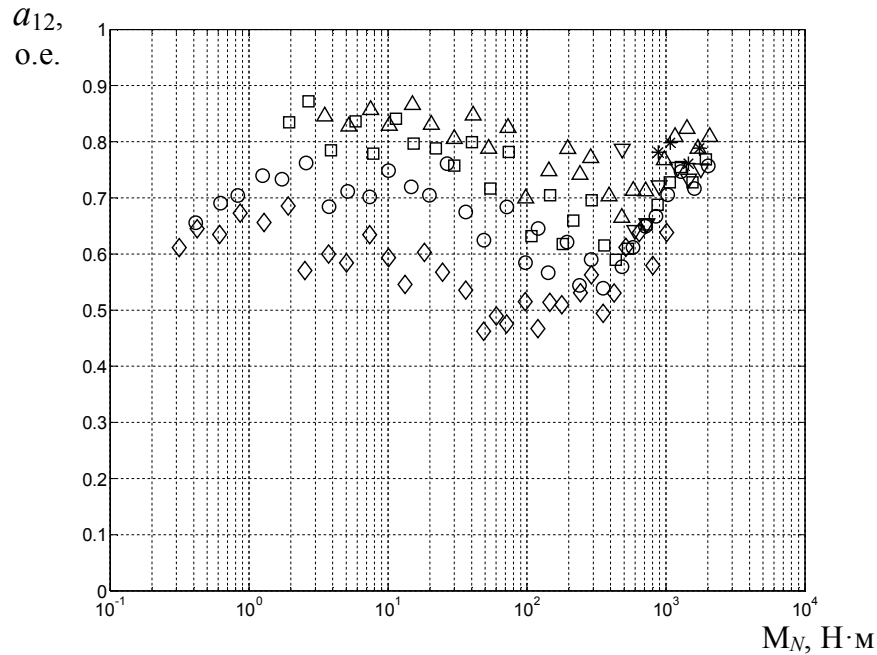


Рисунок 5.6 – Зависимости a_{12} от номинального момента для двигателей 4А (обозначено: \diamond – $2p=2$; \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – $2p=8$; ∇ – $2p=10$; $*$ – $2p=12$)

Степенной коэффициент $\alpha_{12} < 1$. Например, в [106] используется значение 0,8. В [107] предлагаются меньшие значения, причем зависящие от размеров и конструктивных особенностей машины. При проектировании тепловой защиты, осуществляемой преобразователем, заранее не известно с каким двигателем придется работать этому преобразователю. Поэтому необходим способ учета влияния скорости на λ_{12} и T_{1out} , который был бы достаточно универсальным. С этой целью примем линейный закон зависимости относительной тепловой проводимости λ_{12} от скорости. На рисунке 5.7 показаны зависимости $\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ от скорости для $\alpha_{12}=1$ и $\alpha_{12}<1$.

На рисунке 5.7 видно, что линейная аппроксимация несколько «недооценивает» величину λ_{12} в области $\omega < \omega_N$. Учитывая, что $a_{12} > 0,5$, погрешность $\delta\lambda_{12}^* = \delta\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ будет невелика. При работе системы тепловой защиты это обстоятельство будет обеспечивать некоторый «запас» в оценке нагрева в области $\omega < \omega_N$.

Погрешность $\delta\lambda_{12}^*$ составляет

$$\delta\lambda_{12}^* = (1 - a_{12}) (\omega/\omega_N) [(\omega/\omega_N)^{\alpha_{12}-1} - 1]. \quad (5.17)$$

Из условия $\partial(\delta\lambda_{12}^*)/\partial\omega = 0$ получим

$$(\delta\lambda_{12}^*)_{max} = (1-a_{12})(1-\alpha_{12})\alpha_{12}^{\frac{\alpha_{12}}{1-\alpha_{12}}}. \quad (5.18)$$

На рисунке 5.8 показана зависимость $\delta\lambda_{12}^*$ от относительной скорости и α_{12} при $a_{12}=0,5$. Учитывая, что, как правило, $a_{12}>0,5$ и $\alpha_{12}>0,5$, можно считать погрешность линейной аппроксимации зависимости λ_{12}^* от скорости незначительной.

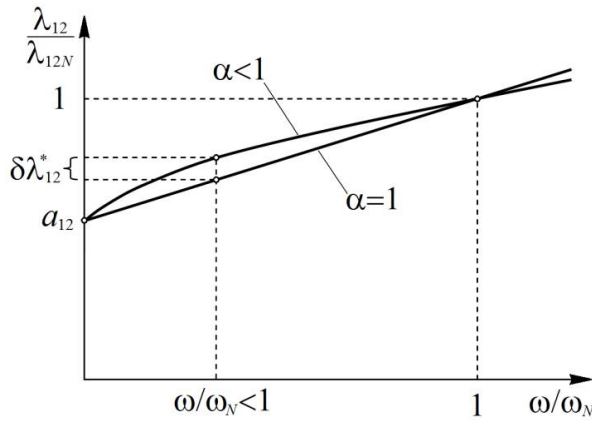


Рисунок 5.7 – Зависимости $\lambda_{12}/\lambda_{12N}$ от скорости для $\alpha_{12}=1$ и $\alpha_{12}<1$

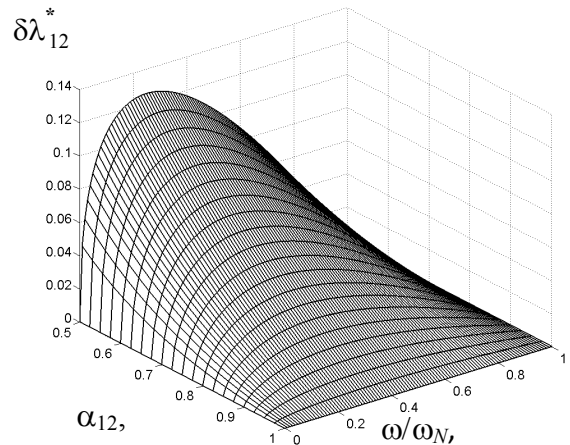


Рисунок 5.8 – Зависимость погрешности $\delta\lambda_{12}^*$ от относительной скорости и α_{12} при $a_{12}=0,5$

б) *Учет влияния скорости на λ_{20} и T_{2out} .* Тепловая проводимость λ_{20} также складывается из двух частей – постоянной и переменной, зависящей от скорости. Для двигателей с принудительной и естественной вентиляцией можно принять переменную составляющую равной нулю. Для двигателей с самовентиляцией переменная составляющая оказывает существенное влияние на λ_{20} и T_{2out} при изменении скорости. Учет влияния скорости на тепловую проводимость λ_{20} осложняет то обстоятельство, что теплоотдача от различных элементов корпуса машины в окружающую среду зависит от скорости в разной степени. Так, число Рейнольдса, пропорциональное скорости, входит в формулу для числа Нуссельта, определяющего коэффициент теплоотдачи с поверхности в степени, равной 0,50...0,685 для воздуха, входящего в межреберные каналы (разные значения соответствуют разным габаритам АД и различной «густоте» оребрения оболочки машины) [107]. Для подшипниковых щитов предлагаются зависимости со степенью от 0,6 до 0,9 [106, 107], причем

степень различается для щитов со стороны вентилятора и со стороны приводимого механизма.

По тем же соображениям, которые были изложены выше, при рассмотрении связи λ_{12} со скоростью, используем линейную аппроксимацию и для связи λ_{20} со скоростью. Для записи зависимости λ_{20} от скорости используем известное из литературы выражение для коэффициента ухудшения условий охлаждения [223]

$$\beta = \beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N), \quad (5.19)$$

с учетом которого запишем выражение для λ_{20} получим в виде

$$\lambda_{20} = \lambda_{20N} [\beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N)], \quad (5.20)$$

где λ_{20N} – тепловая проводимость при номинальной скорости ; β_0 – относительная величина тепловой проводимости при нулевой скорости (коэффициент ухудшения охлаждения двигателя).

С учетом (5.20) можем записать выражение для постоянной времени T_{2out} как

$$T_{2out} = \frac{T_{2outN}}{\beta_0 + (1 - \beta_0)(\omega / \omega_N)}, \quad (5.21)$$

где $T_{2outN} = C_2 / \lambda_{20N}$ – постоянная времени при номинальной скорости.

В [223, 287] приводятся следующие обобщенные данные по величине β_0 (таблица 5.2):

Таблица 5.2 – Значения коэффициента ухудшения охлаждения двигателя по [223, 287]

Исполнение двигателя	β_0
Закрытый с независимой вентиляцией	1,0
Закрытый без принудительного охлаждения	0,95 – 0,98
Закрытый самовентилируемый	0,45 – 0,55
Защищенный самовентилируемый	0,25 – 0,35

В таблице 5.3 приведены значения коэффициента ухудшения охлаждения при неподвижном роторе для общепромышленных электродвигателей основного исполнения производства ОАО «ВЭМЗ», ОАО «НИПТИЭМ» [288]. Близкие по величине значения β_0 с дифференциацией по габаритам приводятся в [192].

Таблица 5.3 – Значения коэффициента ухудшения охлаждения по [288]

Тип	β_0	Тип	β_0	Тип	β_0	Тип	β_0
80MA2	0,55	80MA4	0,60	80MA6	0,55	80MA8	0,60
80MB2	0,55	80MB4	0,60	80MB6	0,55	80MB8	0,60
112M2	0,35	112M4	0,40	112MA6	0,50	112MA8	0,50
132M2	0,35	132S4	0,35	112MB6	0,50	112MB8	0,50
160S2	0,30	132M4	0,35	132S6	0,40	132S8	0,40
160M2	0,30	160S4	0,35	132M6	0,40	132M8	0,40
180S2	0,30	160M4	0,35	160S6	0,35	160S8	0,35
180M2	0,30	180S4	0,35	160M6	0,35	160M8	0,35
200M2	0,30	180M4	0,35	180M6	0,35	180M8	0,35
200L2	0,30	200M4	0,30	200M6	0,30	200M8	0,30
225M2	0,30	200L4	0,30	200L6	0,30	200L8	0,30
250S2	0,30	225M4	0,30	225M6	0,30	225M8	0,30
250M2	0,30	250S4	0,30	250S6	0,30	250S8	0,30
280S2	0,30	250M4	0,30	250M6	0,30	250M8	0,30
280M2	0,30	280S4e	0,30	280S6e	0,30	280S8e	0,30
315S2	0,30	280M4e	0,30	280M6e	0,30	280M8e	0,30
315MA2	0,30	315S4e	0,30	315S6e	0,30	315S8e	0,30
315MB2	0,30	315M4e	0,30	315MA6e	0,30	315MA8e	0,30
				315MB6e	0,30	315MB8e	0,30

5.2.4. Сравнение исходной и модифицированной моделей средствами численного моделирования

а) Описание двухмассовой ТДМ с разделением процессов в относительных единицах. При анализе динамических свойств термодинамической модели, с целью придания большей общности результатам анализа, представляется целесообразным перейти к относительным единицам. Используем систему базисных величин в варианте А. За базисную скорость примем номинальную скорость двигателя.

С учетом введенных базисных величин, зависимости от скорости тепловых проводимостей и постоянных времени двухмассовой модели в относительных единицах, в соответствии с (5.15), (5.16), (5.20) и (5.21), будет определяться выражениями

$$\lambda_{12}^* = a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega^*)^{\alpha_{12}}, \quad (5.22)$$

$$\lambda_{20}^* = \beta_0 + (1 - \beta_0) \omega^*, \quad (5.23)$$

$$T_{1out} = \frac{T_{1outN}}{a_{12} + (1 - a_{12}) (\omega^*)^{\alpha_{12}}}, \quad (5.24)$$

$$T_{2out} = \frac{T_{2outN}}{\beta_0 + (1-\beta_0)\omega^*}. \quad (5.25)$$

Запишем уравнения для структурной схемы двухмассовой ТДМ АД с разделением процессов, показанной на рисунке 5.4 в операторной форме:

$$\begin{cases} \Delta\tau_1 = \frac{\Delta P_1}{\lambda_{12}} \cdot \frac{1}{T_{1out} p + 1}; \\ \tau_2 = \frac{\Delta P_1 + \Delta P_2}{\lambda_{20}} \cdot \frac{1}{T_{2out} p + 1}. \end{cases} \quad (5.26)$$

Систему уравнений (5.26) можно представить в следующем виде

$$\begin{cases} \Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{1outN} p} \left\{ \frac{\Delta P_1}{\lambda_{12N}} - \Delta\tau_1 \left[a_{12} + (1-a_{12}) \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{\alpha_{12}} \right] \right\}; \\ \tau_2 = \frac{1}{T_{2outN} p} \left\{ \frac{\Delta P_1 + \Delta P_2}{\lambda_{20N}} - \tau_2 \left[\beta_0 + (1-\beta_0) \frac{\omega}{\omega_N} \right] \right\}. \end{cases} \quad (5.27)$$

Или, с учетом соотношений (5.22)–(5.25), в относительных единицах:

$$\begin{cases} \Delta\tau_1^* = \frac{1}{T_{1outN}^* p} \left\{ \frac{\Delta P_1^*}{\lambda_{12N}^*} - \Delta\tau_1^* \left[a_{12} + (1-a_{12}) (\omega^*)^{\alpha_{12}} \right] \right\}; \\ \tau_2^* = \frac{1}{T_{2outN}^* p} \left\{ \Delta P_1^* + \Delta P_2^* - \tau_2^* \left[\beta_0 + (1-\beta_0) \omega^* \right] \right\}. \end{cases} \quad (5.28)$$

Структурная схема, соответствующая уравнениям (5.27) показана на рисунке 5.9, где обозначено: $F_1 = a_{12} + (1-a_{12}) (\omega/\omega_N)^{\alpha_{12}}$ и $F_2 = \beta_0 + (1-\beta_0) (\omega/\omega_N)$.

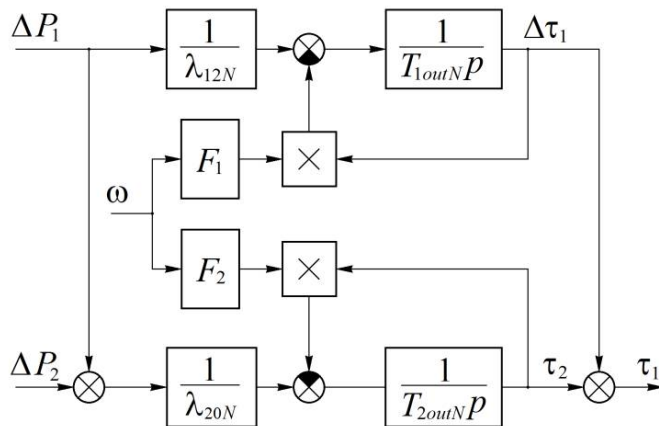


Рисунок 5.9 – Преобразованная структурная схема двухмассовой ТДМ АД закрытого исполнения с разделением процессов с учетом влияния скорости

б) Анализ ошибки при переходе к модели с разделением процессов. Проведем анализ динамических показателей ТДМ с разделением каналов для выяснения погрешности, которую дает переход к ней от исходной двухмассовой модели. На рисунках 5.10 и 5.11 приведены зависимости ошибки расчета превышения температуры обмотки статора $\delta\tau_1$ при переходе к ТДМ с разделением каналов. Графики построены для $\lambda_{20}^*=1,0$; $\lambda_{12}^*=2,0$; $T_{1out}^*=0,025$; $T_{2out}^*=0,975$.

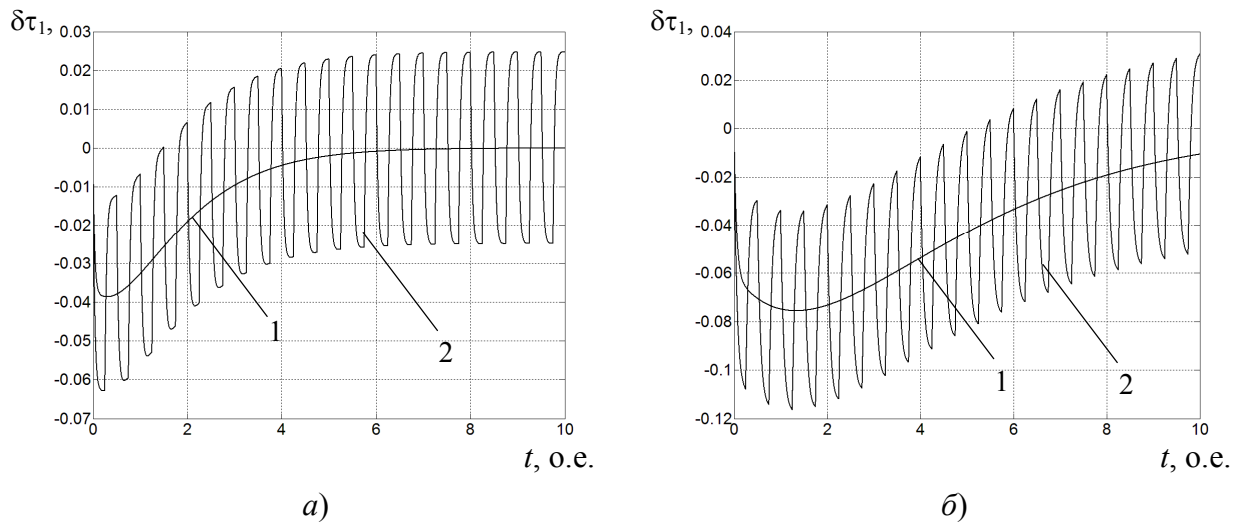


Рисунок 5.10 – Зависимость ошибки от времени при переходе к ТДМ с разделением каналов (а – при $\omega = \omega_N$, б – при $\omega = 0$). Здесь: 1 – при $\Delta P_1^* = 0,5$ и $\Delta P_2^* = 0,5$; 2 – прямоугольные импульсы $\Delta P_1^* = 1,0$ с шириной 50% и периодом 0,5 о.е. при $\Delta P_2^* = 0,5$

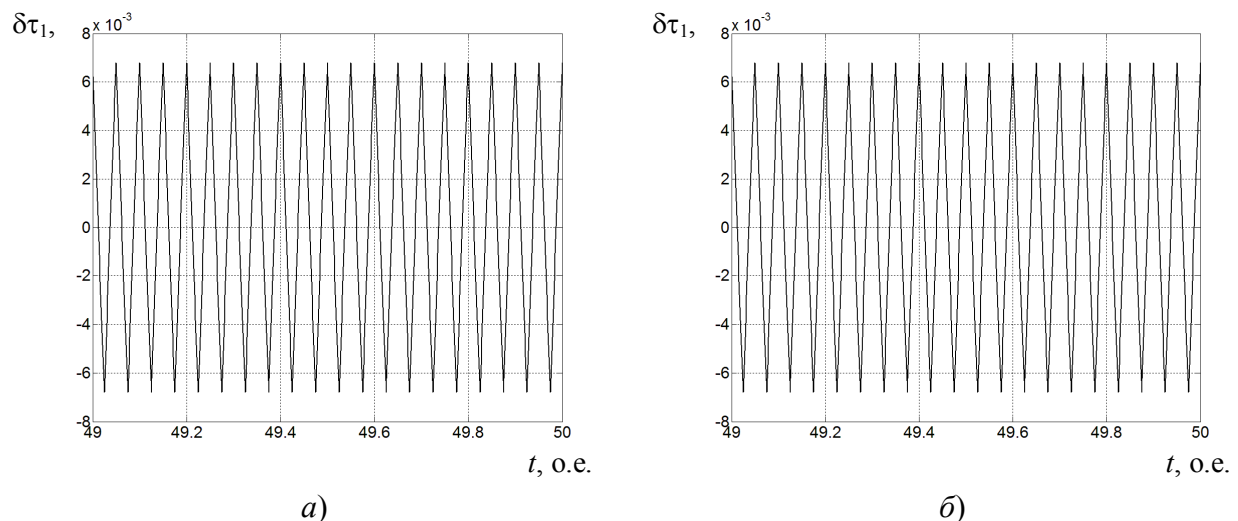


Рисунок 5.11 – Зависимость ошибки от времени при переходе к ТДМ с разделением каналов. Здесь: прямоугольные импульсы $\Delta P_1^* = 1,0$ с шириной 50% и периодом 0,05 о.е. при $\Delta P_2^* = 0,5$

На рисунке 5.11 графики для $\omega=\omega_N$ и $\omega=0$ практически идентичны, так как влияние теплоотдачи (а, следовательно, и ее изменения при изменении скорости) на таких интервалах времени весьма слабое. Как видим на рисунках 5.10 и 5.11, погрешность, вызванная переходом к ТДМ с разделением каналов, весьма мала. Например, при периодах изменения нагрузки 0,05 о.е. (что для АД малой и средней мощности составляет порядка нескольких десятков секунд) она имеет величину менее 1%.

Выполним также оценку динамических свойств полученной модели по сравнению с исходной с использованием логарифмических амплитудно-частотных характеристик (ЛАЧХ). Частотные характеристики по каналу «нагрузка- τ_1 » приведены на рисунке 5.12. Здесь показаны ЛАЧХ для ТДМ с разделением каналов (1) и исходной двухмассовой ТДМ (2), построенные для $\lambda_{20}^*=1,0$; $\lambda_{12}^*=2,0$; $T_{1out}^*=0,025$; $T_{2out}^*=0,975$; $\omega=\omega_N$.

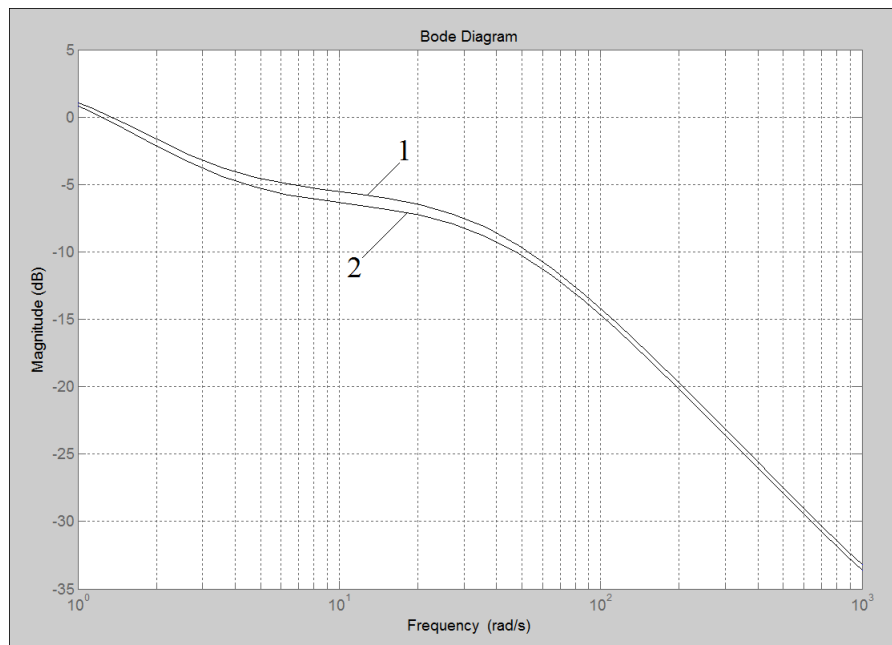


Рисунок 5.12 – ЛАЧХ двухмассовой ТДМ по каналу от ΔP_1 до τ_1

Градуировка горизонтальной оси (частота воздействия) на рисунке 5.12 выполнена в относительных единицах при базисном времени, равном C_Σ/λ_{20N} . Здесь видно, что в области $10/t_6$ коэффициент усиления для сравниваемых моделей разли-

чается менее, чем на 10%, а в области частот, превышающих $100/t_6$ – менее, чем на 5%.

Проведенный анализ показывает возможность использования ТДМ с разделением процессов при построении систем тепловой защиты для АД закрытого исполнения.

5.2.5. Особенности ТДМ для построения тепловой защиты АД защищенного исполнения

С точки зрения структуры, двухмассовая ТДМ для АД двигателя защищенного исполнения отличается от закрытого наличием теплоотдачи λ_{10} от обмотки статора. Из особенностей нагрева АД защищенного исполнения следует отметить следующие:

- В установившемся номинальном режиме уровень нагрева ротора и стали статора весьма близки, поэтому в литературе, при изображении тепловых схем для такого двигателя предлагается даже делать разрыв между этими элементами [107];

- Как было показано в параграфе 2.6, параметры узла, включающего станину и корпус, практически не влияют на термодинамические процессы в остальных элементах модели, поэтому при определении параметров двухмассовой термодинамической модели АД защищенного исполнения можно относить ко второму узлу этой модели только сталь статора и весь ротор;

Как видно на рисунке 2.18, для АД защищенного исполнения величина ϑ_N в широком диапазоне габаритов близка к единице. При $\vartheta_N = 1$ из системы (2.30), записав ее для номинального установившегося режима, получаем

$$\lambda_{10N} = \Delta P_{1N} / \tau_{1N}; \quad (5.29)$$

$$\lambda_{20N} = \Delta P_{2N} / \tau_{2N} \approx \Delta P_{2N} / \tau_{1N}. \quad (5.30)$$

При $\vartheta_N = 1$ невозможно определить λ_{12} из системы уравнений (2.30). Для защищенных двигателей величина λ_{12} определяется практически только теплопроводностью между обмоткой статора и сталью статора через слой изоляции ($\lambda_{пс}$).

Таким образом, для защищенного двигателя $T_{1out} = C_1 / (\lambda_{10} + \lambda_{pc})$ – постоянная времени теплоотдачи от обмотки статора к окружающей ее среде; $T_{2out} = C_2 / \lambda_{20}$ – постоянная времени теплоотдачи от ротора и стали статора во внешнюю среду, под которой будем понимать окружающий машину воздух.

На рисунке 5.13 показана, для примера, зависимость λ_{pc} от номинального момента защищенных двигателей 4АН (непрерывная линия – усредненная зависимость, пунктирные линии – верхняя для $\lambda_{pc} + \sigma_{\lambda}$, нижняя для $\lambda_{pc} - \sigma_{\lambda}$).

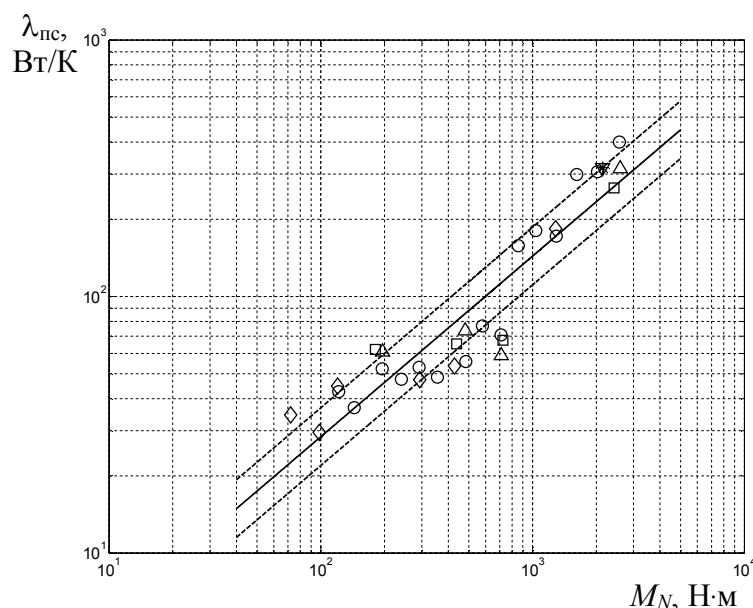


Рисунок 5.13 – Зависимость λ_{pc} от номинального момента защищенных двигателей 4АН (обозначено: \diamond – 2p=2; \circ – 2p=4; \square – 2p=6; Δ – 8; ∇ – 10; $*$ – 12)

Аппроксимация для приближенного определения λ_{pc} для защищенных АД выглядит следующим образом:

$$\lambda_{pc} = 1,1 M_N^{0,704} \quad (5.31)$$

Достоверной зависимости от числа пар полюсов не прослеживается. Средняя квадратичная величина относительной погрешности $\sigma_{\lambda_{pc}} = 0,296$.

Величины T_{1out} и T_{2out} для двигателей серии 4А защищенного исполнения от номинального момента и числа пар полюсов показаны на рисунке 5.14. Оценить величину T_{2out} для защищенного двигателя сложнее, чем для закрытого, где теплоемкость C_2 можно приближенно определить через массу двигателя. У защищенного двигателя определенная доля массы приходится на корпус. На рисунке 5.15 показана

зависимость доли суммарной массы ротора (m_p) и стали статора ($m_{ст}$) от всей массы машины (m_Σ) АД защищенного исполнения в функции номинального момента для разного числа пар полюсов. Здесь виден существенный разброс величины этой доли (порядка 20...25% в обе стороны от среднего значения), что привносит еще большую потенциальную ошибку в расчет T_{2out} для АД защищенного исполнения.

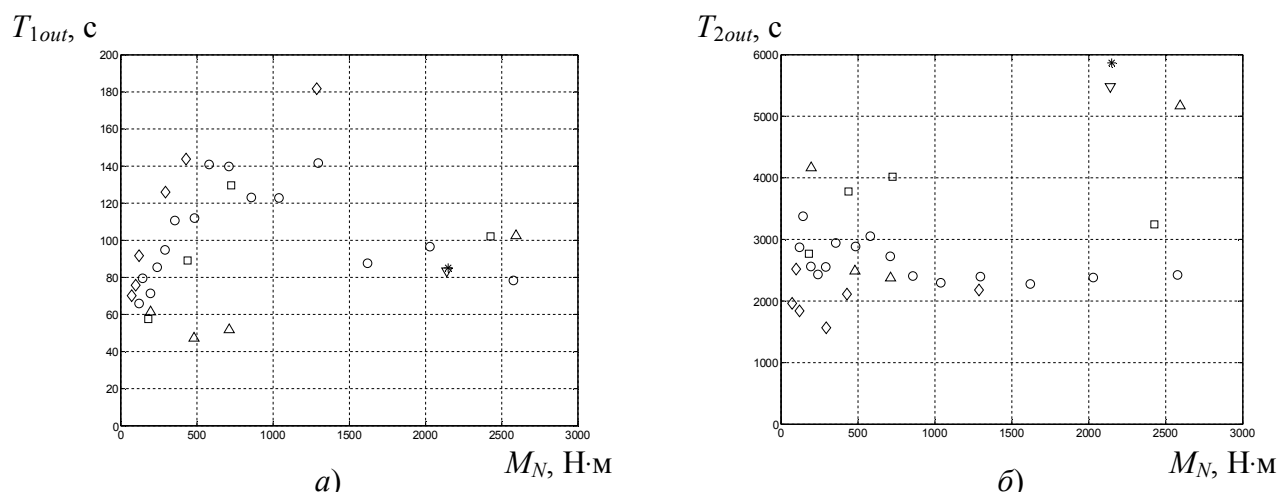


Рисунок 5.14 – Зависимость постоянных времени T_{1out} (а) T_{2out} (б) от номинального момента и числа пар полюсов для АД защищенного исполнения (обозначено: \diamond – $2p=2$; \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – 8; ∇ – 10; * – 12)

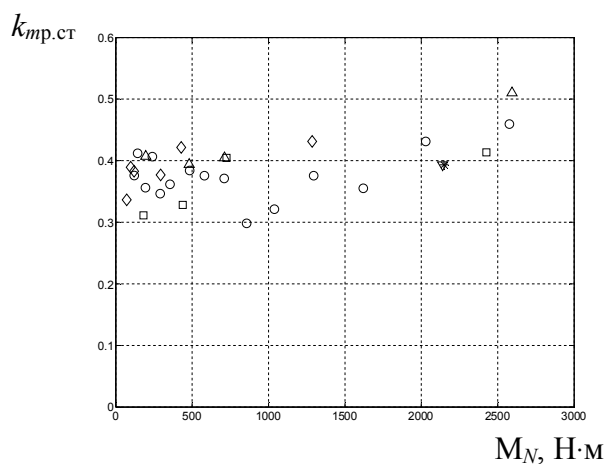


Рисунок 5.15 – Зависимость $k_{mp,ст}=(m_p+m_{ст})/m_\Sigma$ от номинального момента и числа пар полюсов для АД защищенного исполнения (обозначено: \diamond – $2p=2$; \circ – $2p=4$; \square – $2p=6$; Δ – 8; ∇ – 10; * – 12)

Таким образом, проведенный анализ показывает, что из-за весьма приближенного определения теплоемкостей, а также и теплопроводностей λ_{1out} и λ_{2out} , сложно определить значения постоянных T_{1out} и T_{2out} для двигателя защищенного исполнения со сколько-нибудь приемлемой точностью без знания достаточно подробной инфор-

мации о внутренних параметрах машины. Поэтому для двигателей защищенного исполнения могут быть сформулированы следующие выводы:

1. Использование упрощенной ТДМ, параметры которой определяются при использовании минимума информации, для АД защищенного исполнения проблематично из-за сложности обеспечения достоверности параметрирования.

2. Для АД защищенного исполнения возможно использование одного из четырех вариантов при построении систем для оценки теплового состояния:

- а) непосредственное измерение температуры обмоток термодатчиками;
- б) вычисление температуры обмотки на основе оценки ее сопротивления;
- в) использование подробной ТДМ при наличии всей необходимой информации о двигателе;
- г) использование простейшего варианта тепловой защиты, основанного на контроле эквивалентного тока статора (получаемого через усредненную величину интеграла от квадрата тока статора) по отношению к номинальному.

5.3. Принципы построения и алгоритмы функционирования тепловой защиты на основе ТДМ АД

5.3.1. Вариант прямого моделирования с использованием полной ТДМ АД с непосредственным вычислением температуры обмотки

В этом варианте используется исходная ТДМ (см. рисунок 5.2) или более подробная модель. Работа системы защиты основана на решении системы уравнений этой модели.

Преимущества:

1. Этот вариант обеспечивает (при корректном определении начальных условий и правильном параметрировании модели) непосредственный расчет температуры обмотки. В том числе и при существенных изменениях скорости вращения.

2. Непосредственный расчет температуры позволяет использовать для оценки теплового состояния двигателя подход, базирующийся на вычислении расхода термического ресурса изоляции обмотки при работе машины.

Недостатки:

1. При функционировании такой системы имеется сложность, связанная с определением начальных условий для продолжения расчета после перерыва в работе. Температуру самой обмотки можно экспериментально определить перед началом работы путем измерения сопротивления постоянным током в режиме «тестирования». Начальные значения температуры других элементов определить не так просто без существенного усложнения системы. Даже в простейшей двухмассовой ТДМ, определение начального значения температуры 2-й массы можно выполнить лишь расчетным путем, для чего необходимо знать продолжительность паузы.

2. Относительная сложность параметрирования в случае использования подробной ТДМ – необходимо располагать весьма большим объемом информации о машине, который бы позволил определить параметры модели и рассчитывать в ходе работы мощности потерь.

Возможная организация работы такой системы. В этом варианте системы защиты имеется возможность вычисления непосредственно величины τ_1 с последующим усреднением ее за некоторое время (например, за 10 мин) по принципу скользящего окна. Если средняя величина τ_1 за это время больше величины $\tau_{1\text{доп}} = \tau_{1N}$ по ГОСТ ИЕС 60034-1-2014 [110] для данного класса изоляции), это говорит о том, что защита должна сработать.

Кроме этого, можно контролировать и максимум τ_1 . Если величина $\tau_1 + \theta_0$ (где θ_0 – температура окружающей среды) превысила кратковременно допустимый уровень $\theta_{\text{кр.доп}}$, должно происходить отключение двигателя.

В качестве основы для определения предельно допустимой температуры можно принять температуру срабатывания встроенной температурной защиты [128]. Значения предельно допустимой температуры устанавливаются ГОСТ 27888-88 «Машины электрические вращающиеся. Встроенная температурная защита. Правила защиты» (МЭК 34-11). Они зависят от категории защиты и класса нагревостойкости изоляции (см. таблицу 5.4).

Таблица 5.4 – Максимальная температура после отключения, °С

Класс нагревостойкости изоляции	A	E	B	F	H
Категория 1	180	195	200	225	250
Категория 2	200	215	225	250	275

Максимальная температура обмотки после срабатывания защиты также устанавливается ГОСТ 51689-2000 «Машины электрические вращающиеся. Двигатели асинхронные мощностью от 0,12 до 400 кВт включительно. Общие технические требования».

Использование системы температурной защиты на основе подробной термодинамической модели в большей степени подходит для комплектного электропривода, где преобразователь работает с одним, заранее определенным, двигателем. Это исключает ситуацию, когда на эксплуатанта электропривода возлагается проблема поиска достаточно обширной информации о двигателе для настройки системы тепловой защиты.

5.3.2. Варианты использования ТДМ с разделением процессов

В этих вариантах используется модель, показанная на рисунке 5.4.

Преимущество: Этот вариант позволяет обойтись меньшим объемом данных как при параметрировании модели, так и в ходе эксплуатации (требуется информация только о токе статора и скорости).

Недостаток: При использовании лишь быстрого канала этой модели, в ходе длительной работы с пониженной скоростью, из-за ухудшения теплоотдачи во внешнюю среду, даже при эквивалентном токе меньшем номинального, может происходить рост средней температуры двигателя (а значит, и температуры 2-й массы модели) выше уровня, характерного для работы в номинальном режиме, что не будет учитываться такой системой защиты. Преодоление этого недостатка может быть осуществлено приближенно за счет суммирования с $\Delta\tau_1$ величины $\Delta\tau_2$, которая вычисляется с учетом изменения теплоотдачи от второй массы при изменении скорости двигателя.

Рассмотрим возможную организацию работы системы на основе ТДМ с разделением каналов.

а) *Вариант системы с использованием только быстрого канала термодинамической модели.* При простейшем варианте организации работы системы можно рассматривать только изменение $\Delta\tau_1$, то есть использовать только канал быстрого процесса. После отключения двигателя вычисление $\Delta\tau_1$ начинается с нуля. Это дает возможность использовать усреднение величины $\Delta\tau_1$ за некоторый промежуток времени – ширину скользящего окна t_w (например, 10 мин, как границу длительности цикла повторно-кратковременного режима по ГОСТ). Если средняя величина $\Delta\tau_1$ за время t_w больше величины $\tau_{1N} - \tau_{2N} = (1 - \vartheta_N)\tau_{1N}$, это говорит о том, что защита должна сработать.

Система тепловой защиты, построенная на использовании только быстрого канала ТДМ подходит для приводов, работающих при скорости, близкой к номинальной, а также для приводов с двигателями, имеющими принудительную вентиляцию. Однако, здесь следует отметить, что у двигателей с принудительной вентиляцией от скорости не зависит только теплоотдача во внешнюю среду, а тепловая проводимость между обмоткой статора и остальной частью машины изменяется при изменении скорости. Проведем учет этой зависимости при построении тепловой защиты.

Поскольку $\tau_1 = \Delta\tau_1 + \Delta\tau_2$, воспользовавшись системой уравнений (5.26), запишем

$$\tau_{1\text{уст}} \approx \Delta P_1 / \lambda_{12} + \Delta P_\Sigma / \lambda_{20}. \quad (5.32)$$

Отсюда, учитывая, что $\Delta\tau_{1\text{уст}} = \tau_{1\text{уст}} - \tau_{2\text{уст}} = \Delta P_1 / \lambda_{12}$, получим

$$\frac{\Delta\tau_{1\text{уст}}}{\Delta\tau_{1\text{уст}N}} = \frac{\Delta P_1}{\Delta P_{1N}} \cdot \frac{\lambda_{12}}{\lambda_{12}} = \frac{\Delta P_1}{\Delta P_{1N}} \cdot \frac{1}{F_1(\omega)}. \quad (5.33)$$

Если требуется соблюдение равенства $\Delta\tau_{1\text{уст}} = \Delta\tau_{1\text{уст}N}$ при любой скорости, необходимо, чтобы выполнялось условие

$$\Delta P_1 = \Delta P_{1N} F_1(\omega), \quad (5.34)$$

откуда следует зависимость допустимого по нагреву тока статора от скорости

$$I_{s,\text{доп}} = I_{sN} \sqrt{F_1(\omega)}. \quad (5.35)$$

Оценим погрешность в определении $\tau_{1\text{уст}}$ из-за не учета зависимости тепловой проводимости λ_{12} от скорости в двигателях с принудительной и естественной вентиляцией. Выполним эту оценку для случая работы с номинальной нагрузкой.

Воспользовавшись (5.32), и, учитывая, что $\tau_{2N} = \vartheta_N \tau_{1N}$, получим для произвольной скорости

$$\tau_{1\text{уст}} = \tau_{1N} \left[\frac{1 - \vartheta_N}{F_1(\omega)} + \vartheta_N \right], \quad (5.36)$$

тогда относительная погрешность определения превышения температуры обмотки статора при скорости, не равной номинальной

$$\frac{\delta\tau_{1\text{уст}}}{\tau_{1N}} = \left[\frac{1}{F_1(\omega)} - 1 \right] (1 - \vartheta_N). \quad (5.37)$$

Учитывая, что ϑ_N составляет 0,75...0,85, в соответствии с формулой (5.37) при скорости менее 50% от номинальной погрешность расчета $\tau_{1\text{уст}}$ может составить порядка 10% и более. Это свидетельствует о том, что зависимость λ_{12} от скорости при определении допустимого по нагреву тока статора имеет смысл учитывать и для двигателей с принудительной и естественной вентиляцией.

При использовании варианта тепловой защиты, построенной с использованием только быстрого канала термодинамической модели выполнять контроль теплового состояния двигателя можно лишь по току статора. Для этого используем принцип скользящего окна. Усредняем квадрат тока статора в пределах ширины окна t_w (например, за время 10 мин, которое является границей длительности повторно-кратковременного режима по ГОСТ), получая значение $\bar{I}_{s(tw)}^2$, и сравниваем его с усредненной за это же время величиной квадрата допустимого тока $\bar{I}_{s.\text{доп}(tw)}^2$. Условием срабатывания защиты является выполнение условия $\bar{I}_{s(tw)}^2 > \bar{I}_{s.\text{доп}(tw)}^2$.

Этот вариант системы защиты является одной из реализаций тепловой защиты на основе интегрирования квадрата тока статора, отличающийся от традиционных вариантов возможностью учета изменения теплоотдачи от обмотки статора при изменении скорости двигателя, которое имеет место не только в двигателях с самовен-

тиляцией, но и в закрытых двигателях с принудительным и естественным охлаждением.

В варианте с усреднением $\Delta\tau_1$ также учитывается и тот факт, что темп изменения температуры обмотки статора АД многократно превышает темп изменения средней температуры двигателя.

Алгоритм работы рассматриваемой системы тепловой защиты с усреднением квадрата тока представлен на рисунке 5.16. Здесь a и b – управляющие переменные. Значение $a=1$ устанавливается по внешнему прерыванию.

б) Вариант системы с использованием обоих каналов термодинамической модели. В простейшем варианте реализации тепловой защиты предполагается, что среднее значение превышения температуры второй массы (или среднее по двигателю в целом) находится на постоянном уровне. Вместе с тем, при изменении скорости двигателя или нагрузки происходит также изменение и температуры второй массы термодинамической модели $\Delta\tau_2$. Рисунок 5.17 поясняет смысл величин $\Delta\tau_1$ и $\Delta\tau_2$. Здесь показан случай изменения скорости, при котором изменяются тепловые проводимости λ_{12} и λ_{20} , что приводит к изменению температуры обмотки и элементов остальной части двигателя. Поскольку $T_{1out} \ll T_{2out}$, при изменении скорости величина τ_1 сначала изменяется быстрее, чем τ_2 . Однако $\Delta\tau_1$ быстро устанавливается, а $\Delta\tau_2$ продолжает медленно изменяться. Аналогично происходит изменение величин $\Delta\tau_1$ и $\Delta\tau_2$ и при вариациях нагрузки.

При прямом моделировании медленного канала необходимо определять начальные условия для τ_2 , что заметно усложнит систему, так как требуется сохранение информации о переменных модели в течение периода отключения и измерение продолжительности этого периода. Вместе с тем, можно осуществить приближенный учет изменения τ_2 следующим образом.

Исходя из первого уравнения системы (5.26) можем записать для номинального установившегося режима

$$\Delta\tau_{1N} = \frac{R_1 I_{1N}^2}{\lambda_{12N}} \approx (1 - \vartheta_N) \tau_{1N}, \quad (5.38)$$

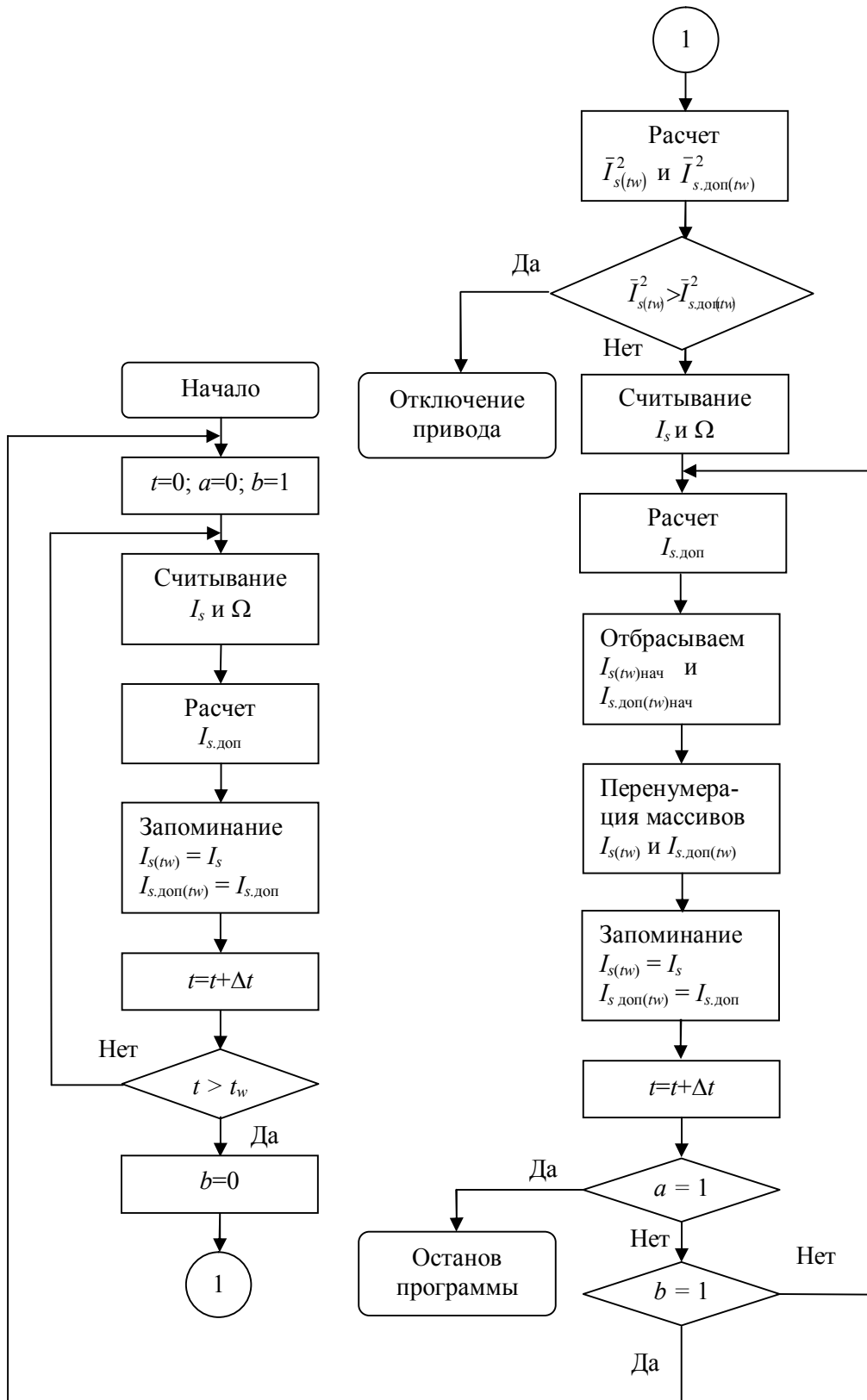


Рисунок 5.16 – Алгоритм работы системы тепловой защиты с использованием только быстрого канала термодинамической модели

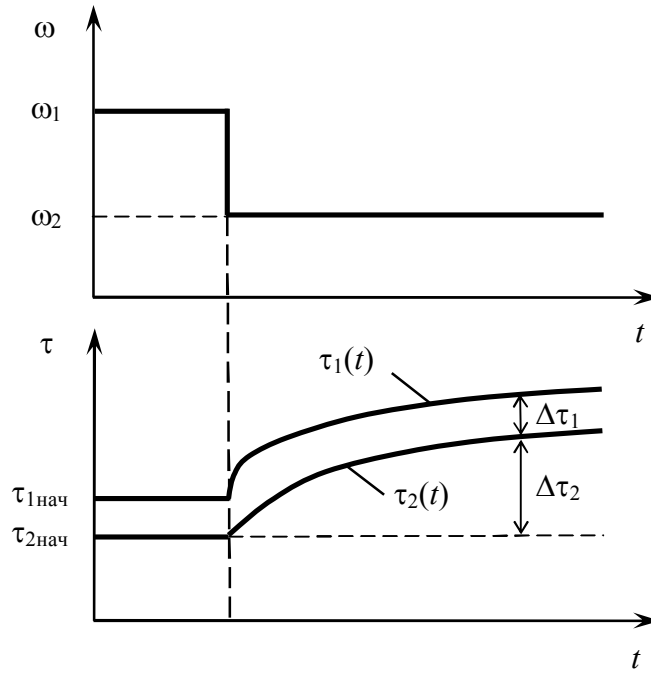


Рисунок 5.17 – К учету влияния скорости двигателя на теплоотдачу

где R_1 – сопротивление статорной обмотки; I_{1N} – номинальный ток статора.

Из первого уравнения системы (5.27) запишем

$$\Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{1outN} p} \left[\frac{R_1 I_1^2}{\lambda_{12N}} - \Delta\tau_1 F_1(\omega) \right]. \quad (5.39)$$

Учитывая, что исходя из (5.38) $R_1 / \lambda_{12N} = \Delta\tau_{1N} / I_{1N}^2$, перепишем (5.39)

в виде:

$$\Delta\tau_1 = \frac{1}{T_{1outN} p} \left[\Delta\tau_{1N} i_1^2 - \Delta\tau_1 F_1(\omega) \right], \quad (5.40)$$

где $i_1 = I_1 / I_{1N}$.

Необходимо констатировать перегрев, если $\Delta\tau_1 > \Delta\tau_{1N}$, но соотношение (5.40) позволяет учесть лишь влияние изменения скорости на теплоотдачу от обмотки статора к остальной части двигателя (второй массе двухмассовой термодинамической модели), и не позволяет учесть изменение τ_2 .

Рассмотрим возможности учета влияния изменения скорости на теплоотдачу от двигателя в окружающую среду.

Из второго уравнения системы (5.26) для номинального установившегося режима получим

$$\tau_{2N} = \frac{\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}}{\lambda_{20N}}. \quad (5.41)$$

На самом деле отношение $(\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N})/\lambda_{20N}$ равно установившейся средней величине превышения температуры двигателя $\tau_{устN}$, но разница между τ_{2N} и $\tau_{устN}$ очень мала. Не трудно показать, что при $c_1=0,05$ и $\vartheta_N=0,8$ она составляет лишь около 1,25% и ей можно пренебречь.

Записав второе уравнение системы (5.27) как

$$\tau_2 = \frac{1}{T_{2outN} p} \left[\frac{\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}}{\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N}} \cdot \frac{\Delta P_1 + \Delta P_2}{\lambda_{20N}} - \tau_2 F_2(\omega) \right], \quad (5.42)$$

и, обозначив $\tau_{2N} = \vartheta_N \tau_{1N}$, с учетом (5.41) получим после несложных преобразований следующее выражение

$$\tau_2 = \frac{1}{T_{2outN} p} \left\{ \vartheta_N \tau_{1N} \left[i_1^2 p_{1N} + (1 - p_{1N}) \frac{\Delta P_2}{\Delta P_{2N}} \right] - \tau_2 F_2(\omega) \right\}, \quad (5.43)$$

где $p_{1N} = \Delta P_{1N} / (\Delta P_{1N} + \Delta P_{2N})$.

Построим параллельный канал расчета, который будет давать превышение температуры второй массы при условии номинальной нагрузки и скорости $\tau_{2(\omega N, PN)}$

$$\tau_{2(\omega N, PN)} = \frac{1}{T_{2outN} p} \left[\vartheta_N \tau_{1N} - \tau_{2(\omega N, PN)} \right]. \quad (5.44)$$

Разность $\Delta \tau_{2(\omega N, PN)} = \tau_2 - \tau_{2(\omega N, PN)}$ показывает насколько отличается превышение температуры при работе с произвольной нагрузкой и скоростью от превышения, которое было бы в этот же момент времени при работе с номинальными значениями нагрузки и скорости.

При использовании (5.43) и (5.44) имеется также возможность выполнить приближенную оценку абсолютного значения превышения температуры обмотки статора τ_1^0 в предположении о том, что среднее значение превышения температуры двигателя на больших интервалах времени не должно превышать уровень, соответствующий номинальному режиму. Для этого необходимо суммировать значения $\Delta \tau_1$

и $\Delta\tau_{2(\omega N, PN)}$, а также превышение температуры второй массы при работе в номинальном режиме $\tau_{2N} = \vartheta_N \tau_{1N}$:

$$\tau_1^0 = \Delta\tau_1 + \Delta\tau_{2(\omega N, PN)} + \vartheta_N \tau_{1N}, \quad (5.45)$$

При работе модели в течение длительного времени происходит накопление ошибки – разницы между значениями, соответствующими реальному тепловому состоянию двигателя и теми значениями, которые дает модель. Использование разности $\tau_2 - \tau_{2(\omega N, PN)}$ позволяет снизить этот эффект. Также использование разности $\tau_2 - \tau_{2(\omega N, PN)}$ дает возможность сгладить проблему определения начальных условий при перерывах в работе.

Для оценки необходимости срабатывания тепловой защиты используем величину $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ – значение оценки превышения температуры обмотки статора τ_1^0 , усредненное за время, равное ширине скользящего окна. Минимальную ширину окна можно принять равной 10 мин, как границу длительности повторнократковременного режима. Максимальной шириной окна может быть значение, близкое к постоянной времени T_{2outN} . Условием срабатывания защиты является выполнение неравенства

$$\bar{\tau}_{1(t_w)}^0 > k_3 \tau_{1N}, \quad (5.46)$$

где k_3 – коэффициент запаса (например, 1,05...1,1). В принципе, величина $k_3 \tau_{1N}$ должна быть такой, чтобы температура обмотки не превышала значение температуры срабатывания защиты при перегрузке по ГОСТ. Например, ГОСТ 51689-2000 «Машины электрические вращающиеся. Двигатели асинхронные мощностью от 0,12 до 400 кВт включительно. Общие технические требования» устанавливает температуру обмотки при срабатывании защиты при перегрузке, указанную в таблице 5.5.

Сама величина τ_1^0 , полученная по (5.45) (без усреднения по ширине окна) может быть использована для определения ситуации, когда необходимо срабатывание защиты по причине кратковременной сильной перегрузки, с быстрым нарастанием температуры обмотки. Такая ситуация возможна при работе двигателя с током статора, равным уровню ограничения, установленному в САР электропривода, либо с

током статора, соответствующем ограничению момента в САР. Этого уровня тока не достаточно для срабатывания защиты на основе электромагнитного расцепителя, однако температура обмотки быстро растет и через некоторое время, существенно меньшее ширины окна t_w , может достигнуть значений, указанных в строке «короткое замыкание» в таблице 5.5. Условием срабатывания защиты в такой ситуации должно быть выполнение условия

$$\tau_1^0 > \tau_{1\text{кр.доп}}^0, \quad (5.47)$$

где $\tau_{1\text{кр.доп}}^0 = \theta_{\text{кр.доп}} - \theta_0$; $\theta_{\text{кр.доп}}$ – кратковременно допустимая температура для данного класса изоляции по ГОСТ (можно выбрать значения для случая короткого замыкания из таблицы 5.5); θ_0 – температура окружающей среды.

Таблица 5.5 – Температуры обмотки при срабатывании защиты

Режим	Температура обмотки, °С, для класса нагревостойкости изоляции		
	В	F	H
Перегрузка	145	170	195
Короткое замыкание	200	225	250

Алгоритм работы рассматриваемой системы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели представлен на рисунке 5.18. На рисунке 5.19 показаны результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели АД с изоляцией класса В в ситуации медленного нарастания температуры обмотки: график изменения нагрузки (момента двигателя) во времени (*a*); график изменения скорости (*b*); график изменения величины $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ и пороговый уровень срабатывания защиты $k_3 \tau_{1N}$ (*в*); значение превышения температуры обмотки статора, рассчитанное с помощью термодинамической модели τ_1 (*г*). Использовалась ширина окна $t_w = T_{2outN}$. Графики построены в относительных единицах, где в качестве базисных величин приняты следующие: $\omega_6 = \omega_N$ – базисная скорость; $M_6 = M_N$ – базисный момент; $t_6 = C_\Sigma / \lambda_{20N}$ – базисное время.

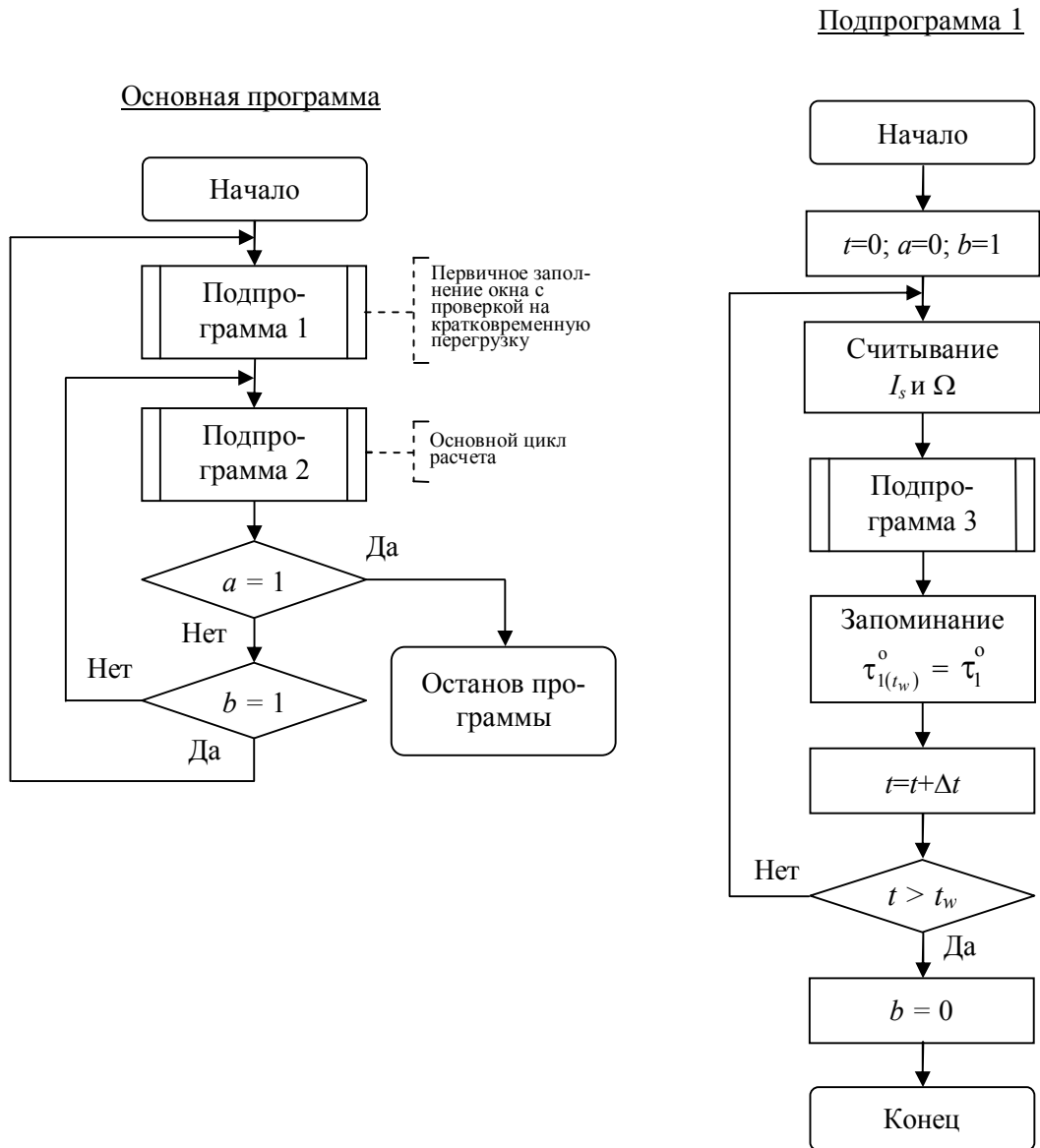


Рисунок 5.18 – Алгоритм работы системы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели

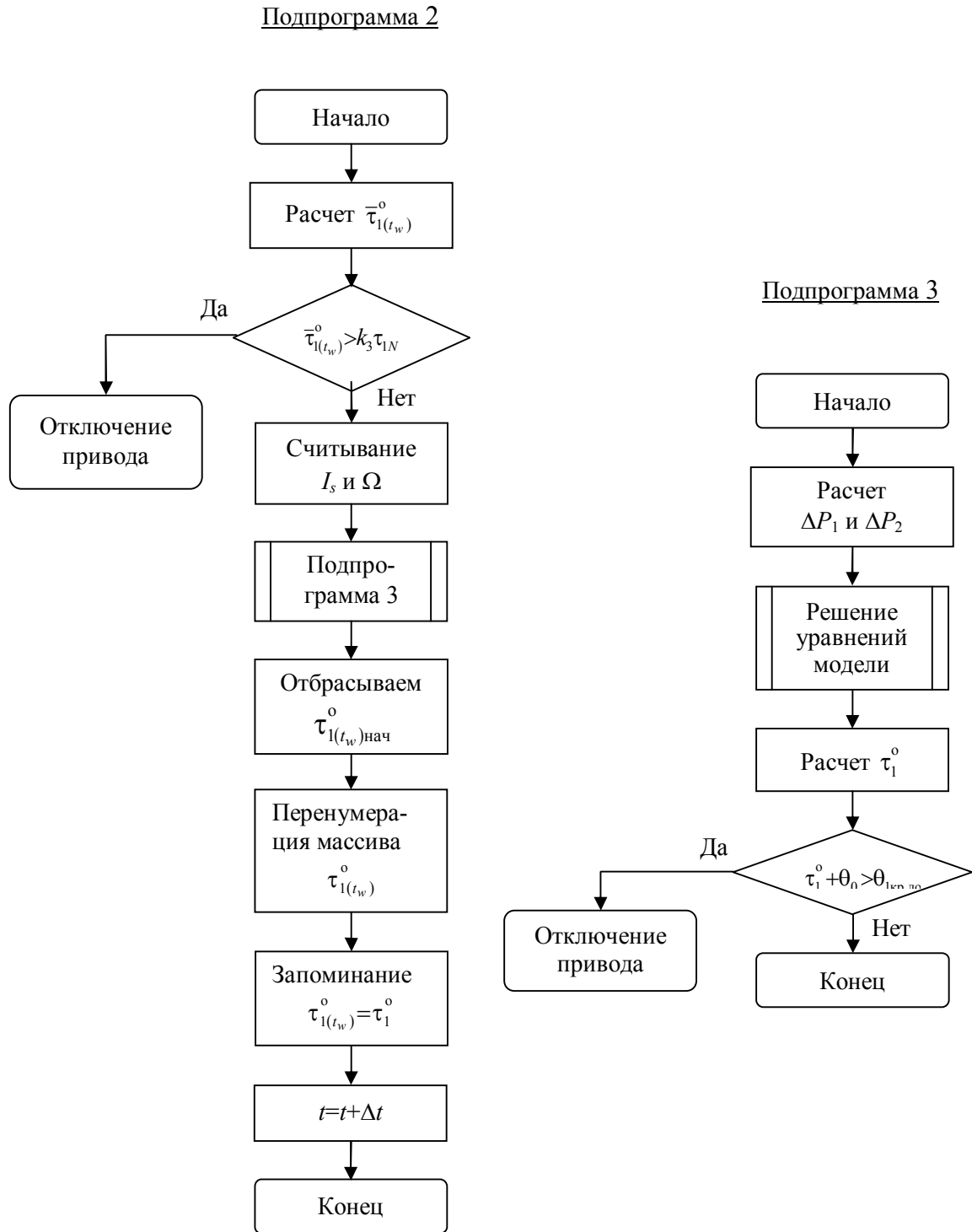


Рисунок 5.18 – Алгоритм работы системы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели (продолжение)

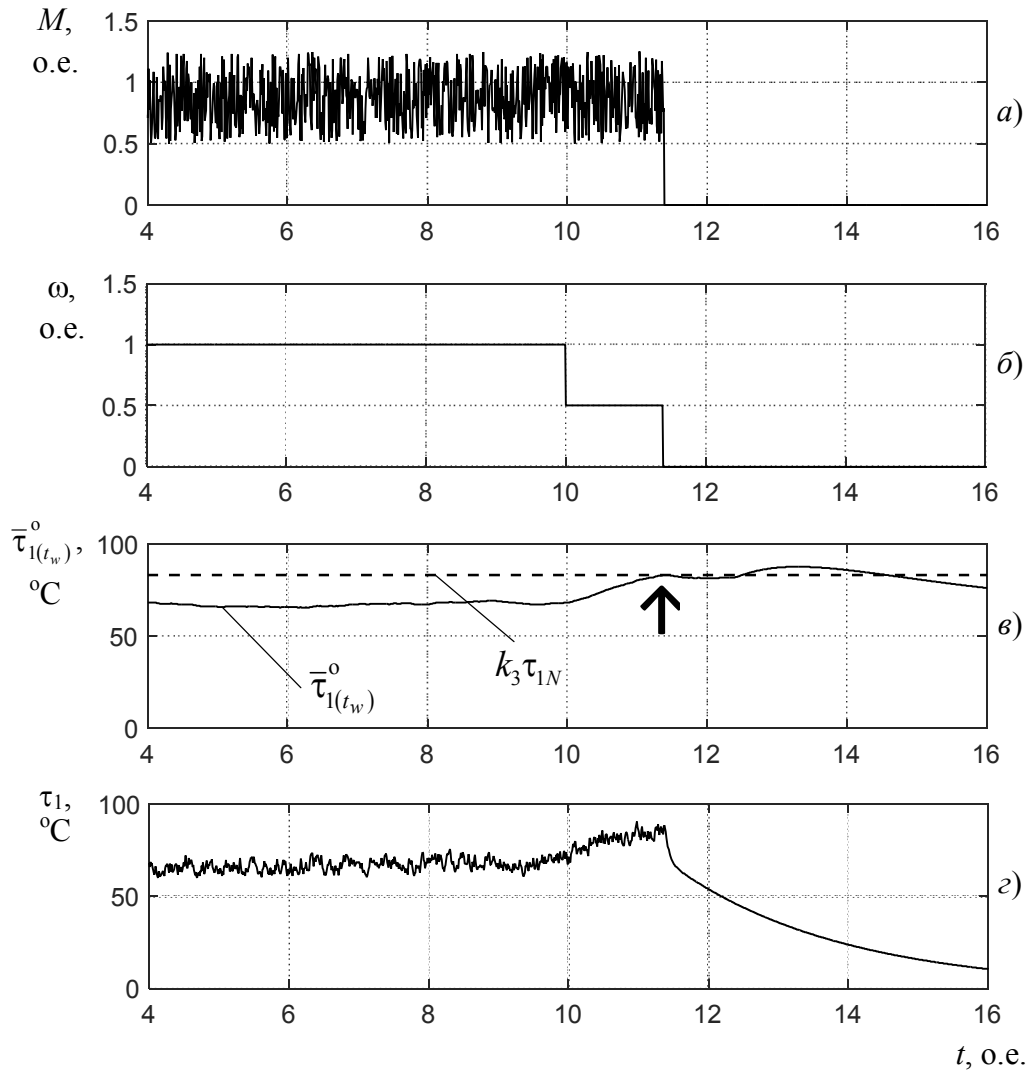


Рисунок 5.19 – Результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели в ситуации медленного нарастания температуры обмотки

Срабатывание защиты происходит в момент времени, отмеченный стрелкой на рисунке 5.19,в, после чего происходит отключение привода. Разница уровней, к которым стремятся превышения температуры $\bar{\tau}_{1(t_w)}^o$ и τ_1 после срабатывания защиты и отключения привода на рисунках 5.19,в и 5.19,г объясняется следующим. Превышение $\bar{\tau}_{1(t_w)}^o$ включает в себя постоянную составляющую $\vartheta_N \tau_{1N}$, не изменяющуюся во времени, соответствующую значению превышения температуры остальной (кроме обмотки статора) части двигателя при работе в номинальном режиме, которая позволяет создать некоторый «запас», необходимый из-за отсутствия информации о тепловом состоянии термодинамической модели при возобновлении ее работы после

отключения системы. Поэтому расчетное превышение температуры $\bar{\tau}_{1(t_w)}^0$ после отключения двигателя стремится к уровню $\vartheta_N \tau_{1N}$. Превышение температуры τ_1 рассчитывается непосредственно по термодинамической модели двигателя, и после отключения двигателя стремится к нулю.

На рисунке 5.20 показаны результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели АД в ситуации быстрого нарастания температуры обмотки.

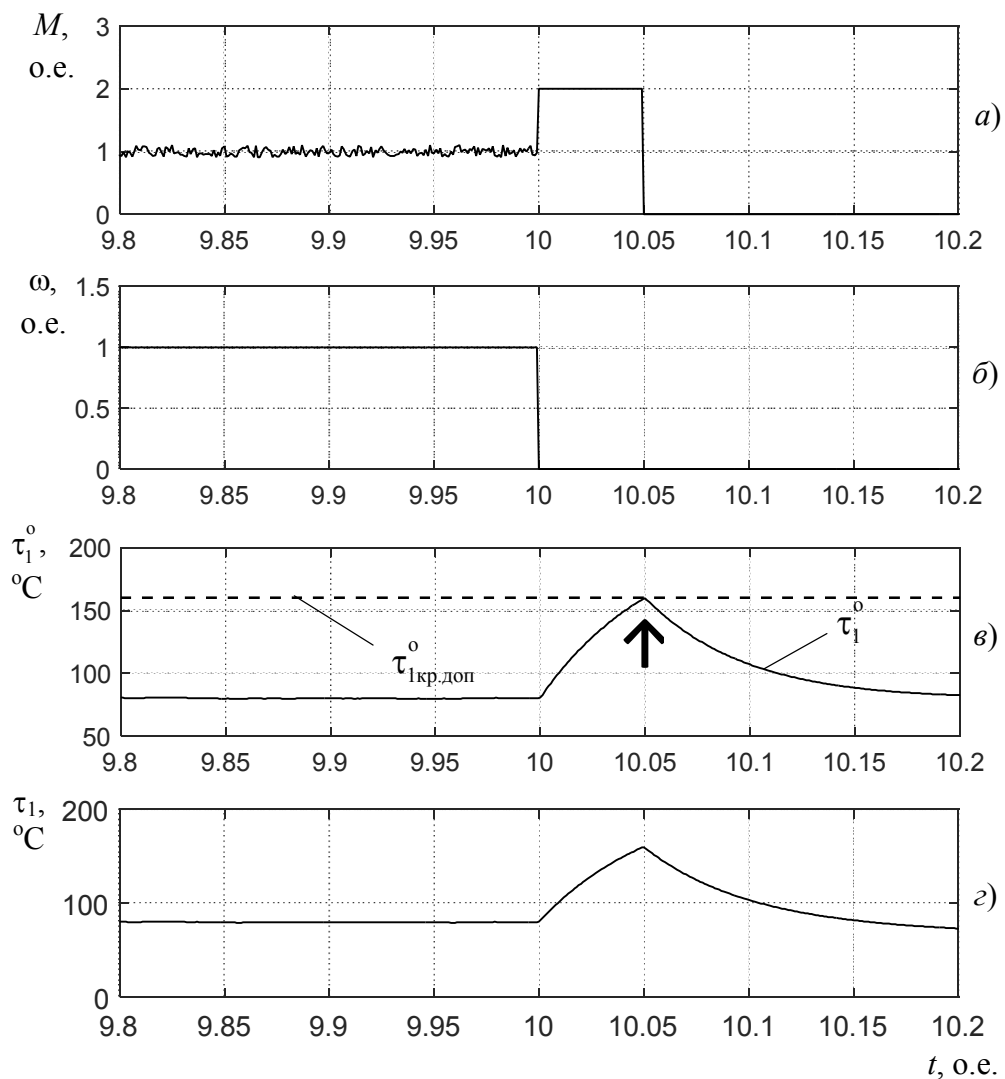


Рисунок 5.20 – Результаты моделирования работы тепловой защиты с использованием обоих каналов термодинамической модели в ситуации быстрого нарастания температуры обмотки

Моделировалась работа защиты АД с изоляцией класса В в ситуации быстрого нарастания температуры обмотки: график изменения нагрузки (момента двигателя)

во времени (*a*); график изменения скорости (*б*); график изменения величины τ_1^0 и пороговый уровень срабатывания защиты $\tau_{1кр.доп}^0$ (*в*); значение превышения температуры обмотки статора, рассчитанное с помощью термодинамической модели τ_1 (*г*). Здесь также графики построены в относительных единицах. Смоделирована ситуация выхода на ограничение момента в САР электропривода с последующим падением скорости. Срабатывание защиты происходит в момент времени, отмеченный стрелкой на рисунке 5.20, *в*, после чего происходит отключение привода.

5.4. О построении системы мониторинга теплового состояния АД на основе оценки расхода ресурса изоляции

Как было отмечено в главе 4, возможно построение систем тепловой защиты с учетом изменения остаточного температурного ресурса изоляции машины. Для построения такой системы необходима информация о температуре обмотки статора АД. Это возможно либо при наличии датчиков температуры обмотки, либо с использованием термодинамической модели машины при наличии датчика температуры окружающей среды, что позволяет вычислять абсолютное значение температуры обмотки. На рисунке 5.21 показана схема системы для расчета средней скорости старения изоляции и ее остаточного термического ресурса. Здесь обозначено: \bar{v} – средняя скорость старения изоляции обмотки; R_{res} – остаточный термический ресурс изоляции обмотки.

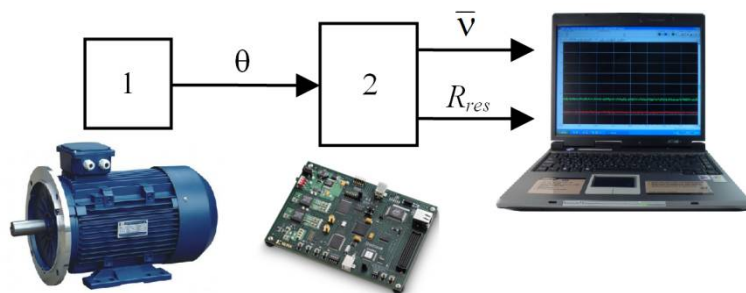


Рисунок 5.21 – Схема системы для расчета средней скорости старения изоляции и ее остаточного термического ресурса (1 – датчик температуры или термодинамическая модель, 2 – модель старения изоляции).

Возможно два подхода к построению и функционированию подобной системы мониторинга состояния обмотки двигателя. Первый подход – система мониторинга именно теплового состояния, когда работа ведется на основе усреднения расхода ресурса (скорости старения изоляции) с помощью скользящего окна. Второй подход – система, построенная на основе вычисления остаточного ресурса. Здесь возникает вопрос о моменте принятия решения о том, что ресурс уже «достаточно исчерпан» и надо выводить двигатель из эксплуатации.

1) Система мониторинга теплового состояния АД на основе усреднения скорости старения изоляции. При первом подходе алгоритм работы системы близок к алгоритму тепловой защиты, на основе усреднения температуры, рассмотренному выше. Система мониторинга теплового состояния на основе усреднения скорости старения изоляции может быть построена как с использованием термодинамической модели двигателя (алгоритм показан на рисунке 5.22), так и с использованием технических средств для непосредственного измерения температуры обмотки или вычисления температуры через величину сопротивления обмотки (алгоритм показан на рисунке 5.23).

В алгоритмах на рисунках 5.22 и 5.23 учтено, что если имеется возможность вычислять или измерять температуру нескольких точек обмотки (n), то имеется возможность также и скорость старения изоляции вычислять для этих точек. Это означает, что величина средней скорости старения изоляции будет векторной: $\bar{v} = [\bar{v}_1, \bar{v}_2, \dots, \bar{v}_n]$, где каждая компонента вектора \bar{v} соответствует компоненте вектора температур $\theta_1 = [(\theta_1)_1, (\theta_1)_2, \dots, (\theta_1)_n]$. В этом случае оценка ведется по \bar{v}_{sup} – средней скорости старения изоляции для точки обмотки, в которой она оказывается наибольшей.

Подпрограмма 3 в алгоритмах на рисунках 5.22 и 5.23 реализует контроль температуры обмотки в случае ситуации быстрого ее нарастания, когда температура обмотки может превысить кратковременно допустимый уровень за время, в течение которого это возрастание температуры не успеет найти отражение в усредненном значении скорости старения изоляции (\bar{v}).

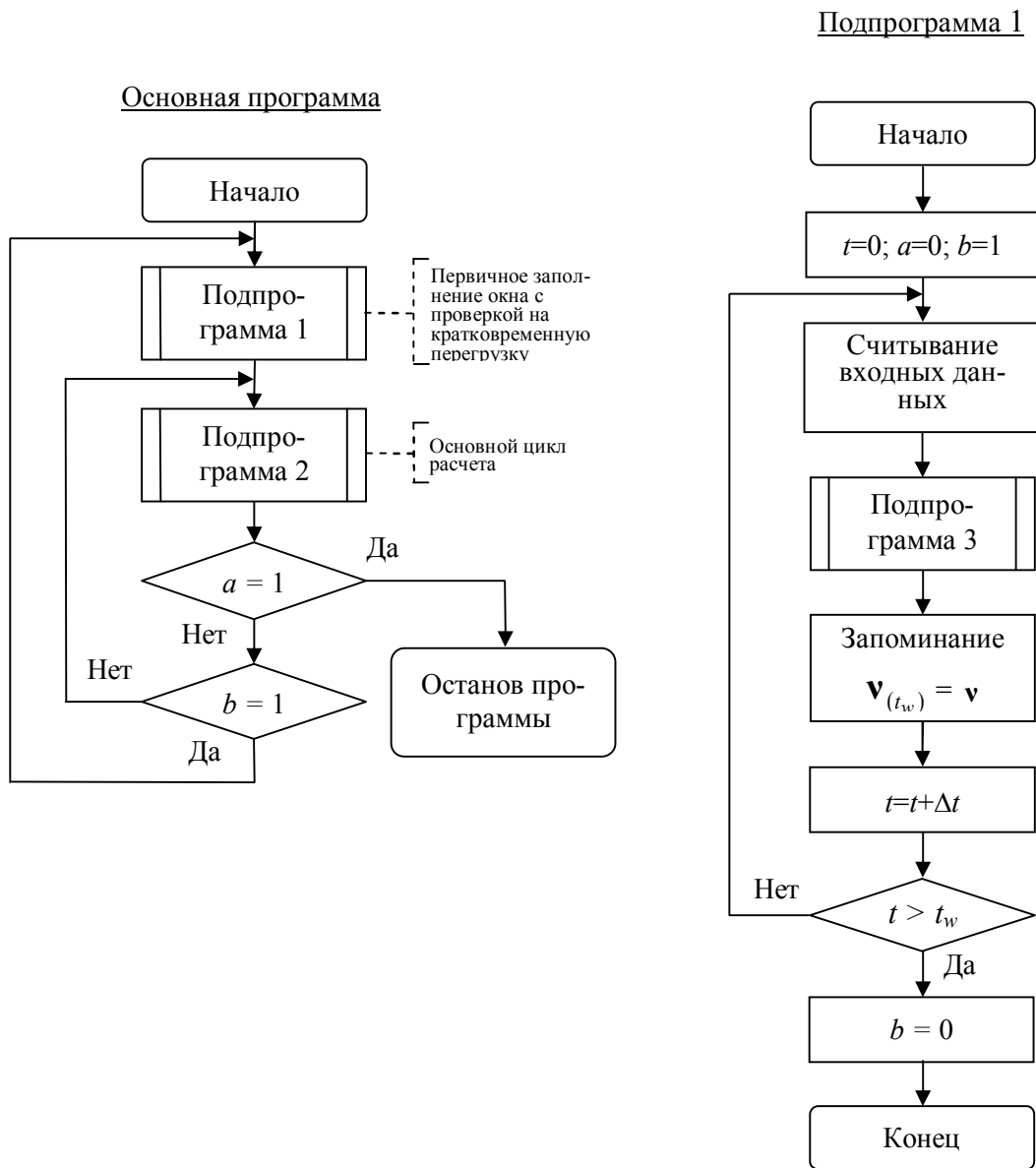


Рисунок 5.22 – Алгоритм работы система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления средней скорости старения изоляции с использованием ТДМ

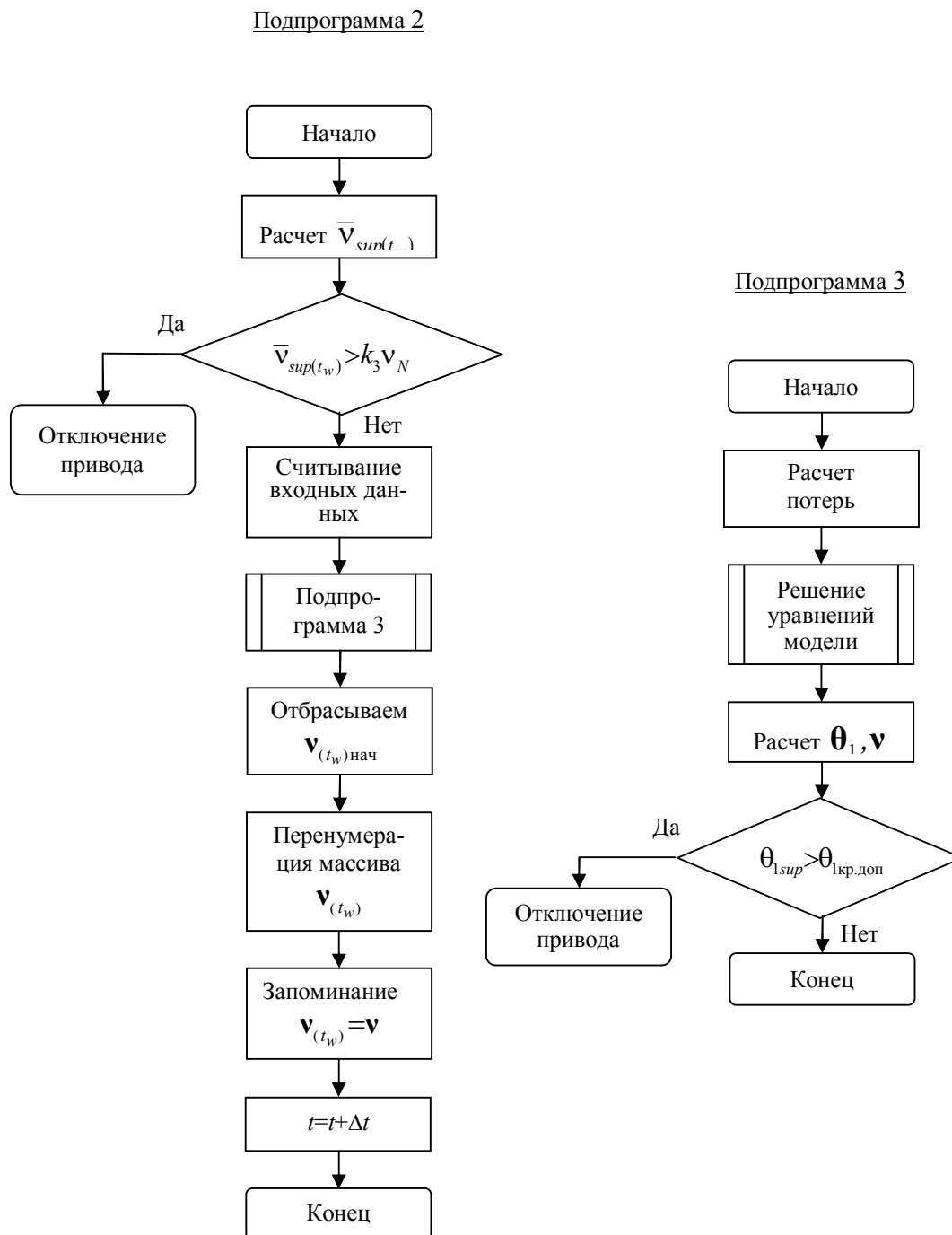


Рисунок 5.22 – Алгоритм работы система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления средней скорости старения изоляции с использованием ТДМ (продолжение)

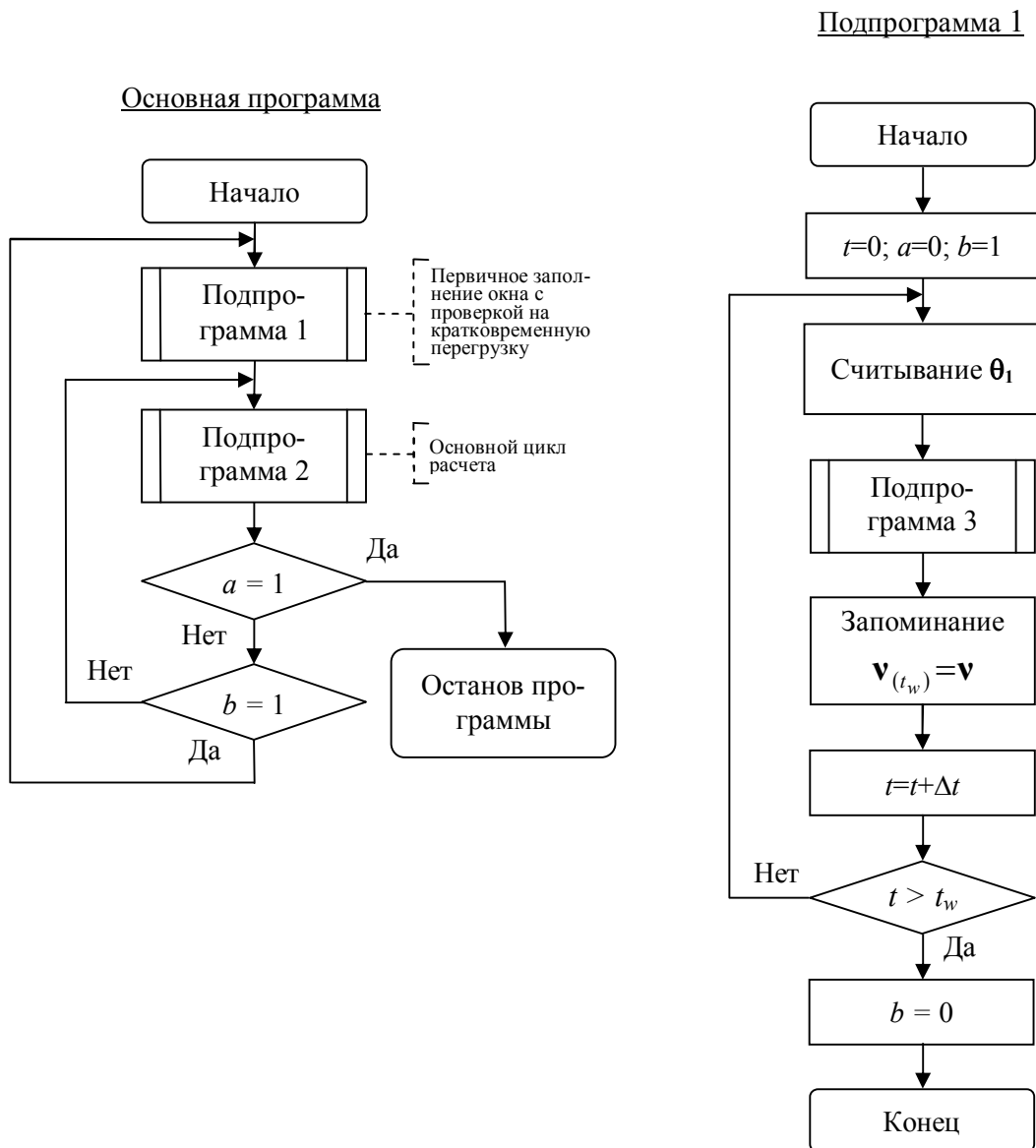


Рисунок 5.23 – Алгоритм работы система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления средней скорости старения изоляции с использованием средств измерения температуры обмотки

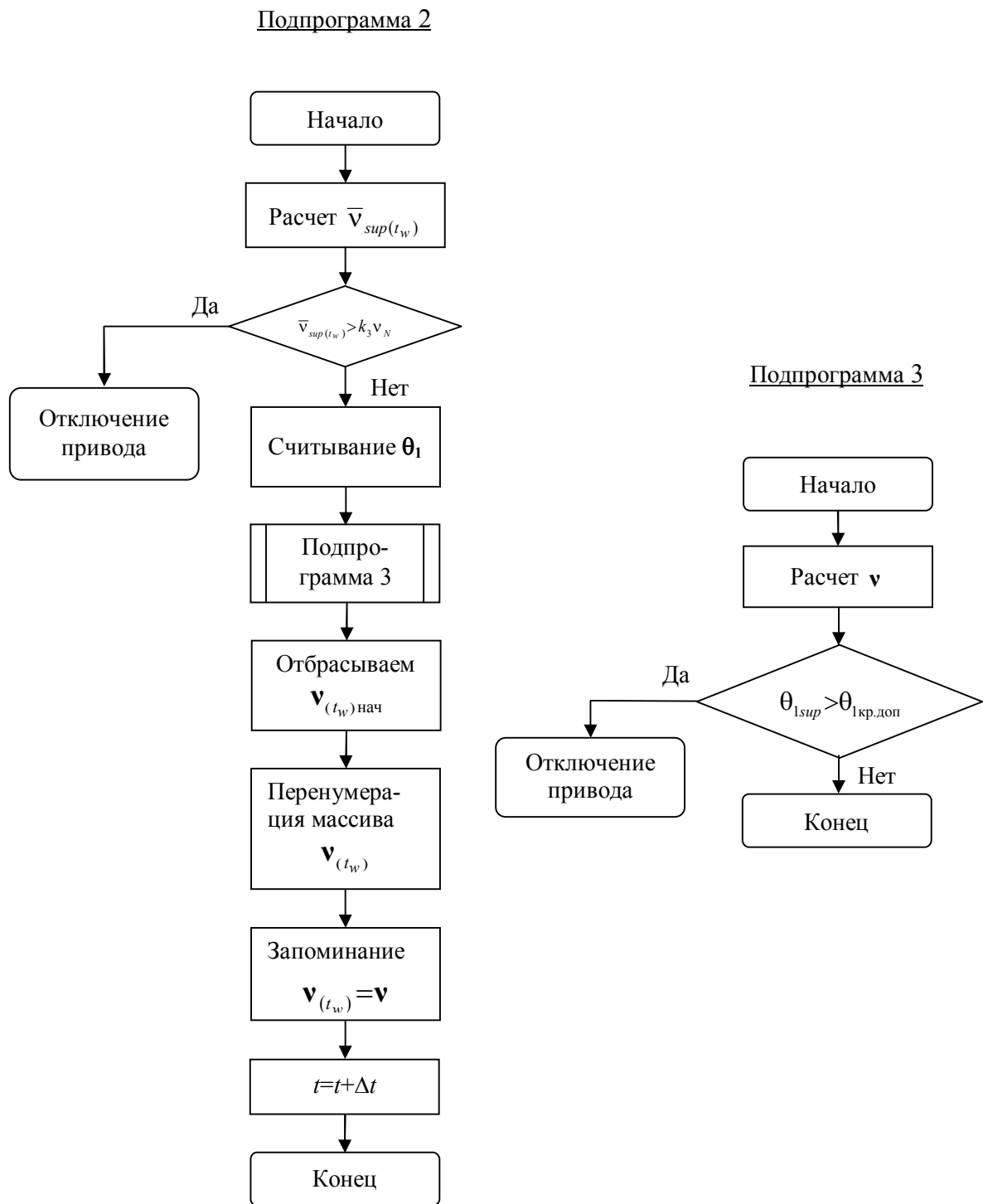


Рисунок 5.23 – Алгоритм работы система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления средней скорости старения изоляции с использованием средств измерения температуры обмотки (продолжение)

2) Система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса. Такая система выступает в роли одного из элементов, позволяющих осуществить переход от технического обслуживания системы электропривода по регламенту или по факту выхода из строя к обслуживанию по фактическому состоянию. Переход к обслуживанию по состоянию может принести выгоду, эквивалентную 30 % стоимости общего парка машин [289].

Алгоритмы работы системы мониторинга на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции с использованием ТДМ и средств измерения температуры обмотки показаны на рисунках 5.24 и 5.25. Здесь Δt – шаг считывания данных. Остаточный термический ресурс рассчитывается по выражениям (4.19) и (4.20). При возможности вычислять или измерять температуру нескольких точек обмотки величина остаточного термического ресурса, как и температура, будет векторной величиной. Оценка остаточного термического ресурса обмотки ведется по минимальной компоненте этого вектора ($R_{res.min}$).

Очевидно, что достижение значения $R_{res.min}$ значения, равного нулю не означает немедленного выхода двигателя из строя. Это лишь свидетельство того, что ресурс уже «достаточно исчерпан» и имеет смысл выводить двигатель из эксплуатации. Вероятность отработки двигателем нормативного срока службы зависит от целого набора факторов. Если говорить только о выработке термического ресурса изоляции обмотки, то необходимо иметь в виду, что результаты испытаний серийных машин показывают, что из-за отклонений в технологии изготовления и в характеристиках использованных материалов разброс превышений температуры достигает $\pm 18\%$ [107, 290]. Проиллюстрируем влияние индивидуального разброса температуры обмотки на срок выработки термического ресурса двигателя.

Как было показано в главе 1 (параграф 1.4), совокупное влияние различных факторов приводит к распределению установившейся температуры обмотки статора, близкому к нормальному. Поэтому представим распределение индивидуальных значений установившейся температуры обмотки статора двигателей в некоторой выборке (здесь будем полагать, что количество двигателей в выборке стремится к бесконечности) в виде

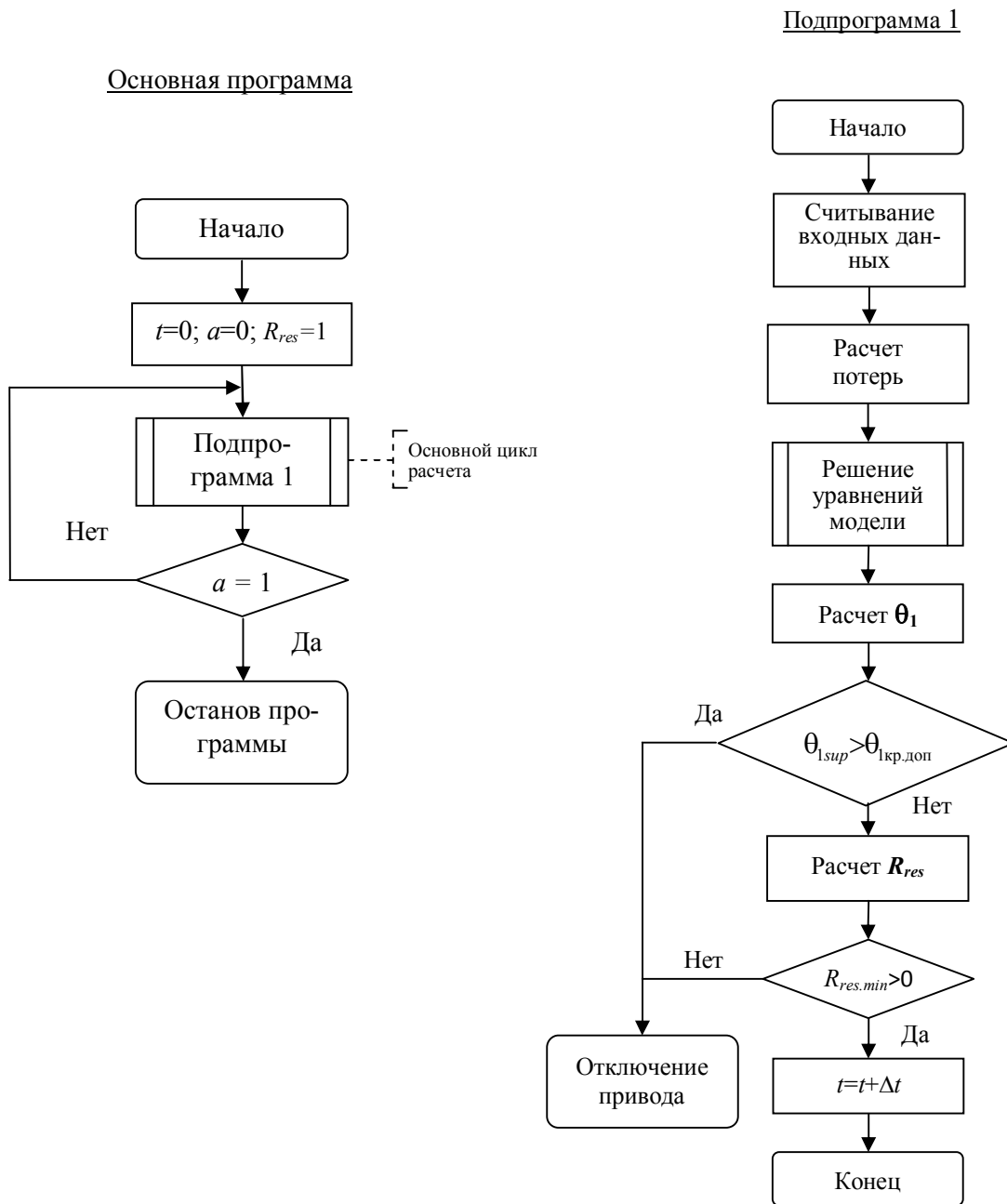


Рисунок 5.24 – Алгоритм работы система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции с использованием ТДМ

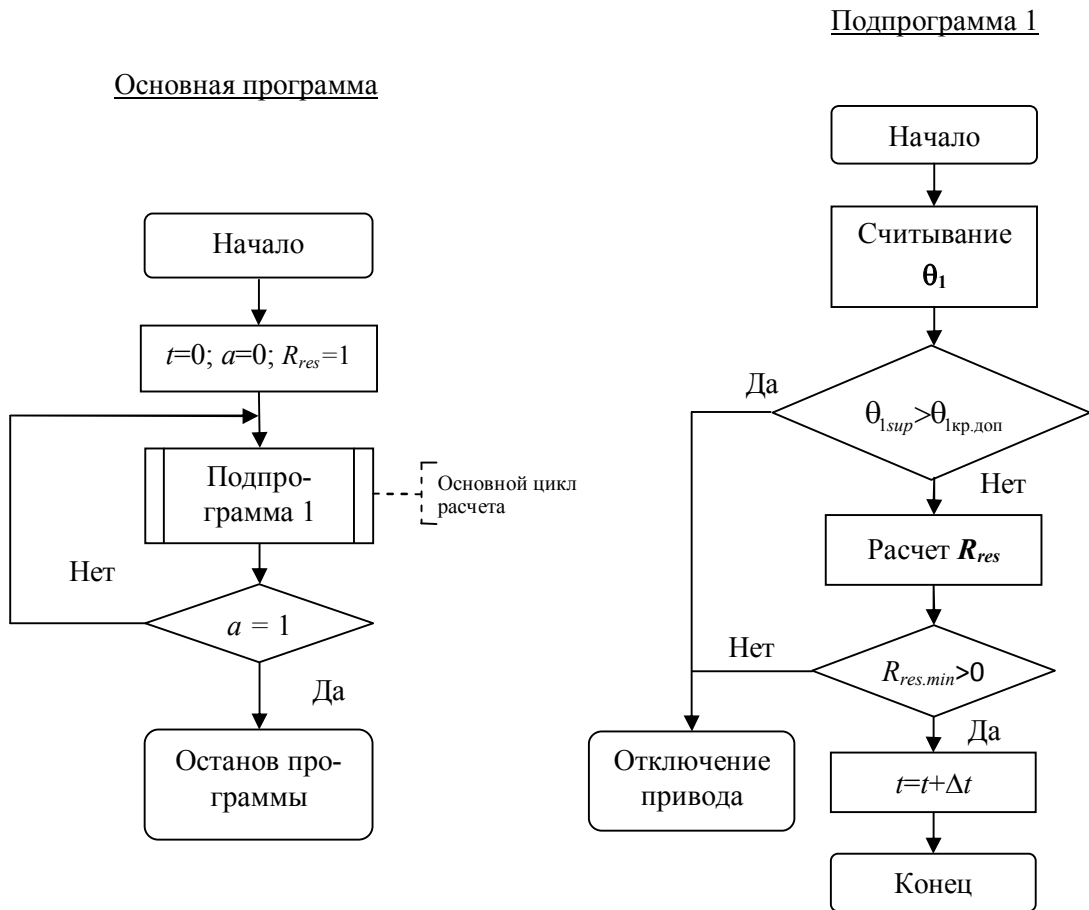


Рисунок 5.25 – Алгоритм работы системы мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции с использованием средств измерения температуры обмотки

$$p(\theta_N) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\theta N}} \exp\left[-\frac{(\theta_{N.real} - \bar{\theta}_{N.real})^2}{2\sigma_{\theta N}^2}\right], \quad (5.48)$$

где $\theta_{N.real}$ – реальное значение температуры обмотки конкретного экземпляра двигателя при работе в номинальном режиме; $\bar{\theta}_{N.real}$ – усредненное значение температуры обмотки всех двигателей в выборке; $\sigma_{\theta N}$ – среднеквадратичное отклонение реальных значений температуры обмотки.

Получим выражение для закона распределения срока службы изоляции на основе выражения (4.9). Относительную величину срока службы выразим как

$$T^o = \frac{T_{N.real}}{T_N} = \exp\left(\frac{B}{Q_{N.real}} - \frac{B}{Q_N}\right), \quad (5.49)$$

где $T_{N.real}$ – срок службы конкретного экземпляра двигателя при работе в номинальном режиме; $Q_{N.real} = \theta_{N.real} + \theta_A$ – абсолютная температура обмотки, конкретного экземпляра двигателя при работе в номинальном режиме ($\theta_A = 273$ °C); $Q_N = \theta_N + \theta_A$ – абсолютная температура обмотки, соответствующая отработке двигателем нормативного срока службы (T_N).

Для поиска связи закона распределения величины Y , с законом распределения функционально с ней связанной величины X , можно воспользоваться следующим выражением [239, 240]:

$$p(Y) = \frac{p(X)}{|dY/dX|}, \quad (5.50)$$

где $p(X)$ – плотность вероятности распределения величины X , а $p(Y)$ – плотность вероятности распределения величины Y .

Приняв в нашем случае, что $X \equiv \theta_{N.real}$, а $Y \equiv T^0$, получим для плотности вероятности отработки срока службы T^0 следующее выражение

$$p(T^0) = \frac{Q_{N.real}^2}{B\sqrt{2\pi}\sigma_{\theta N}} \exp\left[-\frac{(Q_{N.real} - \bar{Q}_{N.real})^2}{2\sigma_{\theta N}^2} - \frac{B}{Q_{N.real}} + \frac{B}{Q_N}\right], \quad (5.51)$$

где $\bar{Q}_{N.real} = \bar{\theta}_{N.real} + \theta_A$ – усредненное значение абсолютной температуры обмотки всех двигателей в выборке.

Совместное решение (5.49) и (5.51) позволяет построить график распределения $p(T^0)$. Если применить известное «правило трех сигм» к упомянутому выше разбросу превышений температуры обмотки, получим $\sigma_{\theta N} = 0,06\theta_N$. На рисунке 5.26 показаны графики распределений $p(\theta_N)$ и $p(T^0)$ для двигателей с изоляцией классов В и F при $\bar{Q}_{N.real} = \theta_N$. Графики построены в предположении о работе двигателя в номинальном режиме при температуре окружающей среды 25 °C. Здесь хорошо видно, что индивидуальные особенности конкретного экземпляра двигателя могут весьма существенно влиять на реальный срок службы его изоляции.

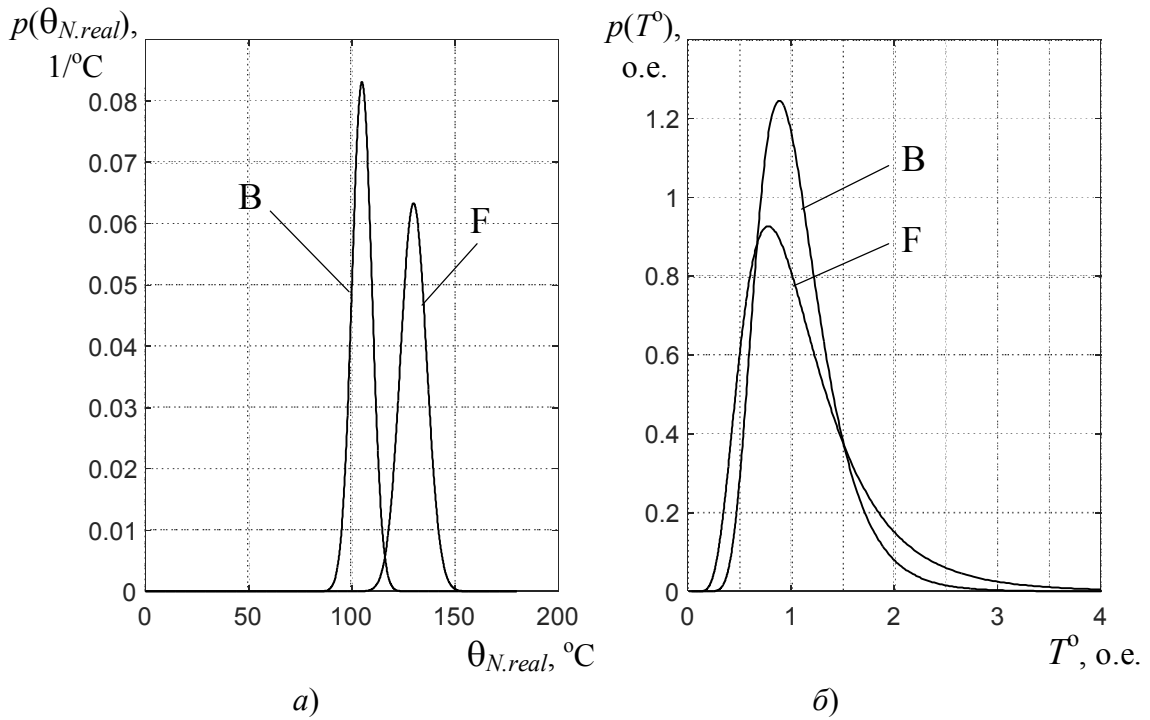


Рисунок 5.26 – Плотности вероятности температуры обмотки (а) и относительного срока службы изоляции (б)

5.5. Построение системы непосредственной оценки расхода ресурса изоляции обмоток электродвигателя на основе емкостных токов утечки

5.5.1. Постановка проблемы и подходы к ее решению

Индивидуальные особенности конкретного экземпляра двигателя, отмеченные в предыдущем параграфе, составляют проблему, в большей степени, для систем мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного ресурса, построенных с использованием ТДМ. Однако и системы, построенные с использованием средств измерения температуры обмотки, не свободны от сходной проблемы, связанной с самими выражениями, используемыми для вычисления остаточного ресурса – коэффициенты, входящие в выражение (4.9), являются усредненными значениями, полученными в результате обработки экспериментальных данных [152]. Также не следует забывать и о существовании других факторов, воздействующих на состояние изоляции кроме нагрева. Отмеченные обстоятельства придают дополнительную актуальность вопросам, связанным с экспериментальными способами непосредственного определения состояния изоляции.

Существуют работы, где предлагаются подходы к мониторингу состояния и определению остаточного ресурса электродвигателей на основе некоторых комплексных критериев [6, 212, 291, 292]. Такие подходы, в большинстве случаев, требуют либо сложного набора датчиков, либо сложного математического обеспечения, либо того и другого вместе. При этом, в некоторых случаях, например в [291], при построении оценочного критерия не учитывается аспект, связанный с оценкой термического воздействия на изоляцию обмотки машины. Кроме того, подходы, основанные на упомянутых критериях, как правило, не в состоянии учесть влияние на деградационные процессы в изоляции обмоток работу ШИМ в системе ПЧ-АД и некоторые другие факторы.

В настоящее время имеется весьма большое количество работ, направленных на экспериментальную оценку состояния изоляции обмоток двигателей. Для этой цели применяются различные методы, такие как измерение тангенса угла диэлектрических потерь, метод на основе частичных разрядов, на основе анализа переходных процессов при подаче импульса напряжения на обмотку и т.д. Все эти методы имеют свои преимущества и недостатки.

Так, тангенс угла диэлектрических потерь позволяет судить о степени развития деградационных процессов в изоляции, однако он очень чувствителен к увлажнению изоляции, кроме того, недостатком этого подхода является сложность автоматизации процесса измерения.

Метод частичных разрядов дает возможность получить информацию о наличии различных дефектов в изоляции двигателя на ранней стадии их развития. Однако эффективность применения этого метода для низковольтных двигателей невысока [293]. Кроме того, этот метод требует весьма сложных измерений и имеет низкую помехозащищенность.

Эффективным методом неразрушающего контроля является диагностирование изоляции обмоток двигателя на основе анализа параметров переходного процесса, возникающего при тестировании обмотки импульсом напряжения [6, 294–299].

Недостатки различных вариантов методов диагностирования, построенных на основе тестирования изоляции обмотки импульсом напряжения проистекают из не-

обходимости достаточно четкого фиксирования параметров переходных процессов, имеющих очень малую длительность. Так, в [295] в качестве интегрального параметра, характеризующего состояние изоляции обмоток статора, предлагается использовать отношение декремента затухания колебаний к периоду затухания переходного процесса, в [6] предлагается судить о состоянии изоляции по таким параметрам как амплитуда первого и второго полупериодов и величина первого и второго периодов колебаний. В [298, 299] предлагается индикатор состояния изоляции обмотки, основанный на анализе амплитудного спектра колебательной составляющей тока после подачи ступенчатого сигнала. При характерных для таких процессов частотах колебаний сигнала (порядка МГц) все эти подходы требуют оборудования с весьма высокими характеристиками (обеспечивающие высокое разрешение по времени) и соответствующей ценой. Так, в [298] указывается, что частота измерений сигнала должна быть, по крайней мере, в 20 раз больше максимальной частоты, используемой для расчета индикатора состояния изоляции. Кроме этого, непростой проблемой является обработка сигналов в условиях помех, позволяющая достоверно рассчитать такие показатели процесса, как декремент затухания колебаний и период, построить амплитудный спектр. Возникают сложности и с задачей автоматизации процесса диагностики.

Отсюда вытекает актуальность задачи поиска более простых подходов к диагностике изоляции обмоток, в том числе и с использованием тестирующих импульсов напряжения, которые бы предъявляли меньшие требования к аппаратуре, математическим методам обработки сигнала и позволяли бы проще осуществить автоматизацию измерений. Одним из таких подходов может быть тестирование на основе не единичного импульса напряжения, а их последовательности, достаточно длинной для того, чтобы можно было говорить о некоторых средних или среднеквадратичных значениях параметров процессов, которые можно было бы связать с состоянием изоляции обмотки и использовать для диагностики ее состояния.

5.5.2. Связь емкостных токов утечки с состоянием изоляции обмотки

В [300] экспериментально показано¹⁾, что величина емкостного тока утечки изоляции обмотки электродвигателя связана с процессом старения изоляции. Это было установлено в ходе обстоятельных экспериментов по ускоренному старению изоляции обмотки статора асинхронного двигателя с изоляцией обмотки статора класса F (480 В, 73,5 кВт, 1200 об/мин). Эксперименты проводились при температуре обмотки 255°C.

На рисунке 5.27 из [300] показаны результаты эксперимента (здесь показан график полного тока утечки, включающего емкостную и резистивную компоненту). Здесь четко прослеживается экспоненциальное изменение емкостного тока утечки по мере нарастания деградационных изменений в слое изоляции с течением времени.

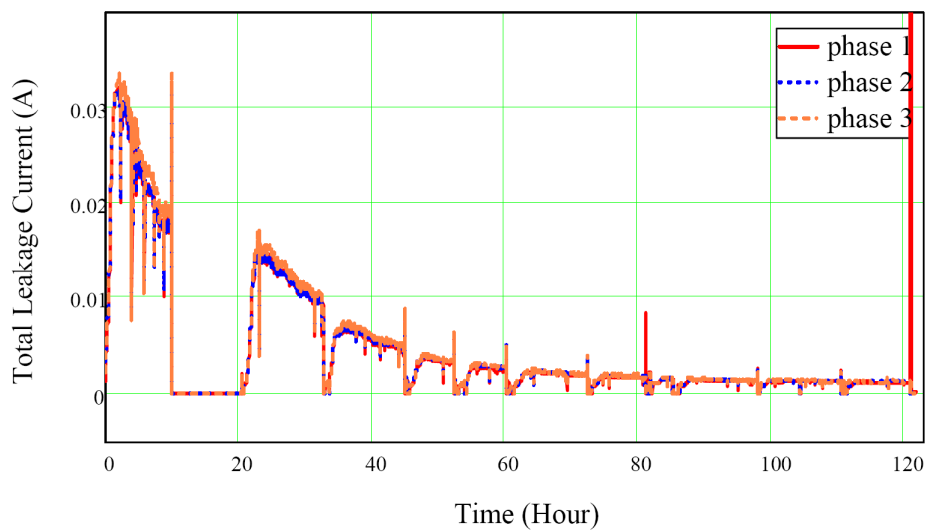


Рисунок 5.27 – Зависимость от времени полного тока утечки изоляции обмотки статора в ходе испытаний по ускоренному старению изоляции для каждой фазы [300]

Уменьшение со временем тока утечки связано здесь с тем, что при термическом старении изоляции происходит снижение емкостных свойств изоляции [84], что вызывает уменьшение емкостной компоненты тока утечки, составляющей здесь доминирующую часть полного тока.

¹⁾ K. Younsi, et al., USA, GE

На рисунке 5.27 после 120 час виден пик – всплеск тока из-за пробоя между фазой 1 и сталью. Установленная зависимость тока утечки от времени, соответствующая развитию деградационных процессов в изоляции обмотки, дает возможности проводить мониторинг текущего состояния изоляции, а также прогнозировать изменения этого состояния в дальнейшем.

В работе [300] исследовались токи утечки, возникающие при воздействии синусоидального напряжения, в этом случае емкостные токи утечки очень малы из-за малости производных dU/dt . Поэтому для регистрации токов утечки использовались специальные датчики на основе высокочувствительных трансформаторов тока (HSCT – High-Sensitivity Current Transformer [301]). В работе [302] для генерации емкостных токов утечки предложено использование инвертора с ШИМ в качестве источника напряжения. В этом случае, благодаря значительно большим величинам dU/dt , обеспечиваются токи утечки, существенно большие, чем индуцируемые синусоидальным напряжением – с токами такой величины проще работать. Однако, в работе [302] практически все исследование было построено на результатах только компьютерного моделирования.

Нами была поставлена задача прояснить возможности использования токов утечки, формируемых последовательностью прямоугольных импульсов, для экспериментального определения состояния изоляции с применением относительно *простых и дешевых технических средств*.

5.5.3. Сравнение максимумов и эффективных значений емкостного тока утечки как диагностических признаков

Для измерения токов утечки использовался принцип, предложенный в [302]. Он заключается в том, что до и после обмотки двигателя в цепь вводятся два измерительных сопротивления R_1 и R_2 (см. рисунок 5.28), на которых регистрируются падения напряжения ΔU_1 и ΔU_2 . Затем ток утечки (I_y) вычисляется как

$$I_y = \Delta U_1 / R_1 - \Delta U_2 / R_2. \quad (5.52)$$

Первоначально был проведен эксперимент, позволяющий достаточно подробно зафиксировать форму графика тока утечки при реакции на однократное скачко-

образное изменение напряжения. Схема эксперимента для регистрации зависимостей токов утечки от времени показана на рисунке 5.29, где обозначено: R_1 и R_2 – измерительные сопротивления; L_1 – обмотка статора двигателя; ПЧ – преобразователь частоты. При проведении исследований использовался цифровой осциллограф *Aktakom*.

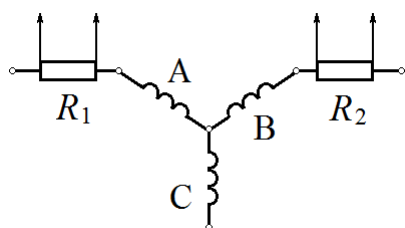


Рисунок 5.28 – К принципу измерения токов утечки

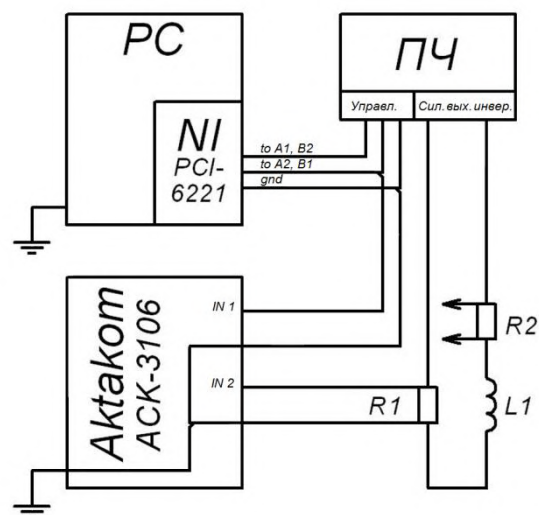


Рисунок 5.29 – Схема эксперимента

В схеме использовался персональный компьютер с платой *National Instruments* PCI-6221, которая с помощью программного обеспечения *LabView* формирует сигналы управления на транзисторные ключи в инверторе ПЧ с заданной частотой. Преобразователь частоты генерирует на выходе прямоугольные импульсы напряжения с амплитудой, определяемой напряжением в звене постоянного тока. Исследования проводились на асинхронном двигателе *MEZ MOHELNICE (CZ) 2AP63-4s* (120 Вт, 1350 об/мин). Измеренное сопротивление фазы статора двигателя 62,2 Ом, сопротивление измерительных резисторов R_1 и R_2 – соответственно 4,4 Ом и 4,5 Ом. Так как общая точка у осциллографа *Aktakom* одна, то измерения с шунтов R_1 и R_2 производились поочередно. Измерения с шунтов синхронизировались сигналом управления ключами ПЧ. С целью устранения влияния помех, выполнялся достаточно большой ряд измерений для нахождения усредненной кривой. В данном случае этот ряд включал 300 измерений в каждом эксперименте с последующим усреднением для каждой временной точки.

На рисунке 5.30 приведены временные зависимости тока утечки I_y , полученные в ходе эксперимента при прямоугольных импульсах напряжения с амплитудой 15 В. Графики имеют достаточно высокое разрешение по времени и позволяют увидеть характерные особенности поведения тока утечки.

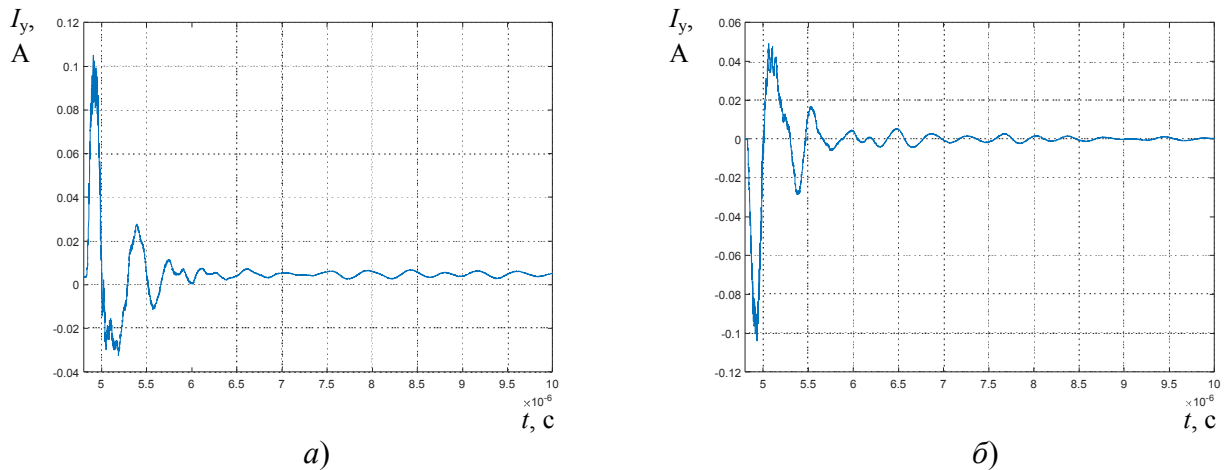


Рисунок 5.30 – Емкостной ток утечки при нарастающем (а) и спадающем (б) фронте напряжения

Полученные результаты свидетельствуют о возможности экспериментальной регистрации временных зависимостей токов утечки с высоким временным разрешением. Величину токов утечки, а также характеристики процесса их изменения во времени можно в дальнейшем использовать для получения информации о текущем состоянии изоляции. Однако получение зависимостей $I_y(t)$ с таким высоким разрешением по времени является весьма трудоемким делом, требующим обработки экспериментального материала в «ручном режиме». Поэтому была исследована возможность регистрации параметров токов утечки, генерируемых последовательно прямоугольных импульсов напряжения, с помощью максимально простого и дешевого оборудования. Работа выполнялась с помощью схемы, представленной на рисунке 5.31, где обозначено: 1 – трансформатор; 2 – выпрямитель; 3 – преобразователь частоты *SEMIKRON*; 4– плата *PCI-6221 National Instruments*; 5 – блок формирования; 6 – источник постоянного напряжения 15 В; 7 – аналого-цифровой преобразователь; R_1 и R_2 – измерительные сопротивления; А, В и С – фазы статора двигателя.

На рисунке 5.32 показано использованное оборудование. Плата PCI-6221 *National Instruments* обеспечивает запись сигналов с измерительных сопротивлений с интервалом дискретности 10^{-5} с. Фиксация экспериментальных результатов выполнялась с использованием системы *LabView*.

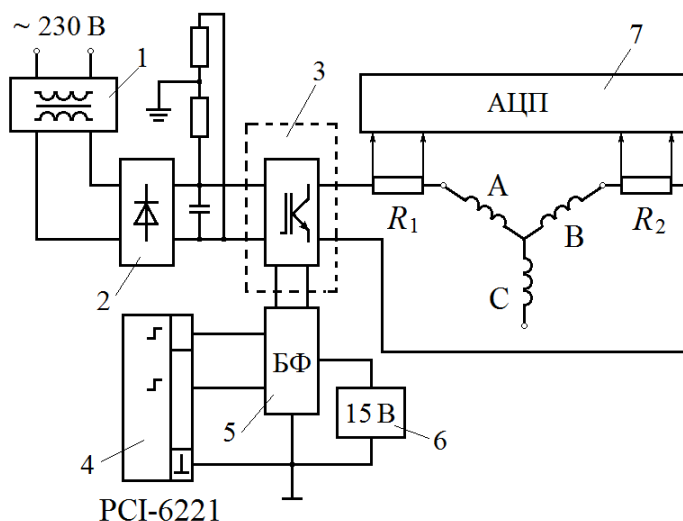


Рисунок 5.31 – Схема экспериментальной установки

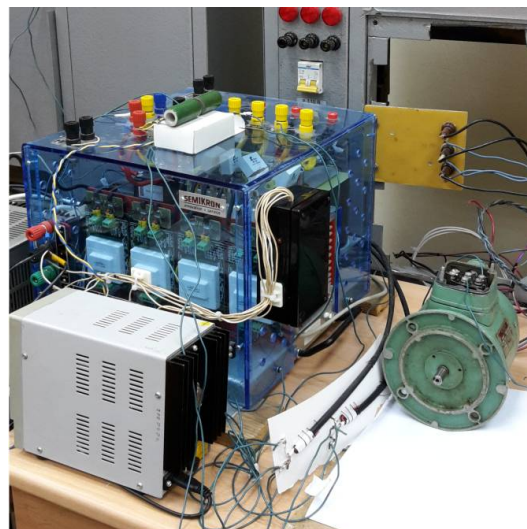


Рисунок 5.32 – Элементы экспериментальной установки

На рисунке 5.33 показаны зависимости тока утечки $I_y(t)$ при частоте импульсов 1 кГц с амплитудой 15 В. Здесь видно, что пиковые значения на графике тока утечки сильно варьируются. В то же время производные напряжения dU/dt , приложенного к обмотке, одинаковы для всех импульсов. Соответственно, и максимумы тока утечки ($I_{y,max}$) не должны существенно различаться. Причину этого явления можно увидеть на рисунке 5.34, где тот же график $I_y(t)$ показан в другом масштабе времени, где кружками показаны моменты отсчетов тока утечки. Временные интервалы между отсчетами равны 10^{-5} с. На рисунке 5.34 видно, что каждый пик тока I_y на графике сформирован лишь тремя точками, расположенными в вершинах треугольника. С учетом величины временной дискретности, сравнивая ее с шириной пиков тока на рисунке 5.30, становится понятно, что точка, соответствующая пику на графике $I_y(t)$ на рисунках 5.33 и 5.34, в действительности располагается на положительном или отрицательном фронте реального графика $I_y(t)$. То есть, при больших значениях дискретности отсчетов, возникает своего рода стробоскопический эффект,

маскирующий реальные значения $I_{y,max}$. Это хорошо видно при сравнении амплитудных значений на рисунке 5.30 со значениями пиков на рисунках 5.33 и 5.34.

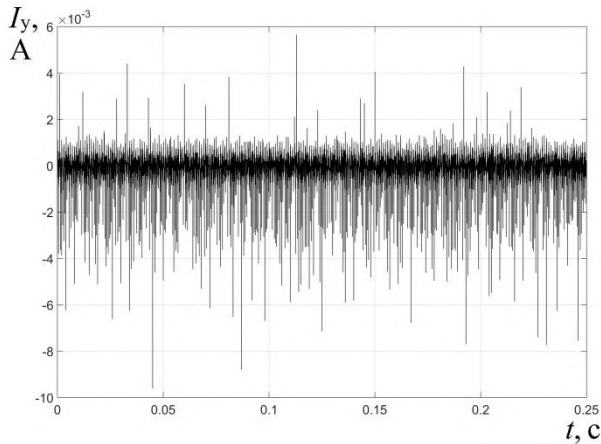


Рисунок 5.33 – Емкостной ток утечки при частоте 1 кГц в течение 0,25 с ($U_{test}=15$ В)

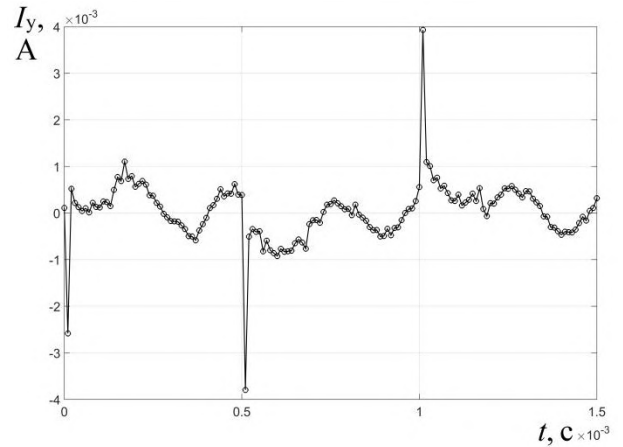


Рисунок 5.34 – Емкостной ток утечки при частоте 1 кГц в течение $1,5 \cdot 10^{-3}$ с ($U_{test}=15$ В)

На рисунке 5.35 показаны гистограммы распределения амплитуд тока утечки (при временной дискрете 10^{-5} с) для двух значений амплитуды импульсов U_{test} 7,5 В и 15 В при частоте 1 кГц. Здесь видно, что наибольшие значения максимумов тока утечки практически пропорциональны амплитуде импульсов U_{test} (с ошибкой около 7,5%), то есть зарегистрированные пики тока утечки несут информационную составляющую даже при существенном отличии величин их зарегистрированных значений от истинных максимумов.

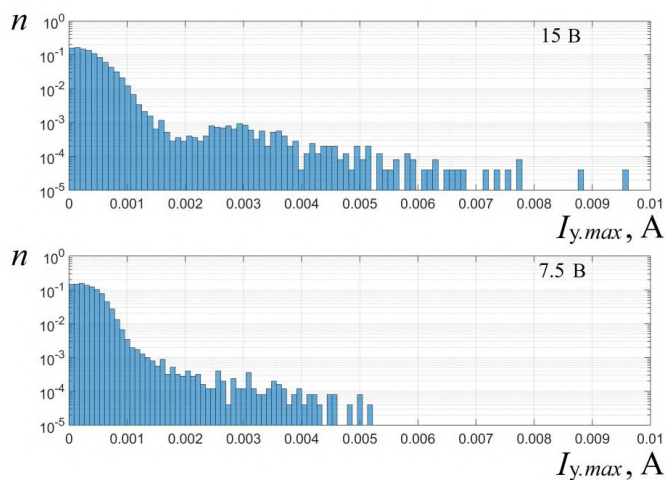


Рисунок 5.35 – Гистограммы распределения зарегистрированных амплитуд емкостного тока утечки (относительное количество значений) при частоте импульсов 1 кГц для двух амплитуд U_{test} : 7,5 В и 15 В

Для более надежной регистрации пиков тока утечки оборудование должно обеспечивать временную дискрету считывания существенно меньшую, чем 10^{-5} с. В качестве частичного решения проблемы при сравнительно большой дискрете можно предложить использование регистрации значений $I_y(t)$ на значительно более длинном интервале времени. Тогда зарегистрированный на этом интервале максимум I_y будет тем ближе к реальному значению $I_{y,max}$, чем длиннее интервал регистрации. Однако, сравнение рисунка 5.35 с рисунком 5.30 показывает, что для достоверного выявления пиков тока утечки, близких к реальным максимумам, потребуется использование весьма большого интервала регистрации, что само по себе создает сложности.

На рисунке 5.36 показаны зависимости эффективного значения тока утечки ($I_{y,eff}$) от частоты импульсов, а также усредненные для разных частот величины эффективных значений тока утечки для двух амплитуд импульсов напряжения 7,5 и 15 В. Здесь не прослеживается достоверной связи между частотой импульсов U_{test} и эффективным значением тока утечки. В то же время, можно увидеть, что эффективные значения тока утечки почти пропорциональны амплитуде импульсов приложенного напряжения (с ошибкой около 6%).

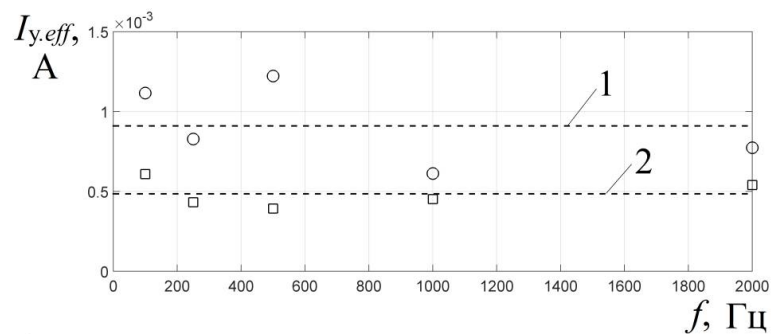


Рисунок 5.36 – Зависимость эффективного значения емкостного тока утечки от частоты при двух амплитудах приложенного напряжения (обозначено: ○ – 15 В; □ – 7,5 В). Пунктирные линии соответствуют усредненным эффективным величинам тока утечки: 1 – 15 В; 2 – 7,5 В

Таким образом, можно сделать вывод о том, что даже при такой большой временной дискрете (10^{-5} с), величина эффективного значения тока утечки также несет определенную информационную составляющую, которую можно использовать в целях диагностики состояния изоляции обмотки. При этом вычисление эффективного значения тока утечки не требует столь длительных интервалов регистрации, как при попытке достоверного выявления максимумов.

5.5.4. Алгоритм мониторинга и прогнозирования при использовании емкостных токов утечки как диагностического признака

Сформулируем некоторые предложения по практическому использованию емкостных токов утечки для мониторинга и прогнозирования состояния изоляции обмоток электродвигателя.

Аппроксимируем экспериментальные результаты, представленные в [300], экспоненциальной зависимостью вида

$$I_y = \Delta I_{y.max} e^{-\alpha_y t} + I_{y0}. \quad (5.53)$$

На рисунке 5.37 представлены результаты такой аппроксимации, где $\Delta I_{y.max} = 3,04 \cdot 10^{-2}$ А, $\alpha_y = 6,46 \cdot 10^{-2}$ 1/час и $I_{y0} = 1,67 \cdot 10^{-3}$ А. Здесь убран интервал приостановки эксперимента и начало отсчетов перенесено в точку максимума тока утечки. Видно, что аппроксимирующая экспоненциальная зависимость практически идеально соответствует огибающей экспериментального графика. Зависимость (5.53) является своего рода моделью процесса старения изоляции, поэтому далее, для краткости, будем называть эту зависимость «моделирующей экспонентой».

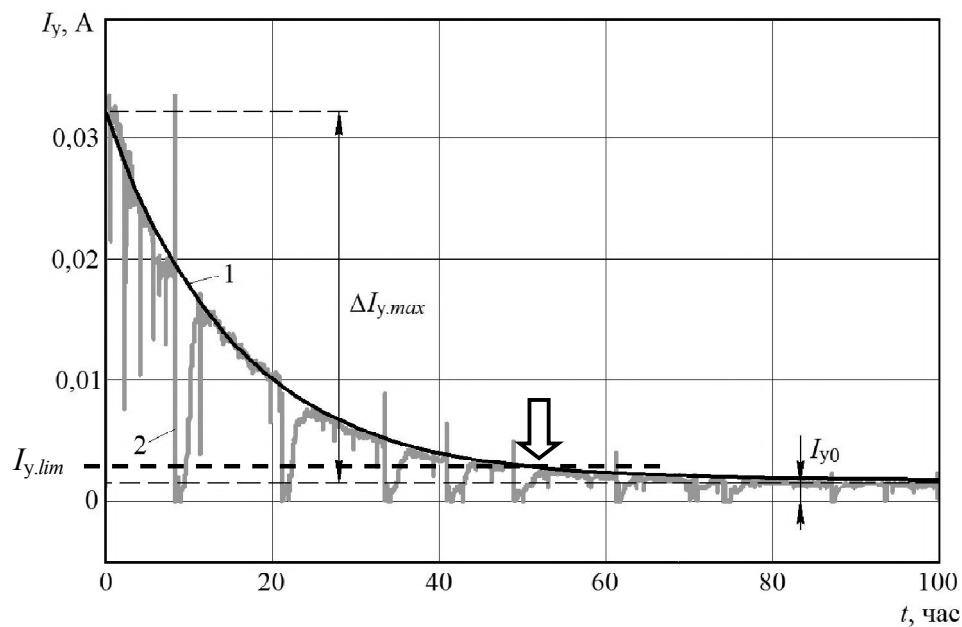


Рисунок 5.37 – Аппроксимация полного тока утечки экспонентой (1), наложенная на экспериментальную зависимость для фазы 3 (2)

Выявленный характер зависимости емкостного тока утечки в процессе старения изоляции позволяет построить систему мониторинга состояния изоляции на ос-

нове контроля превышения величины I_y над некоторым уровнем $I_{y.lim}$, снижение I_y ниже которого свидетельствует об исчерпании ресурса изоляции (пересечение уровня $I_{y.lim}$ отмечено на рисунке 5.37 стрелкой). Проблема здесь заключается в сильном зашумлении полезного сигнала, связанном и с действием помех в информационных каналах, и с влиянием на токи утечки параметров окружающей среды (в частности, температуры и влажности). Кроме того, на графиках тока утечки отражаются и организационные особенности регистрации данных (перерывы в работе и т.д.), что видно на рисунке 5.27.

Здесь важно учесть и то, что, согласно экспериментальным данным [300], нарушение целостности изоляции наступает спустя время, большее, чем 5–6 постоянных времени экспоненты (5.53). По истечении такого времени от начала процесса, значение моделирующей экспоненты весьма мало (десятые доли процента), что усложняет определение момента пересечения уровня $I_{y.lim}$ и усиливает влияние помех. Это хорошо прослеживается на рисунках 5.38 и 5.39.

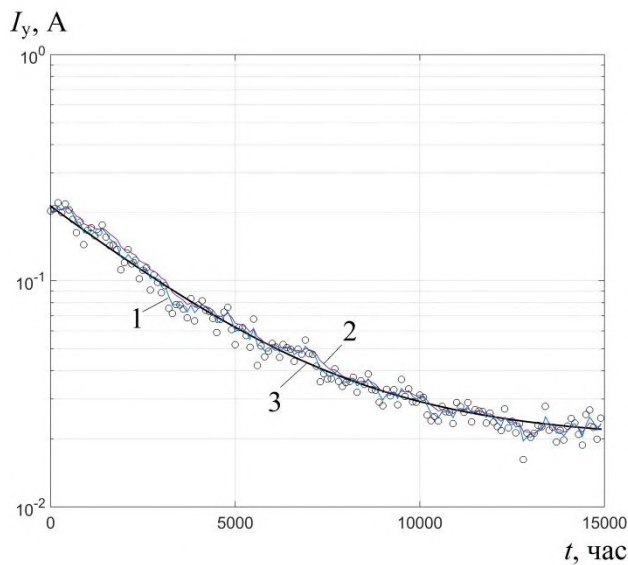


Рисунок 5.38 – Зашумленный (о) и фильтрованный сигнал при $T_f=2\Delta t$ (1) и $T_f=4\Delta t$ (2); 3 – моделирующая кривая

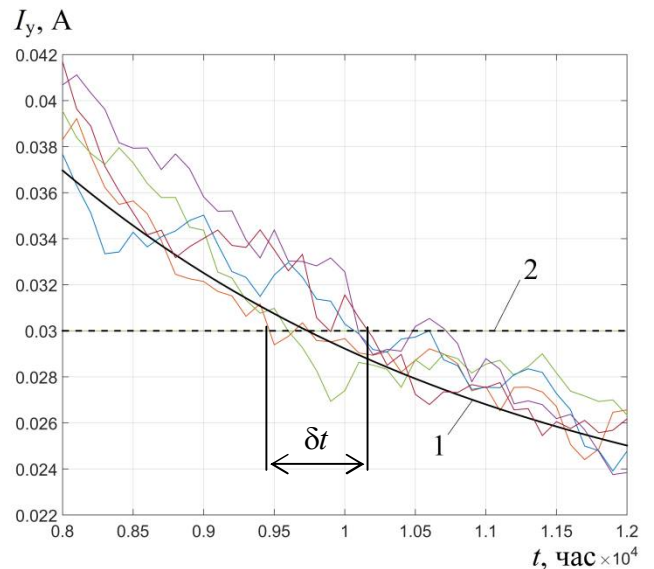


Рисунок 5.39 – Набор реализаций зашумленного сигнала с фильтром 1-го порядка при $\Delta t=100$ час и $T_f=4\Delta t$. Здесь: 1 – моделирующая кривая; 2 – уровень $I_{y.lim}$

На рисунке 5.38 показан сигнал с гауссовской помехой (со средним квадратичным отклонением $\sigma=0,1$ от уровня моделирующей экспоненты) и фильтрованный сигнал (фильтр 1-го порядка при постоянных $T_f=2\Delta t$ и $T_f=4\Delta t$) с периодом дискрети-

зации (интервалом измерения) $\Delta t=100$ час. На рисунке 5.39 представлен набор реализаций зашумленного сигнала с фильтром 1-го порядка при $\Delta t=100$ час, $\sigma=0,1$ и $T_f=4\Delta t$ час. Здесь видно, что при разных реализациях зашумленного процесса кривая $I_y(t)$ пересекает пороговый уровень в существенно разное время (δt – разброс по времени). При таких условиях представляется целесообразным опираться не (или не только) на фильтрацию и сглаживание сигнала, а на подходы, связанные с идентификацией параметров моделирующей кривой $I_y(t)$ с последующей оценкой времени (t_{lim}) достижения порогового уровня $I_{y.lim}$. В этом случае появляется и возможность прогнозирования остаточного ресурса, выраженного в единицах времени (T_R), как разности между прогнозируемым временем t_{lim} и текущим моментом времени t_T :

$$T_R=t_{lim}-t_T, \quad (5.54)$$

где под текущим временем подразумевается время наработки.

Из формулы (5.53) можно получить выражение для t_{lim}

$$t_{lim}=\frac{1}{\alpha_y} \ln \frac{\Delta I_{y.max}}{\Delta I_{y.lim}}, \quad (5.55)$$

где $\Delta I_{y.lim}=I_{y.lim}-I_{y0}$ – превышение над уровнем установившегося значения тока утечки.

На рисунке 5.40 показан алгоритм работы системы прогнозирования состояния изоляции на основе идентификации параметров модельной кривой. Алгоритм работает с накопленными значениями $I_y=[I_{y1}, I_{y2}, \dots, I_{yk}]$ и $t_T=[t_{T1}, t_{T2}, \dots, t_{Tk}]$, где k – номер последнего измерения. Каждый раз после нового измерения I_{yk} происходит запоминание очередной пары t_{Tk} и I_{yk} .

Начало обработки зарегистрированных данных с целью идентификации параметров моделирующей экспоненты имеет смысл начинать не сразу после начала измерений, так как при ограниченном количестве точек в условиях существенной случайной составляющей в зарегистрированных значениях тока утечки сложно сколь угодно достоверно определить параметры моделирующей кривой. Поэтому выполняется проверка – превышает ли время t_{Tk} некоторое пороговое значение $t_{T.нач}$, где

$t_{т.нач}$ – время наработки, после которого можно начать идентификацию параметров ЭКСПОНЕНТЫ.

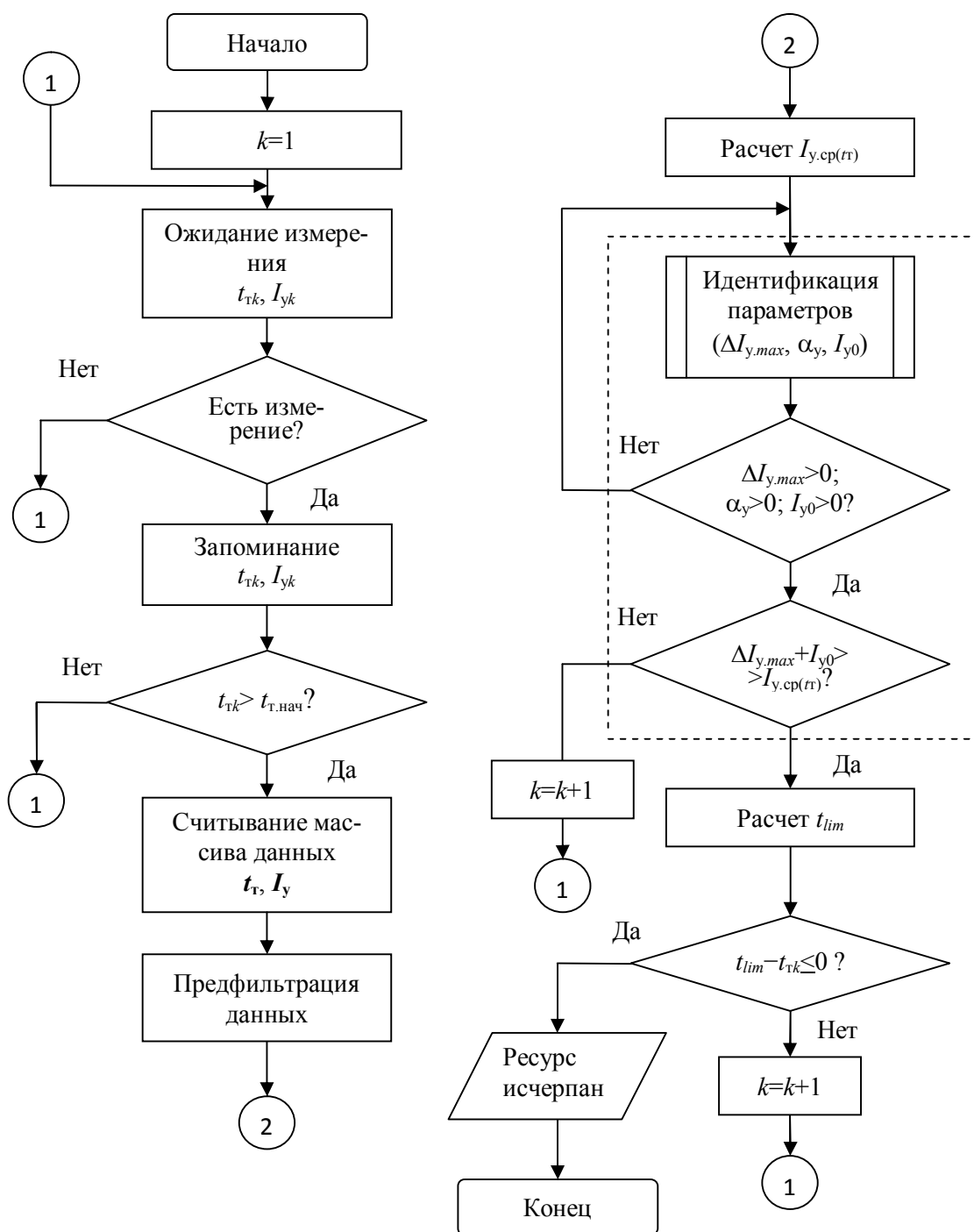


Рисунок 5.40 – Алгоритм работы системы прогнозирования состояния изоляции на основе идентификации параметров моделирующей экспоненты

Приближенная оценка $t_{т.нач}$ может быть выполнена с использованием экспоненты, описывающей деградационные процессы в изоляции при допустимой для

данного класса изоляции температуре. Полагаем, что исчерпание ресурса происходит, как следует из результатов на рисунке 5.27, при $t_{tk} > (4...5)/\alpha_{yN}$, где α_{yN} – степенной коэффициент экспоненты при работе с допустимой для данного класса изоляции температурой. Если рассчитать характерное время исчерпания ресурса (T_B) по формуле Буссинга (4.9) то, принимая это время за $T_B = (4...5)/\alpha_{yN}$, можно определить α_{yN} по выражению

$$\alpha_{yN} = (4...5)/T_B. \quad (5.56)$$

В таблице 5.6 приведены рассчитанные значения T_B и α_{yN} для разных классов изоляции.

Таблица 5.6 – Значения T_B и α_{yN} для различных классов изоляции

Класс изоляции	<i>A</i>	<i>E</i>	<i>B</i>	<i>F</i>	<i>H</i>
T_B , час	18583	21163	18215	21440	22382
$\alpha_{yN} \cdot 10^4$, час ⁻¹	2,15...2,69	1,89...2,36	2,20...2,74	1,87...2,33	1,79...2,00

Величину $t_{т.нач}$ можно принять равной $1/\alpha_{yN}$. При недогрузке привода величина α_y будет меньше, чем α_{yN} , однако количество точек (t, I_y) , зарегистрированных за время $t_{т.нач}$, зависит только от интервала измерений Δt . Кроме того в алгоритме предусмотрены проверки для оценки достоверности параметров моделирующей экспоненты, восстанавливаемых по зарегистрированным данным.

После считывания массива исходных данных (t, I_y) выполняется предфильтрация для уменьшения влияния случайной составляющей. Затем проводится расчет среднего значения $I_{y.cp(t)}$ за предшествующий период, это необходимо для выполнения далее одной из проверок.

На следующем этапе проводится идентификация параметров моделирующей экспоненты. При этом выполняются проверки:

1) Должны выполняться условия $\Delta I_{y.max} > 0$, $\alpha_y > 0$ и $I_{y0} > 0$, что следует из очевидных физических соображений (если не выполнено хотя бы одно условие – текущую точку игнорируем);

2) Должно выполняться достаточно очевидное условие $\Delta I_{y.max} + I_{y0} > I_{y.cp(t)}$.

Проверка обоих условий может быть заложена в сам алгоритм поиска экстремума целевой функции как набор ограничений, поэтому на рис. 5.40 блоки, отвечающие за идентификацию параметров моделирующей экспоненты и выполнение проверок, объединены пунктирной линией. После определения параметров моделирующей экспоненты выполняется расчет прогнозируемого времени исчерпания ресурса t_{lim} и проверка знака разности $t_{lim} - t_{тк}$, представляющей собой величину остаточного ресурса в единицах времени. При отрицательной величине этой разности выдается решение о том, что ресурс исчерпан. На рисунке 5.41 показаны результаты моделирования работы рассмотренного алгоритма.

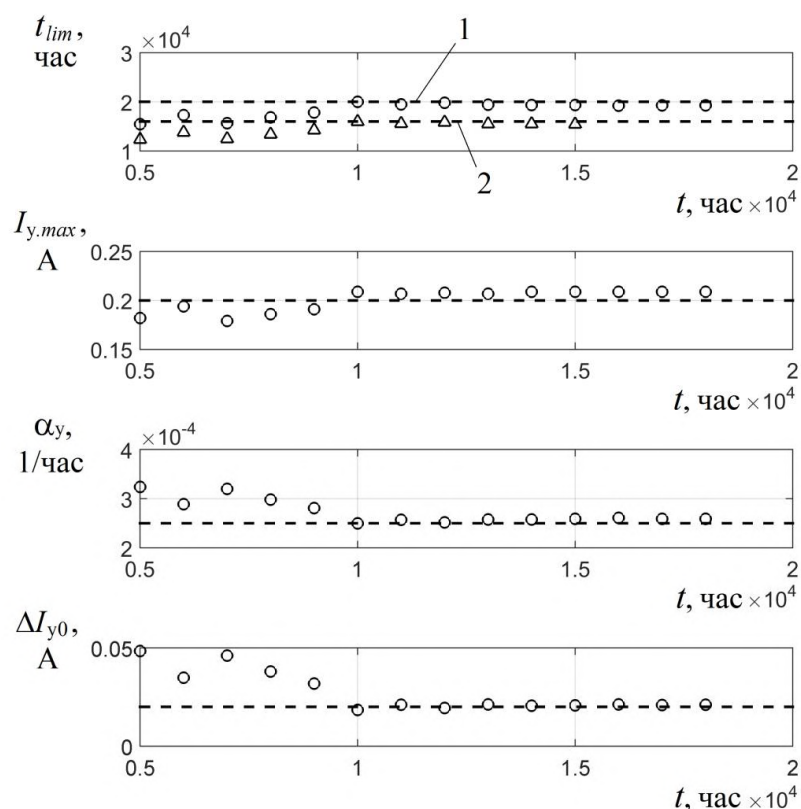


Рисунок 5.41 – Результаты моделирования работы алгоритма системы прогнозирования состояния изоляции. Обозначено: 1 – $\Delta I_{y.lim} = 0,0067 \Delta I_{y.max}$; 2 – $\Delta I_{y.lim} = 0,0183 \Delta I_{y.max}$

Идентификация параметров моделирующей экспоненты проводилась с использованием метода наименьших квадратов. Пунктирными линиями показаны уровни, соответствующие истинным значениям $\Delta I_{y.max}$, α_y , I_{y0} и соответствующим этим значениям расчетным величинам t_{lim} . Моделировалась работа алгоритма с интервалом измерений 100 час без предфильтрации, при гауссовском законе распределения погрешности со средним квадратичным отклонением 20% от величины I_y по

моделирующей экспоненте. На рисунке 5.41 видно, что значения параметров моделирующей экспоненты и вычисленные значения t_{lim} достаточно хорошо сходятся к истинным значениям.

5.6. ВЫВОДЫ по главе 5

1. Предложен вариант построения двухмассовой ТДМ закрытого АД (двухканальная ТДМ АД), требующий минимального объема информации для параметрирования, с целью использования в системах тепловой защиты двигателя.

2. Предложен алгоритм работы системы тепловой защиты на основе двухканальной ТДМ АД с расчетом превышения температуры обмотки, позволяющий упростить решение проблемы определения начальных условий для ТДМ после отключения привода.

3. Предложен алгоритм работы упрощенной системы тепловой защиты на основе двухканальной ТДМ АД с использованием только быстрого канала термодинамической модели, требующий измерения лишь тока статора и скорости двигателя, а также получены соотношения, позволяющие учесть зависимость тепловых проводимостей ТДМ АД от скорости в такой системе.

4. Предложена система мониторинга теплового состояния АД на основе усреднения скорости старения изоляции с помощью скользящего окна и приведены алгоритмы работы такой системы с использованием ТДМ и с использованием средств измерения температуры обмотки

5. Предложена система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции и приведены алгоритмы работы такой системы с использованием ТДМ и с использованием средств измерения температуры обмотки.

6. Предложен подход к мониторингу и прогнозированию состояния изоляции обмотки электродвигателя на основе использования информации о эффективном значении емкостных токов утечки. Приведен алгоритм работы системы прогнозирования состояния изоляции с использованием информации о емкостных токах утечки на основе идентификации параметров моделирующей кривой.

6. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ АД В ПУСКОВЫХ РЕЖИМАХ И ВОПРОСЫ СОГЛАСОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА

В главе выполнено исследование теплового состояния АД в пусковых режимах и рассмотрены вопросы согласования параметров электромеханического комплекса с учетом особенностей системы электропривода.

6.1. Особенности нагрева обмотки ротора АД в пусковых режимах

Прямой пуск асинхронного двигателя сопровождается пусковыми токами, превышающими номинальный ток в 6-7 раз. Броски моментов, сопровождающие такие токи, оказывают негативное влияние на надежность и долговечность механической части привода. Кроме того, в случае крупных высоковольтных двигателей большие пусковые токи вызывают просадку напряжения сети более допустимой величины. Проблема перегрева двигателя при пуске отчетливо проявляется у высокоинерционных электроприводов, число которых достаточно велико в различных отраслях промышленности. К ним относятся, например, электроприводы различных нагнетателей, воздуходувок, вентиляционных установок 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 несколько минут [303]. При таких продолжительностях пуска происходит сильный нагрев обмоток, вызываемый длительной работой машины при больших скольжениях. По некоторым данным [304, 305] температура обмотки ротора АД при пуске может достигать 600 °С.

Для частичного решения этих проблем, связанных с ограничением механических нагрузок и просадок напряжения сети, используют устройства плавного пуска (УПП) на основе тиристорных преобразователей переменного напряжения (ТПН) [26, 306–308], которые обеспечивают управление процессом пуска при неизменной (номинальной) частоте питающего напряжения. Однако использование таких УПП,

позволяя снизить пусковые токи, далеко не всегда дает возможность исключить перегрев обмоток машины.

Отметим также, что перегрев обмоток двигателя может проявляться и при запуске электроприводов с относительно небольшим моментом инерции, где требуется получить плавный разгон под нагрузкой, для чего также используют устройства плавного пуска на основе ТПН. Примером могут служить асинхронные электроприводы длинных конвейеров [24, 25].

При оценке теплового состояния АД часто концентрируют внимание на нагреве обмотки статора, поскольку эта обмотка изолирована, а негативное влияние высоких температур на долговечность электрической изоляции хорошо известно. Поэтому существует большое количество технических решений для этой цели [251–253, 254, 309, 310]. Тем не менее, серьезные термические нагрузки в роторе асинхронного двигателя также могут вызывать разрушение элементов ротора и привести к выходу двигателя из строя [163, 311]. В частности, перегрев обмотки ротора может вызывать выгибание стержней ротора с выходом их из паза, что ведет к повреждению лобовых частей обмотки статора (фото на рисунке 6.1)¹⁾.

В мощных асинхронных двигателях при длительном пуске более 30% отказов приходится на повреждение обмотки ротора из-за подобного «сабельного эффекта» [154]. Может также наблюдаться и повреждение короткозамыкающих колец вследствие термомеханических эффектов (фото на рисунке 6.2).

Отмеченные выше обстоятельства указывают на тот факт, что хотя короткозамкнутая обмотка ротора асинхронного двигателя не изолирована, и в данном случае не возникает проблем с ускорением истощения термического ресурса изоляции, задачи, связанные с оценкой теплового состояния ротора асинхронных двигателей в пусковых режимах являются актуальными. В частности, представляет интерес:

- анализ особенностей построения термодинамических моделей АД, пригодных для оценки теплового состояния элементов ротора;
- получение простых методов приближенной оценки нагрева роторной обмотки в пусковых режимах;

¹⁾ Фото на рис. 6.1 и 6.2 предоставлены ОАО «Соликамскбумпром»

- получение общих выводов, касающихся связи габаритов и номинальной скорости АД с напряженностью теплового режима роторной обмотки при пуске;
- анализ влияния параметров механической характеристики приводимого механизма на нагрев роторной обмотки при пуске;
- оценка допустимого по нагреву присоединенного момента инерции при параметрах механической характеристики приводимого механизма, отличающихся от тех, для которых дается справочное значение допустимого присоединенного момента инерции;
- выяснение условий, при которых можно воздействовать на нагрев обмотки ротора путем подбора времени пуска в электроприводе с тиристорным преобразователем напряжения.



Рисунок 6.1 – Выход стержня ротора двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 из паза



Рисунок 6.2 – Повреждение короткозамыкающего кольца двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1

Анализ нагрева ротора, как и других элементов конструкции электрической машины, на основе численного решения дифференциальных уравнений, описывающих электродинамическую и термодинамическую модели этой машины, позволяет получить информацию, касающуюся лишь отдельных случаев при определенном наборе параметров электропривода с конкретным электродвигателем. Вместе с тем, представляется важным получение выводов общего характера, которые позволили бы проследить влияние тех или иных факторов на нагрев ротора, что удобнее сделать на основе аналитических выражений. Получение аналитических выражений для температуры обмотки в конце пуска на основе решения дифференциальных уравне-

ний, описывающих процессы в электрической части привода и термодинамической модели двигателя оказывается практически невозможным из-за сложного характера теплообмена обмотки с другими элементами термодинамической модели, а также температурной зависимости сопротивления обмотки. Рассмотрим возможность применения энергетического подхода для этих целей. Под энергетическим подходом в данном случае будем понимать подход, базирующийся на использовании уравнений, описывающих взаимосвязи температуры элементов электродвигателя с выделяющейся в них и отдаваемой в окружающую среду энергией без привлечения для этого дифференциальных уравнений, описывающих поведение температуры во времени.

6.2. Выражения для греющих потерь в роторе при пуске АД

6.2.1. Общее выражение для подъема температуры элементов ротора при пуске АД

Если рассматривать нагрев некоторого набора элементов ротора, как единого тела, то динамика изменения средней температуры этих элементов θ_r , исходя из уравнения теплового баланса будет на элементарном интервале времени dt определяться следующим уравнением:

$$C_r d\theta_r = \Delta P_r dt - \sum_{k=1}^m (\theta_r - \theta_{0k}) \lambda_{r0k} dt, \quad (6.1)$$

где C_r и ΔP_r – теплоемкость рассматриваемого набора элементов ротора и мощность потерь, в нем выделяющихся; θ_{0k} и λ_{r0k} – температуры охлаждающих сред и тепловые проводимости к ним от элементов ротора.

Исходя из уравнения (6.1), подъем средней температуры элементов ротора $\Delta\theta_r$ за время пуска (t_n) будет определяться разностью выделившейся энергии ($W_{\Sigma r}$) и ушедшей в охлаждающую ротор среду ($W_{r.out}$):

$$\Delta\theta_r = \frac{W_{\Sigma r} - W_{r.out}}{C_r}, \quad (6.2)$$

$$W_{\Sigma r} = \int_0^{t_n} \Delta P_{\Sigma r} dt, \quad (6.3)$$

где $\Delta P_{\Sigma r}$ – суммарная мощность всех потерь в элементах ротора, нагрев которых рассматриваем; C_r – теплоемкость этих элементов ротора.

$$W_{r.out} = \int_0^{t_n} \sum_{k=1}^m (\theta_r - \theta_{0k}) \lambda_{r0k} dt. \quad (6.4)$$

Величина $W_{\Sigma r}$ (помимо прочих составляющих) содержит компоненту, связанную с изменением кинетической энергии системы и компоненту, зависящую от преодолеваемого момента сопротивления.

В [222, 312] показано, что за время разгона АД при постоянной скорости вращения магнитного поля машины (прямой пуск, пуск при использовании устройств плавного пуска на основе тиристорного преобразователя напряжения) количество энергии, выделяющееся в роторной обмотке АД при пуске за счет джоулевых потерь (W_r), может быть представлено суммой двух составляющих. Одна из них представляет собой долю энергии ($W_{rдин}$), определяемую величиной динамического момента в переходном процессе, а вторая (W_{rc}) определяется величиной момента сопротивления со стороны механизма. Проанализируем связь W_r с параметрами механической характеристики электропривода. Здесь будем пренебрегать другими составляющими потерь в обмотке, например, потерями от высших гармоник.

Если выразить момент двигателя из уравнения движения электропривода, пренебрегая разницей между электромагнитным и механическим моментом, можно записать мощность потерь в роторе (ΔP_r) при переходном процессе следующим образом [222]:

$$\Delta P_r = M\omega_0 s = \left(J_{\Sigma пр} \omega_0 \frac{d\omega}{dt} - J_{\Sigma пр} \omega \frac{d\omega}{dt} \right) + M_c (\omega_0 - \omega), \quad (6.5)$$

где M – момент двигателя; M_c – приведенный к валу двигателя момент сопротивления; $J_{\Sigma пр}$ – приведенный к валу двигателя суммарный момент инерции привода; ω_0 – скорость вращения магнитного поля; ω – скорость двигателя.

Проинтегрировав (6.5), получим выражение для энергии, выделяющейся в роторной обмотке за время пуска

$$W_r = W_{rдин} + W_{rc} = J_{\Sigma пр} \left(\omega_0 \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} d\omega - \int_{\omega_{нач}}^{\omega_{кон}} \omega d\omega \right) + \int_0^{t_n} M_c (\omega_0 - \omega) dt, \quad (6.6)$$

где $\omega_{нач}$ и $\omega_{кон}$ – начальная и конечная скорости при разгоне.

Из (6.6) получим

$$W_{r\text{дин}} = J_{\Sigma\text{пр}} [\omega_0 (\omega_{\text{кон}} - \omega_{\text{нач}})] - \left(\frac{\omega_{\text{кон}}^2}{2} - \frac{\omega_{\text{нач}}^2}{2} \right), \quad (6.7)$$

что для режима пуска при $\omega_{\text{нач}} = 0$ дает

$$W_{r\text{дин}} = J_{\Sigma\text{пр}} \left(\omega_0 \omega_{\text{кон}} - \frac{\omega_{\text{кон}}^2}{2} \right). \quad (6.8)$$

Для крупных АД из-за высокой жесткости рабочего участка механической характеристики значение $\omega_{\text{кон}}$ очень близко к ω_0 , поэтому величина $W_{r\text{дин}}$ практически совпадает с величиной кинетической энергии (W_k), запасаемой в маховых массах привода к концу разгона:

$$W_{r\text{дин}} \approx W_k = J_{\Sigma\text{пр}} \frac{\omega_{\text{кон}}^2}{2}. \quad (6.9)$$

Получим выражение для W_{rc} . Представим выражение для механической характеристики приводимого механизма в следующем виде:

$$M_c = M_{c0} + M_{cbN} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^m, \quad (6.10)$$

где ω_N – номинальная скорость; M_{c0} – постоянная (не зависящая от скорости) составляющая момента сопротивления; M_{cbN} – значение переменной (зависящей от скорости) составляющей момента сопротивления при номинальной скорости, m – постоянный коэффициент.

Получение аналитических зависимостей скорости от времени затруднительно из-за индивидуальных отличий механических характеристик разных двигателей, кроме того, это осложняется трудностями с учетом влияния вытеснения тока в пазах ротора. Поэтому, с целью получения приближенных выражений, используем аппроксимацию зависимости скорости от времени в пусковых режимах с помощью степенной функции. На рисунке 6.3 показаны графики скорости при различных способах управления пуском – при прямом пуске (с учетом просадки напряжения сети), пуске в замкнутой системе с ограничением тока статора на уровне 700 А и в разомкнутой системе при линейно изменяющейся во времени амплитуде первой гармоники

напряжения на статоре. Графики скорости приведены для электропривода многоступенчатого нагнетателя РС 4А-3N-95 с асинхронным двигателем АДЧР-1600-6.0-4У1 (1600 кВт, 1500 об/мин). Из этих графиков видно, что они могут быть аппроксимированы зависимостью

$$\omega = a_{\omega} t^n, \quad (6.11)$$

где a_{ω} – постоянный коэффициент, а величина n находится в пределах от 1 до 2...3.

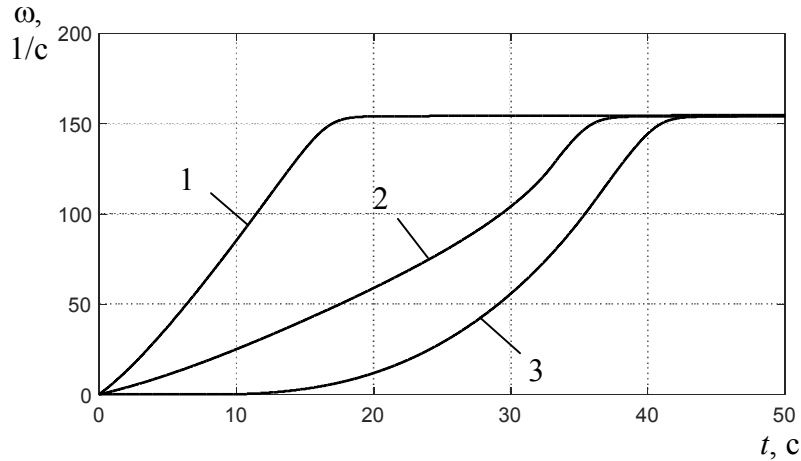


Рисунок 6.3 – Графики скорости двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1: 1 – прямой пуск; 2 – пуск в замкнутой системе с ограничением тока статора; 3 – пуск при линейном изменении амплитуды первой гармоники напряжения

Тогда (6.10) можно представить в виде

$$M_c = M_{c0} + M_{cbN} \left(\frac{a_{\omega}}{\omega_N} \right)^m t^{nm}. \quad (6.12)$$

Из (6.6) с учетом (6.11) и (6.12) получим

$$\begin{aligned} W_{rc} &= \omega_0 \int_0^{t_{\Pi}} \left[M_{c0} + M_{cbN} \left(\frac{a_{\omega}}{\omega_N} \right)^m t^{nm} \right] dt - \int_0^{t_{\Pi}} \left[M_{c0} + M_{cbN} \left(\frac{a_{\omega}}{\omega_N} \right)^m t^{nm} \right] a_{\omega} t^n dt = \\ &= \omega_0 M_{c0} t_{\Pi} + \omega_0 M_{cbN} \left(\frac{a_{\omega}}{\omega_N} \right)^m \frac{t_{\Pi}^{nm+1}}{nm+1} - \frac{M_{c0} a_{\omega} t_{\Pi}^{n+1}}{n+1} - \frac{M_{cbN} a_{\omega}^{m+1}}{\omega_N^m (nm+n+1)} t_{\Pi}^{nm+n+1}. \end{aligned} \quad (6.13)$$

Поскольку $\omega_{\text{коп}} = a_{\omega} t_{\Pi}^n$, то выражение (6.13) можно переписать в следующем виде:

$$W_{rc} = M_{c0} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{коп}}}{n+1} \right) t_{\Pi} + M_{cbN} \left(\frac{\omega_{\text{коп}}}{\omega_N} \right)^m \left(\frac{\omega_0}{nm+1} - \frac{\omega_{\text{коп}}}{nm+n+1} \right) t_{\Pi}. \quad (6.14)$$

Если $\omega_{\text{коп}} \approx \omega_N$, то из (6.14) получим

$$W_{rc} = M_{c0} \left(\omega_0 - \frac{\omega_N}{n+1} \right) t_{\text{п}} + M_{\text{св}N} \left(\frac{\omega_0}{nm+1} - \frac{\omega_N}{nm+n+1} \right) t_{\text{п}}. \quad (6.15)$$

Для крупных двигателей, где ω_N близка к ω_0 можно без существенной погрешности переписать (6.15) как

$$W_{rc} = \left[M_{c0} \frac{n}{n+1} + M_{\text{св}N} \frac{n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \omega_N t_{\text{п}}. \quad (6.16)$$

Из (6.16) следует, что компонента энергии, связанная с преодолением момента сопротивления, уменьшается с ростом степенных коэффициентов n и m , но растет с увеличением времени пуска и номинальной скорости двигателя. Однако, в случае правильного согласования двигателя и приводимого механизма по мощности, при большей номинальной скорости двигателя приведенные к валу двигателя значения M и $M_{\text{св}N}$ будут меньше. Поэтому при одинаковой мощности двигателей с разной номинальной скоростью величина W_{rc} зависит только от времени разгона.

Проанализируем соотношение между $W_{\text{рдин}}$ и W_{rc} при пуске. Запишем выражение (6.10) в виде

$$M_c = M_{\text{с}\Sigma} \left[a + b \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^m \right], \quad (6.17)$$

где $a+b=1$, величина a представляет собой долю постоянной составляющей момента сопротивления от его полной величины при номинальной скорости.

Тогда

$$M_{c0} = aM_{\text{с}\Sigma}, \quad (6.18)$$

$$M_{\text{св}N} = bM_{\text{с}\Sigma}. \quad (6.19)$$

С учетом (6.18) и (6.19) из (6.16) получим

$$W_{rc} = M_{\text{с}\Sigma} \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \omega_N t_{\text{п}}, \quad (6.20)$$

что, при $M_{\text{с}\Sigma} = M_N$, дает

$$W_{rc} = \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] P_N t_{\text{п}}, \quad (6.21)$$

где P_N – номинальная мощность двигателя.

Обозначим относительное время пуска $t_{\Pi}^* = t_{\Pi} / T_j$, где $T_j = J_{\Sigma \text{пр}} \omega_N / M_N$ – постоянная времени механической инерции привода. В этом случае энергию, выделяющуюся за время пуска в обмотке ротора с учетом (6.9) и (6.21) можно записать как

$$W_r = \left\{ \frac{1}{2} + \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] t_{\Pi}^* \right\} P_N T_j, \quad (6.22)$$

или относительно кинетической энергии:

$$A_W = \frac{W_r}{W_k} = 1 + 2 \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] t_{\Pi}^*, \quad (6.23)$$

$$A_W = \frac{W_r}{W_k} = 1 + 2 \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] t_{\Pi}^*,$$

Анализ выражения (6.23) позволяет сделать вывод о том, что при больших значениях t_{Π}^* величина W_{rc} может превосходить $W_{r\text{дин}}$ (см. рисунки 6.4 и 6.5):

- для приводов с $M_c = \text{const}$ (т.е при $a=1, b=0$) это может быть при $t_{\Pi}^* > 1$;

- для приводов с чисто вентиляторным характером момента сопротивления (т.е при $a=0, b=1$) это может быть при $t_{\Pi}^* > \frac{(nm+n+1)(nm+1)}{2n}$.

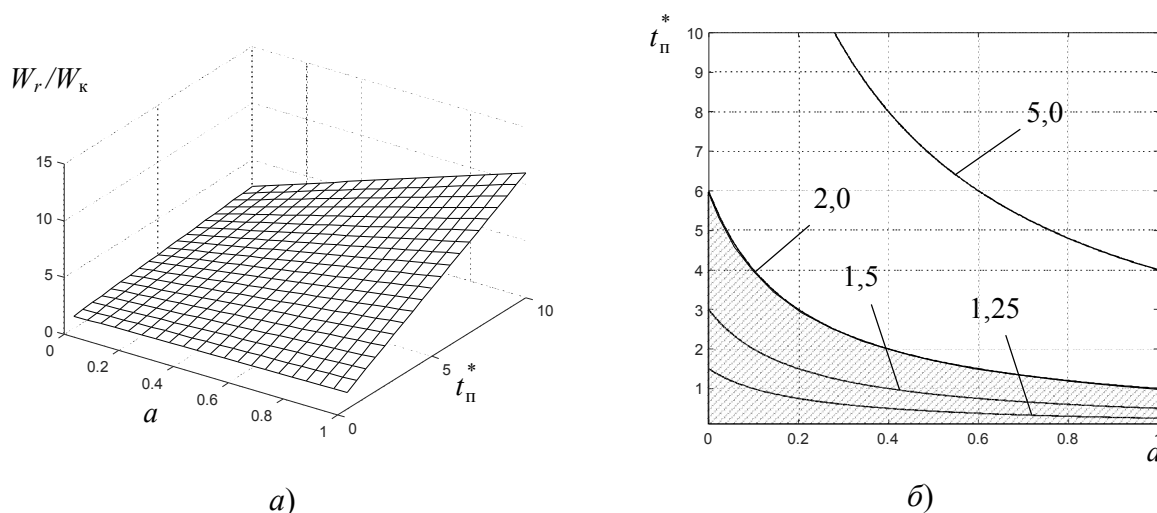


Рисунок 6.4 – Соотношение энергии, выделяющейся в роторе и запасаемой кинетической энергии: а) $W_r/W_k = f(t_{\Pi}^*, a)$ при $m=2; n=1$; б) линии уровня этой поверхности (цифрами обозначены значения W_r/W_k).

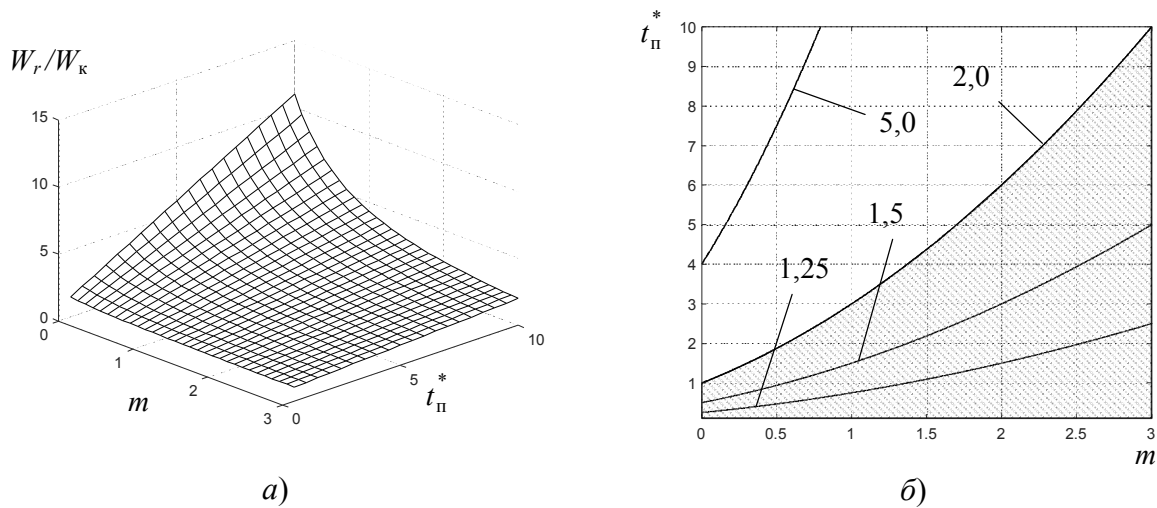


Рисунок 6.5 – Соотношение энергии, выделяющейся в роторе и запасаемой кинетической энергии: а) $W_r/W_k = f(t_{п}^*, m)$ при $a=0$ и $n=1$; б) линии уровня этой поверхности (цифрами обозначены значения W_r/W_k).

На рисунках 6.4 и 6.5 показаны графики, иллюстрирующие комбинации параметров привода, при которых доминирующее влияние на количество выделившейся при пуске энергии оказывает динамическая составляющая $W_{r\text{дин}}$. – это комбинации параметров, при которых A_w не намного превосходит единицу (заштрихованные области на рисунках 6.4,б и 6.5,б, где $W_{r\text{дин}} > W_{rc}$). Для таких приводов проблематично снизить максимум температуры обмотки ротора изменяя интенсивность процесса пуска (например, путем изменения уставки ограничения тока статора в системе с ТПН).

На рисунках 6.4 и 6.5 видно, что чем больше постоянная составляющая момента сопротивления и чем меньше степень m , тем большее влияние на энергию, выделившуюся за время пуска, оказывает работа по преодолению момента сопротивления W_{rc} .

Из выражения (6.22) следует, что с увеличением времени пуска, например за счет уменьшения уставки ограничения тока статора при пуске от УПП, растет общее количество энергии, выделяющейся в роторе (W_r), однако, при этом растет и доля энергии, уходящей в окружающую среду. Баланс этих факторов может привести как к снижению, так и к повышению максимума температуры обмотки при пуске. Условия, при которых возможно достигнуть снижения нагрева обмотки ротора посредством использования УПП на основе ТПН будут рассмотрены далее.

6.2.2. Составляющие потерь в элементах ротора при пуске АД

Полученные выше выражения для потерь в роторной обмотке учитывают только джоулевы потери. В действительности, имеются и другие виды потерь, выделяющиеся в элементах ротора, нагрев которых рассматриваем в данном случае. Поэтому обозначим:

$$W_{\Sigma r} = W_r + W_{r.\text{доп}}, \quad (6.24)$$

где $W_{r.\text{доп}}$ – дополнительная величина энергии, которая определяется иными видами потерь помимо джоулевых потерь в обмотке ротора. Величина $W_{r.\text{доп}}$ может определяться разным набором потерь (потери в стали ротора, добавочные потери) в зависимости от того, какой именно набор элементов конструкции ротора принимаем к рассмотрению. Сделаем анализ составляющих этих потерь применительно к пуску АД.

а) Потери в стали. Потери в стали ротора состоят из потерь на гистерезис и потерь на вихревые токи [313], причем первые изменяются пропорционально частоте перемагничивания ротора $f_2 = f_1 s$, а вторые пропорциональны квадрату этой частоты [314]. Обозначим суммарную величину потерь на гистерезис и вихревые токи при частоте f_1 (т. е. при неподвижном роторе), как $\Delta P_{st2(s=1)}$. Тогда, учитывая квадратичную зависимость потерь в стали от магнитной индукции B_m , можно записать выражение для суммарных потерь в стали ротора при скольжении s как

$$\Delta P_{st2} = \Delta P_{st2(s=1)} (k_\Gamma s + k_{\text{вТ}} s^2) \frac{B_m^2}{B_{m(s=1)}^2}, \quad (6.25)$$

где k_Γ и $k_{\text{вТ}}$ – коэффициенты, учитывающие соотношение потерь на гистерезис и вихревые токи в суммарных потерях в стали ($k_\Gamma + k_{\text{вТ}} = 1$); $B_{m(s=1)}$ – величина магнитной индукции при $s=1$.

Учитывая пропорциональную связь магнитной индукции и напряжения на статоре [313], можно переписать (6.25) в виде

$$\Delta P_{st2} = \Delta P_{st2(s=1)} (k_\Gamma s + k_{\text{вТ}} s^2) \frac{u_1^2}{u_{1N}^2}. \quad (6.26)$$

Рассмотрим суммарные потери в стали ротора за время пуска двигателя при различных способах управления процессом пуска привода. Зависимость удельной мощности потерь в стали от температуры здесь не будем принимать во внимание.

Прямой пуск. При $u_1 = u_{1N}$ (пренебрегая просадкой напряжения при пуске), из (6.26) получим:

$$\Delta P_{st2(a)} = \Delta P_{st2(s=1)} \left[k_{\Gamma} \left(1 - \frac{\omega}{\omega_0} \right) + k_{\text{ВТ}} \left(1 - 2 \frac{\omega}{\omega_0} + \frac{\omega^2}{\omega_0^2} \right) \right], \quad (6.27)$$

где ω_0 – скорость холостого хода.

Применив аппроксимацию зависимости скорости от времени (6.11), и, проинтегрировав (6.27) на интервале от 0 до времени пуска ($t_{\text{п}}$), получим следующее выражение для энергии потерь в стали ротора за это время:

$$W_{st2(a)} = \Delta P_{st2(s=1)} \left[k_{\Gamma} + k_{\text{ВТ}} \frac{k_{\Gamma} + 2k_{\text{ВТ}}}{n_{(a)} + 1} \frac{\omega_{\text{КОН}}}{\omega_0} + \frac{k_{\text{ВТ}}}{2n_{(a)} + 1} \left(\frac{\omega_{\text{КОН}}}{\omega_0} \right)^2 \right] t_{\text{п}}, \quad (6.28)$$

где $\omega_{\text{КОН}}$ – скорость в конце разгона.

Пуск в разомкнутой системе электропривода при линейном изменении амплитуды напряжения на статоре. В этом случае, при учете того, что напряжение на статоре к концу разгона достигает номинального уровня, можно переписать (6.26) в виде

$$\Delta P_{st2(b)} = \Delta P_{st2(s=1)} \left[k_{\Gamma} \left(1 - \frac{\omega}{\omega_0} \right) + k_{\text{ВТ}} \left(1 - 2 \frac{\omega}{\omega_0} + \frac{\omega^2}{\omega_0^2} \right) \right] t_{\text{п}}^2, \quad (6.29)$$

что, с учетом линейной аппроксимации зависимости скорости от времени дает следующее выражение для энергии потерь в стали ротора за время пуска:

$$W_{st2(b)} = \Delta P_{st2(s=1)} \left[\frac{k_{\Gamma} + k_{\text{ВТ}}}{3} \frac{k_{\Gamma} + 2k_{\text{ВТ}}}{n_{(b)} + 3} \frac{\omega_{\text{КОН}}}{\omega_0} + \frac{k_{\text{ВТ}}}{2n_{(b)} + 3} \left(\frac{\omega_{\text{КОН}}}{\omega_0} \right)^2 \right] t_{\text{п}}. \quad (6.30)$$

Пуск в замкнутой по току статора системе электропривода при ограничении тока статора. При таком способе управления пуском величина напряжения на статоре оказывается зависящей от скольжения и уставки ограничения тока статора. Связь между напряжением и этими величинами для достаточно продолжительного

режима пуска можно получить из схемы замещения двигателя. Например, с помощью Г-образной схемы замещения из (6.26) получим

$$\Delta P_{st2(c)} = \Delta P_{st2(s=1)} (k_{\Gamma} s + k_{\text{BT}} s^2) k_{I1} \frac{I_{2N}'^2}{u_{1N}} \left[\left(R_1 + \frac{R_2'}{s} \right)^2 + (X_1 + X_2')^2 \right], \quad (6.31)$$

где k_{I1} – кратность тока статора при пуске; I_{2N}' – номинальный ток ротора, приведенный к статору; R_1 и X_1 – активное и индуктивное сопротивления статорной обмотки; R_2' и X_2' – активное и индуктивное сопротивления роторной обмотки, приведенные к статору.

Величина сопротивлений R_2' и X_2' зависит от скольжения вследствие эффекта вытеснения тока, который описывается формулами Ф. Эмде [315]. Применительно к рассматриваемому случаю, когда скольжение в течение всего процесса положительно и по величине совпадает с абсолютным скольжением, зависимости сопротивлений ротора от скольжения через формулы Эмде можно выразить следующим образом:

$$R_2' = R_{2N}' h_r^* \sqrt{s} \frac{\text{sh}(2h_r^* \sqrt{s}) + \sin(2h_r^* \sqrt{s})}{\text{ch}(2h_r^* \sqrt{s}) - \cos(2h_r^* \sqrt{s})}; \quad (6.32)$$

$$X_2' = X_{2N}' \frac{3}{2h_r^* \sqrt{s}} \frac{\text{sh}(2h_r^* \sqrt{s}) - \sin(2h_r^* \sqrt{s})}{\text{ch}(2h_r^* \sqrt{s}) - \cos(2h_r^* \sqrt{s})}, \quad (6.33)$$

где R_{2N}' и X_{2N}' – активное и индуктивное сопротивления обмотки ротора при работе в номинальном режиме; h_r^* – относительная высота паза ротора (отношение высоты паза ротора к глубине проникновения тока).

При подстановке (6.32) и (6.33) в (6.31) получаем выражение для мощности потерь в стали ротора, которое делает весьма затруднительным получение аналитического выражения для энергии $W_{st2(c)} = \int_0^{t_{\text{п}}} \Delta P_{st2(c)}(t) dt$, даже если не принимать во

внимание влияние температуры на сопротивления R_1 и R_2' , которое может быть значительным. Сделаем оценку величины $W_{st2(c)}$ на качественном уровне.

Достаточно очевидно, что $\int_a^b v(t)y(t)dt \leq \int_a^b v(t)dt$, если на интервале $[a,b]$ $y(t) \leq 1$.

Принимая $a=0$, $b=t_{\pi}$, $v(t)=k_{\Gamma}s(t)+k_{\text{ВТ}}s^2(t)$, $y(t)=u_1^2(t)/u_{1N}^2$ не трудно установить, что, поскольку для случая a) $u_1^2(t)/u_{1N}^2=1$, а для случаев b) и c) $u_1^2(t)/u_{1N}^2 \leq 1$, то при одинаковой величине t_{π} всегда $W_{st2(b)} \leq W_{st2(a)}$ и $W_{s2(c)} \leq W_{s2(a)}$. Можно также утверждать, что величина W_{st2} , рассчитанная по выражению (6.28) при $t_{\pi}=t_{\pi(c)}$, будет всегда больше, чем величина $W_{st2(c)}$. Сравнение величин $W_{st2(b)}$ и $W_{st2(a)}$ можно выполнить и аналитически. Запишем отношение этих величин с помощью (6.28) и (6.30), приняв $\omega_{\text{кон}} \approx \omega_0$:

$$\frac{W_{st2(b)}}{W_{st2(a)}} = A_{st2.ba} \frac{t_{\pi(b)}}{t_{\pi(a)}}, \quad (6.34)$$

$$\text{где } A_{st2.ba} = \frac{n_{(b)} \cdot n_{(a)} + 1}{n_{(a)} \cdot n_{(b)} + 3} \left[k_{\Gamma} + k_{\text{ВТ}} \frac{2}{3(2n_{(b)} + 3)} \right] \left[k_{\Gamma} + k_{\text{ВТ}} \frac{2}{2n_{(a)} + 1} \right]^{-1}.$$

Численный анализ (6.34) показывает что при любых значениях k_{Γ} и $k_{\text{ВТ}}$ и реальных соотношениях $t_{\pi(b)}/t_{\pi(a)}$ отношение $W_{st2(b)}/W_{st2(a)}$ оказывается меньше единицы. Например, при $k_{\Gamma}=k_{\text{ВТ}}=0,5$ и $t_{\pi(b)}/t_{\pi(a)}=2$ отношение $W_{st2(b)}/W_{st2(a)}$ равно 0,28. Отсюда следует, что при оценке влияния потерь в стали ротора на его нагрев величина $W_{st2(a)}$ может выступать в роли «верхней границы» при любом способе управления пуском.

Величина мощности потерь в стали ротора при единичном скольжении может быть приближенно рассчитана по мощности потерь в стали статора в номинальном режиме (ΔP_{st1N}) с учетом соотношения масс стали ротора (m_{st2}) и статора (m_{st1}):

$$\Delta P_{st2(s=1)} = \Delta P_{st1N} \frac{m_{st2}}{m_{st1}}. \quad (6.35)$$

Потери в проводнике за счет вихревых токов зависят от удельного сопротивления материала проводника [316]. Соответственно, составляющая потерь в стали, определяемая вихревыми токами ($\Delta P_{st.\text{ВТ}}$) будет обратно пропорциональна удельному сопротивлению проводника, которое зависит от его температуры. Это дает возмож-

ность записать мощность потерь от вихревых токов при температуре θ_{st} следующим образом

$$\Delta P_{st.BT} = \frac{\Delta P_{st.BT(\theta_{nor})}}{1+k_{\theta_{st}}(\theta_{st}-\theta_{nor})}, \quad (6.36)$$

где $\Delta P_{st.BT(\theta_{nor})}$ – мощность потерь от вихревых токов при стандартной нормативной температуре; $k_{\theta_{st}}$ – температурный коэффициент для стали; θ_{nor} – нормативная температура, относительно которой рассчитывается мощность потерь.

Учесть влияние температуры на потери в стали при выводе выражений для W_{st2} затруднительно, т.к. неизвестна зависимость температуры от времени. В первом приближении можно выполнить этот учет следующим образом. Запишем выражение (6.36) для начальной и конечной температуры и определим среднее значение мощности потерь от вихревых токов ($\Delta \bar{P}_{st.BT}$) при отклонении температуры от нормативной в условиях постоянства прочих факторов:

$$\Delta \bar{P}_{st.BT} = \frac{\Delta P_{st.BT(\theta_{nor})}}{k_{\theta_{st}}(\theta_{st.кон} - \theta_{st.нач})} \ln \frac{1+k_{\theta_{st}}(\theta_{st.кон} - \theta_{nor})}{1+k_{\theta_{st}}(\theta_{st.нач} - \theta_{nor})}, \quad (6.37)$$

где $\theta_{st.нач}$ и $\theta_{st.кон}$ – начальная и конечная температура стали.

Выражение (6.37) можно упростить, воспользовавшись разложением натурального логарифма в ряд

$$\ln x = 2 \left[\frac{x-1}{x+1} + \frac{(x-1)^3}{3(x+1)^3} + \frac{(x-1)^5}{5(x+1)^5} + \dots \right], \quad (6.38)$$

и ограничившись только первым слагаемым в квадратных скобках выражения (6.38). Тогда, после несложных преобразований, получим

$$\Delta \bar{P}_{st.BT} = \frac{\Delta P_{st.BT(\theta_{nor})}}{1+k_{\theta_{st}}(\bar{\theta}_{st} - \theta_{nor})}, \quad (6.39)$$

где $\bar{\theta}_{st} = (\theta_{st.кон} + \theta_{st.нач})/2$ – усредненная температура стали в процессе пуска привода.

Заметим, что выражения (6.37) и (6.39) неявно предполагают близкую к линейной зависимость температуры стали от времени. Учитывая очень большую тепловую инерцию стали машины, это условие приближенно выполняется в действи-

тельности, что можно видеть на рисунке 6.6, где показаны графики превышения температуры отдельных элементов стали ротора двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 с нагнетателем RC 4А-3N-95 при прямом пуске ($t_{п}=18$ с), полученные моделированием с помощью программы [57].

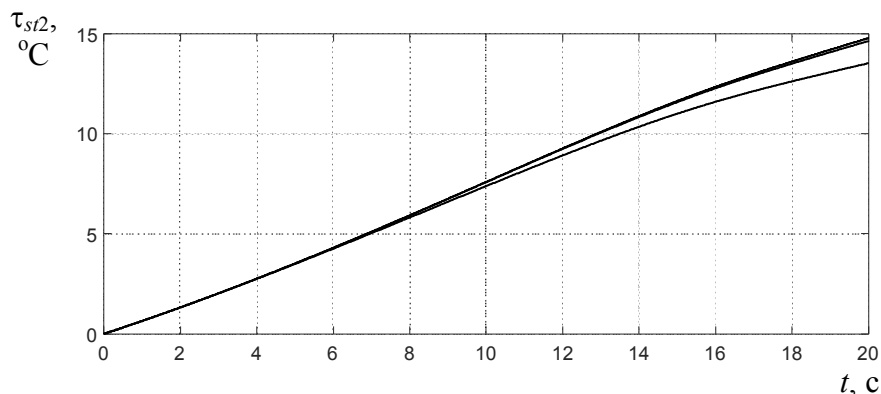


Рисунок 6.6 – Зависимость от времени температуры стали ротора при пуске двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 с нагнетателем RC 4А-3N-95

При $\theta_{nor}=95^{\circ}\text{C}$, $\theta_{нач}=25^{\circ}\text{C}$, $\theta_{кон}=\theta_{nor}$ и $k_{\theta st}=0,0062$ получим по формуле (6.37) $\Delta\bar{P}_{st.BT}/\Delta P_{st.BT}=1,311$, а по формуле (6.39) $\Delta\bar{P}_{st.BT}/\Delta P_{st.BT}=1,277$, что дает расхождение в 2,6%.

С целью учета влияния температурной зависимости потерь в стали на энергию, выделяющуюся в стали ротора за время пуска, будем использовать в выражениях для вычисления W_{st2} (6.28) и (6.30) умножение этой величины на корректирующий коэффициент

$$k_{korr.st\theta} = k_{\Gamma} + \frac{k_{BT}}{k_{\theta st}(\theta_{st2.кон} - \theta_{st2.нач})} \ln \frac{1 + k_{\theta st}(\theta_{st2.кон} - \theta_{nor})}{1 + k_{\theta st}(\theta_{st2.нач} - \theta_{nor})} \approx \approx k_{\Gamma} + \frac{k_{BT}}{1 + k_{\theta st}(\bar{\theta}_{st2} - \theta_{nor})}. \quad (6.40)$$

Для рассмотренного выше примера, при $k_{\Gamma}=k_{BT}=0,5$, коэффициент $k_{korr.st\theta}$ составляет 1,16.

б) *Добавочные потери.* Существуют некоторые расхождения в определении составляющих добавочных потерь. Здесь будем придерживаться терминологии и обозначений, принятых в [112]. Добавочные потери в АД разделяются на потери при холостом ходе и при нагрузке. Первые учитываются при расчете потерь в стали, а вторые включают в себя следующие составляющие [112]: добавочные потери в об-

мотке ротора, пульсационные потери в зубцах статора от гармоник поля ротора, поверхностные потери в зубцах ротора от гармоник поля статора, поверхностные потери в зубцах статора от гармоник поля ротора, поверхностные потери в алюминии шлицев ротора от гармоник поля статора, добавочные потери основной частоты, добавочные потери из-за скоса пазов ротора. Добавочные потери при нагрузке ($\Delta P_{\text{доб}}$) зависят от величины нагрузки, а следовательно, от тока двигателя. Согласно [112] будем считать значение добавочных потерь под нагрузкой пропорциональным току нагрузки I_L

$$I_L = \sqrt{I_1^2 - I_0^2}, \quad (6.41)$$

где I_1 – линейный ток статора под нагрузкой; I_0 – ток при холостом ходе.

Этот же подход (использование скорректированного значения тока статора) предлагается и в ГОСТ [317]. Заметим, что в этом случае к расчетному значению потерь в стали машины надо прибавить компоненту добавочных потерь холостого хода, которая пропорциональна квадрату тока холостого хода, т.е. $\Delta P_{\text{доб.хх}} \approx \Delta P_{\text{доб}N} (I_0/I_{1N})^2$. Далее под номинальной величиной добавочных потерь $\Delta P_{\text{доб}N}$ будем понимать номинальную величину добавочных потерь, зависящих от нагрузки. Тогда

$$\Delta P_{\text{доб}} = \Delta P_{\text{доб}N} (I_L/I_{LN})^2, \quad (6.42)$$

где индексом N отмечены значения при номинальной нагрузке. В формуле (6.42) учтено, что добавочные потери холостого хода входят в состав потерь в стали.

Существует целый ряд факторов, осложняющих учет влияния добавочных потерь на нагрев двигателя. Расчет компонентов добавочных потерь по формулам требует весьма большого объема информации о машине. Кроме того, согласно [111] добавочные потери зависят от размеров зазора и обратно пропорциональны ему в степени 1,5. В [112] отмечается, что амплитуда высших гармоник поля приблизительно обратно пропорциональна зазору, а добавочные потери обратно пропорциональны зазору в степени, немного меньшей двух. Это обстоятельство приводит к изменению добавочных потерь из-за изменения зазора при температурной деформации ротора.

Учет этого фактора возможен лишь при наличии соответствующей информации о геометрии машины и достаточно подробной термодинамической модели.

Также существуют и другие факторы, определяющие влияние температуры на добавочные потери помимо температурных деформаций конструктивных элементов. Например, большая часть составляющих добавочных потерь связана с явлением вихревых токов. Удельная мощность потерь от вихревых токов обратно пропорциональна удельному сопротивлению материала, в котором эти потери генерируются, а удельное сопротивление зависит от температуры. Аналогично и мощность потерь от токов, вызванных скосом пазов ротора, зависит от удельного сопротивления проводящего материала.

Далее рассмотрим только те составляющие добавочных потерь, которые определяют величину $W_{r,доп}$, а именно: добавочные потери в обмотке ротора, поверхностные потери в зубцах ротора от гармоник поля статора, поверхностные потери в алюминии шлицев ротора от гармоник поля статора, добавочные потери основной частоты и добавочные потери из-за скоса пазов ротора.

- *Добавочные потери в обмотке ротора.* Мощность этих потерь от ν -ой гармоники поля статора определяется следующим образом [112]

$$\Delta P_{доб.2\nu.обм} = 4z_2 I_\nu^2 R_\nu \sin^2 \frac{\delta_\nu}{2}, \quad (6.43)$$

где z_2 – число пазов ротора; R_ν – активное сопротивление контура, состоящего из двух стержней обмотки ротора и соединяющих их участков короткозамыкающих колец; I_ν – ток, протекающий в этом контуре под действием ЭДС (E_ν), наводимой ν -ой гармоникой поля статора; $\delta_\nu = 2\pi p \nu / z_2$; p – число пар полюсов.

Ток I_ν выразим как

$$I_\nu = \frac{E_\nu}{\sqrt{R_\nu^2 + X_\nu^2}}, \quad (6.44)$$

где X_ν – индуктивное сопротивление контура.

Учитывая, что при высоких частотах гармоник поля статора $X_\nu^2 \gg R_\nu^2$, исходя из выражения (6.44) можно считать, что ток I_ν обратно пропорционален величине X_ν .

При этом, как ЭДС E_v , так и индуктивное сопротивление X_v пропорциональны частоте v -ой гармоники поля статора. Поэтому ток I_v практически не зависит от частоты v -ой гармоники. Отсюда следует, что мощность потерь $\Delta P_{\text{доб. 2}v.\text{обм}}$ также практически не зависит от скорости ротора, но увеличивается при увеличении сопротивления R_v с ростом температуры. Также учтем, что ЭДС пропорциональна амплитуде v -ой гармоники поля статора, которая, в свою очередь, пропорциональна току нагрузки (6.41) [112]. Исходя из этого мощность добавочных потерь в обмотке ротора от v -ой гармоники можно представить следующим образом

$$\Delta P_{\text{доб. 2}v.\text{обм}} = \Delta P_{\text{доб. 2}v.\text{обм}N} \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) [1 + k_{\theta_{\text{обм}2}} (\theta_{\text{обм}2} - \theta_{\text{нор}})], \quad (6.45)$$

где $\Delta P_{\text{доб. 2}v.\text{обм}N}$ – мощность добавочных потерь в обмотке ротора при стандартной нормативной температуре; $k_{\theta_{\text{обм}2}}$ – температурный коэффициент для материала обмотки ротора; $\theta_{\text{обм}2}$ – температура обмотки ротора.

Суммарная мощность потерь этого вида от всех гармоник $\Delta P_{\text{доб. 2.обм}}$ может быть представлена выражением, аналогичным (6.45):

$$\Delta P_{\text{доб. 2.обм}} = \Delta P_{\text{доб. 2.обм}N} \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) [1 + k_{\theta_{\text{обм}2}} (\theta_{\text{обм}2} - \theta_{\text{нор}})]. \quad (6.46)$$

- *Поверхностные потери в зубцах ротора от гармоник поля статора*

$$\Delta P_{\text{доб. 3.ст.2.пов}} = \frac{\Delta P_{\text{доб. 3.ст.2.пов}N}}{1 + k_{\theta_{\text{3.ст.2}}} (\theta_{\text{3.ст.2}} - \theta_{\text{ст}})} \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{1,5}. \quad (6.47)$$

- *Поверхностные потери в алюминии илицев ротора от гармоник поля статора*

$$\Delta P_{\text{доб. 2.обм.пов}} = \frac{\Delta P_{\text{доб. 2.обм.пов}N}}{1 + k_{\theta_{\text{обм}2}} (\theta_{\text{обм}2} - \theta_{\text{ст}})} \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{1,5}. \quad (6.48)$$

- *Добавочные потери основной частоты*

Будем считать эти потери распределенными поровну между сталью ротора и статора.

$$\Delta P_{\text{доб.осн}} = \frac{\Delta P_{\text{доб.осн}N}}{1+k_{\theta_{\text{ст}}}(\theta_{\text{ст}}-\theta_{st})} \cdot \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) \cdot \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{1,5}. \quad (6.49)$$

- Добавочные потери из-за скоса пазов ротора

$$\Delta P_{\text{доб.ск.2}} = \Delta P_{\text{доб.ск.2}N} \cdot \left(\frac{I_1^2 - I_0^2}{I_{1N}^2 - I_0^2} \right) \cdot \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^2. \quad (6.50)$$

Величину $\Delta P_{\text{доб.ск.2}N}$ можно оценить по графическим зависимостям, приведенным в [112]

Суммарную величину мощности добавочных потерь в обмотке ротора можно представить следующим образом:

$$\Delta P_{r.\text{доб}} = \Delta P_{\text{доб}N} k_{I1}^2 \left[a_{r.\text{доб}} + b_{r.\text{доб}} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{1,5} + c_{r.\text{доб}} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^2 \right], \quad (6.51)$$

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

Выразим в (6.51) скорость через время с помощью (6.11) и, интегрируя результат от 0 до $t_{п}$, получим выражение для энергии $W_{r.\text{доб}}$ при $\omega_{\text{кон}} = \omega_N$:

$$W_{r.\text{доб}} = \Delta P_{\text{доб}N} \bar{k}_{I1}^2 \left(a_{r.\text{доб}} + \frac{b_{r.\text{доб}}}{1,5n+1} + \frac{c_{r.\text{доб}}}{2n+1} \right) t_{п}, \quad (6.52)$$

где $a_{r.\text{доб}} + b_{r.\text{доб}} + c_{r.\text{доб}} = 1$; \bar{k}_{I1} – усредненное за время пуска значение $I_{1п}/I_{1N}$.

Таким образом, получены зависимости мощности различных составляющих добавочных потерь от скорости (6.46) – (6.50), которые пригодны для использования при моделировании процесса нагрева АД в пусковых режимах.

Выражение (6.52) для энергии $W_{r.\text{доб}}$ позволяет рассчитать величину энергии $W_{r.\text{доп}}$, при аналитической оценке подъема температуры рассматриваемых элементов ротора по выражению (6.2). Выполнить количественную оценку величины $W_{r.\text{доп}}$, включающей в общем случае потери в стали и добавочные потери, можно только после решения вопроса о том, какие элементы конструкции ротора принимать во внимание при оценке нагрева. Это можно сделать после анализа конструктивных

особенностей двигателей с литой и сварной обмоткой ротора, что будет выполнено ниже.

6.3. Оценка подъема температуры ротора при пуске АД

6.3.1. Вывод уравнения Фредгольма для греющихся элементов ротора АД

Будем рассматривать некоторый набор элементов ротора АД, подъем средней температуры которых при пуске двигателя нас интересует.

Если бы не было отдачи тепла в окружающую среду (под окружающей средой здесь понимаем элементы термодинамической модели, с которыми происходит теплообмен элементов ротора, нагрев которых исследуем), то подъем температуры за время пуска можно было бы выразить следующим образом

$$\Delta\theta'_r = \frac{W_{\Sigma r}}{C_r}, \quad (6.53)$$

где $\Delta\theta'_r$ – подъем средней температуры элементов ротора при адиабатическом нагреве; C_r – теплоемкость этих элементов.

В действительности процесс нагрева не является адиабатическим и некоторая доля энергии за время пуска уйдет в окружающую среду. В этом случае подъем температуры определяется выражением (6.2). Энергию, отдаваемую в окружающую среду можно представить следующим образом

$$W_{r.out} = \int_0^{t_n} \lambda_{r.out}(t) [\Delta\theta_r(t) - \Delta\theta_{r.out}(t)] dt. \quad (6.54)$$

где $\lambda_{r.out}(t)$ – теплоотдача от элементов ротора в окружающую их среду, которая является функцией времени из-за изменения скорости вращения ротора; $\Delta\theta_r(t)$ – зависимость от времени превышения средней температуры элементов ротора над начальным значением; $\Delta\theta_{r.out}(t)$ – зависимость от времени превышения средней температуры окружающей среды над начальным значением:

$$\Delta\theta_{r.out} = \frac{\sum_{i=1}^l \Delta\theta_{r.out.i} \lambda_{r.out.i}}{\sum_{i=1}^l \lambda_{r.out.i}}, \quad (6.55)$$

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

Обозначим

$$\lambda_{r.out}^*(t) = \frac{\lambda_{r.out}(t)}{\lambda_{r.outN}}, \quad (6.56)$$

где $\lambda_{r.outN}$ – теплоотдача от рассматриваемых элементов ротора в окружающую их среду при номинальной скорости двигателя.

Запишем выражение (6.2) в следующей форме

$$\Delta\theta_r = \Delta\theta_r' - \frac{W_{r.out}}{C_r}, \quad (6.57)$$

Второе слагаемое в правой части равенства (6.57) можно представить с учетом (6.56) как

$$\frac{W_{r.out}}{C_r} = \int_0^{t_n} \frac{\lambda_{r.out}^*(t)}{T_{r.outN}} [\Delta\theta_r(t) - \Delta\theta_{r.out}(t)] dt, \quad (6.58)$$

где $T_{r.outN} = C_r / \lambda_{r.outN}$ – отношение суммарной теплоемкости элементов, принимаемых во внимание при оценке нагрева в режиме пуска к суммарной теплоотдаче от них к окружающим элементам и охлаждающему воздуху при номинальной скорости.

Обозначим разность $\Delta\theta_r(t) - \Delta\theta_{r.out}(t)$ как $k_{\theta r} \Delta\theta_r(t)$. Усредненное за время пуска значение $\bar{k}_{\theta r}$ можно представить как

$$\bar{k}_{\theta r} = 1 - \frac{1}{t_n} \int_0^{t_n} \frac{\sum_{i=1}^l \Delta\theta_{r.out.i}(t) \lambda_{r.out.i}(t)}{\sum_{i=1}^l \Delta\theta_{r.i}(t) \lambda_{r.out.i}(t)} dt, \quad (6.59)$$

где $\Delta\theta_{r.i}(t)$ – превышение температуры i -го элемента ротора, из числа тех, для которых рассчитывается усредненное превышение температуры $\Delta\theta_r(t)$.

В случае нагрева из состояния, когда температура всех элементов машины равна температуре окружающей среды, начальное значение этого коэффициента равно единице. Учитывая, что в роли окружающей среды для элементов ротора вы-

ступают элементы конструкции машины, для которых характерна, в основном, высокая тепловая инерция, а также охлаждающий воздух, температура которого существенно ниже температуры контактирующих с ним элементов ротора при интенсивном нагреве в режиме пуска, конечное значение коэффициента $k_{\theta r}$ может быть также близко к 1 ($k_{\theta r} < 1$). Поэтому усредненное за время пуска значение $\bar{k}_{\theta r}$ оказывается также близко к единице.

С учетом коэффициента $\bar{k}_{\theta r}$ и выражения (6.58) можем переписать соотношение (6.57) в виде

$$\Delta\theta_r = \Delta\theta_r' - \frac{\bar{k}_{\theta r}}{T_{r.outN}} \int_0^{t_n} \lambda_{r.out}^*(t) \Delta\theta_r(t) dt. \quad (6.60)$$

Уравнение (6.60) представляет собой интегральное уравнение Фредгольма 2-го рода, которое может иметь аналитическое решение. Ядром этого уравнения является функция $\lambda_{r.out}^*(t)$.

Учитывая нелинейную связь между теплоотдачей с поверхности и скоростью охлаждающего потока, аппроксимируем зависимость $\lambda_{r.out}^*(t)$ выражением

$$\lambda_{r.out}^*(t) = a_{\lambda r} + b_{\lambda r} \frac{\omega^{\beta_r}(t)}{\omega_N^{\beta_r}}, \quad (6.61)$$

где $a_{\lambda r} + b_{\lambda r} = 1$, величина $a_{\lambda r}$ представляет собой долю постоянной составляющей теплоотдачи от ее полной величины при номинальной скорости.

С учетом (6.61) из (6.60) получаем уравнение Фредгольма 2-го рода с вырожденным ядром, которое имеет аналитическое решение. Найдем решение уравнения (6.60) с учетом (6.61).

6.3.2. Решение уравнения Фредгольма для греющихся элементов ротора АД

В общем виде уравнение Фредгольма 2-го рода с вырожденным ядром можно записать в следующем виде:

$$y(x) - \chi \int_a^b \left[\sum_{k=1}^n g_k(x) h_k(t) \right] y(t) dt = f(x), \quad (6.62)$$

где k – номер слагаемого в ядре уравнения; n – количество слагаемых в ядре уравнения.

Общее решение уравнения (6.62) выглядит следующим образом [318]:

$$y(x) = f(x) + \chi \sum_{k=1}^n A_k g_k(x), \quad (6.63)$$

где A_k находятся из решения системы линейных алгебраических уравнений

$$A_m - \chi \sum_{k=1}^n S_{mk} A_k = f_m, \quad m=1, 2, \dots, n, \quad (6.64)$$

где m – номер уравнения в системе.

Здесь следует отметить, что коэффициенты A_k могут быть найдены и непосредственным путем по формуле [318]

$$A_k = \int_a^b h_k(t) y(t) dt, \quad (6.65)$$

однако, для этого необходимо сначала найти временные зависимости $y(t)$, что в рассматриваемом случае само по себе представляет весьма сложную задачу. Нахождение коэффициентов A_k из решения системы (6.64) позволяет этих трудностей избежать.

Величины S_{mk} и f_m определяются по следующим выражениям

$$S_{mk} = \int_a^b h_m(x) g_k(x) dx; \quad f_m = \int_a^b f(x) h_m(x) dx, \quad m, k=1, 2, \dots, n. \quad (6.66)$$

В нашем случае $n=2$, $g_1(x)=1$ и $g_2(x)=1$, поэтому решение (6.63) будем искать в виде

$$y(x) = f(x) + \chi_r (A_1 + A_2). \quad (6.67)$$

Запишем систему обозначений для рассматриваемого случая: $x \equiv t_n$ – время пуска; $t \equiv t$ – текущее время; $y(x) \equiv \Delta\theta_r(t_n)$ – превышение средней температуры элементов ротора к концу пуска над начальным значением; $y(t) \equiv \Delta\theta_r(t)$ – текущее значение превышения средней температуры элементов ротора; $f(x) \equiv \Delta\theta_r' = \text{const}$ – превышение средней температуры элементов ротора к концу пуска над начальным зна-

чением при адиабатическом нагреве; $a \equiv 0$; $b \equiv t_{\Pi}$; $\chi_r = -\bar{k}_{\theta r} / T_{r.outN}$ – характеристическое число интегрального уравнения.

С учетом приведенной выше системы обозначений и аппроксимации графика скорости выражением (6.11), функции $h_m(x)$, входящие в выражения (6.66) будут иметь вид

$$h_1(t) = a_{\lambda r}; \quad h_2(t) = b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r}} t^{n\beta_r}. \quad (6.68)$$

Запишем соотношения (6.66) с учетом (6.68).

Для первого уравнения системы ($m=1$):

- при $k=1$:

$$\begin{cases} S_{mk} = \int_0^{t_{\Pi}} a_{\lambda r} dt_{\Pi} = a_{\lambda r} t_{\Pi}; \\ f_m = \int_a^b \Delta\theta'_r a_{\lambda r} dt_{\Pi} = \Delta\theta'_r a_{\lambda r} t_{\Pi}; \end{cases} \quad (6.69)$$

- при $k=2$:

$$\begin{cases} S_{mk} = \int_0^{t_{\Pi}} a_{\lambda r} \cdot 1 dt_{\Pi} = a_{\lambda r} t_{\Pi}, \\ f_m = \int_a^b \Delta\theta'_r a_{\lambda r} dt_{\Pi} = \Delta\theta'_r a_{\lambda r} t_{\Pi}. \end{cases} \quad (6.70)$$

Для второго уравнения системы ($m=2$):

- при $k=1$:

$$\begin{cases} S_{mk} = \int_0^{t_{\Pi}} b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r}} t^{n\beta_r} dt_{\Pi} = b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r} (n\beta_r + 1)} t^{n\beta_r + 1}; \\ f_m = \int_a^b \Delta\theta'_r b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r}} t^{n\beta_r} dt_{\Pi} = \Delta\theta'_r b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r} (n\beta_r + 1)} t^{n\beta_r + 1}; \end{cases} \quad (6.71)$$

- при $k=2$:

$$\begin{cases} S_{mk} = \int_0^{t_{\Pi}} b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r}} t^{n\beta_r} dt_{\Pi} = b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r} (n\beta_r + 1)} t^{n\beta_r + 1}; \\ f_m = \int_a^b \Delta\theta'_r b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r}} t^{n\beta_r} dt_{\Pi} = \Delta\theta'_r b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r} (n\beta_r + 1)} t^{n\beta_r + 1}. \end{cases} \quad (6.72)$$

По (6.64) с помощью (6.69) – (6.72) составим систему уравнений:

$$\begin{cases} A_1(1-\chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}) - \chi_r t_{\Pi} a_{\lambda r} A_2 = a_{\lambda r} t_{\Pi} \Delta\theta'_r \\ A_2(1-\chi_r t_{\Pi} B_r) - \chi_r t_{\Pi} B_r A_1 = t_{\Pi} B_r \Delta\theta'_r, \end{cases} \quad (6.73)$$

где $B_r = b_{\lambda r} \frac{a_{\omega}^{\beta_r}}{\omega_N^{\beta_r} (n\beta_r + 1)} t_{\Pi}^{n\beta_r}$.

Исходя из (6.11) можем записать

$$t_{\Pi}^n = \omega_{\text{кон}} / a_{\omega}, \quad (6.74)$$

что дает возможность представить B_r как

$$B_r = \frac{b_{\lambda r}}{n\beta_r + 1} \left(\frac{\omega_{\text{кон}}}{\omega_N} \right)^{\beta_r}. \quad (6.75)$$

Решив систему (6.73), получим

$$A_1 = \frac{\Delta\theta'_r a_{\lambda r} t_{\Pi}}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \left[1 + \frac{1}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \left(\frac{1}{\chi_r t_{\Pi} B_r} - 1 - \frac{\chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \right)^{-1} \right]; \quad (6.76)$$

$$A_2 = \frac{\Delta\theta'_r}{\chi_r} \cdot \frac{1}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \left(\frac{1}{\chi_r t_{\Pi} B_r} - 1 - \frac{\chi_r t_{\Pi} a_{\lambda r}}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \right)^{-1}. \quad (6.77)$$

По (6.67) с помощью (6.76) и (6.77) сформируем решение интегрального уравнения в виде

$$\Delta\theta_r = \Delta\theta'_r \left(1 + \frac{\chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} + \frac{1}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi}} \cdot \frac{\chi_r t_{\Pi} B_r}{1 - \chi_r a_{\lambda r} t_{\Pi} - \chi_r t_{\Pi} B_r} \right). \quad (6.78)$$

Физический смысл выражения (6.78) заключается в том, что второе и третье слагаемое в круглых скобках показывают ту долю, на которую уменьшается максимум температуры в процессе пуска за счет отдачи части выделившейся энергии в окружающую среду (эти слагаемые здесь отрицательные из-за того, что всегда $\chi_r < 0$).

Путем не сложных преобразований можно упростить выражение (6.78) до следующего:

$$\Delta\theta_r = \Delta\theta'_r [1 - \chi_r t_{\Pi} (a_{\lambda r} + B_r)]^{-1}. \quad (6.79)$$

6.3.3. Особенности нагрева ротора при литой обмотке

а). Термодинамическая модель ротора АД с литой обмоткой. На рисунке 6.7 показан фрагмент из 5 элементов, входящих в состав упрощенной симметрированной тепловой схемы термодинамической модели АД с литой обмоткой ротора. Пунктирной линией охвачены элементы модели, рассматриваемые в этом исследовании.

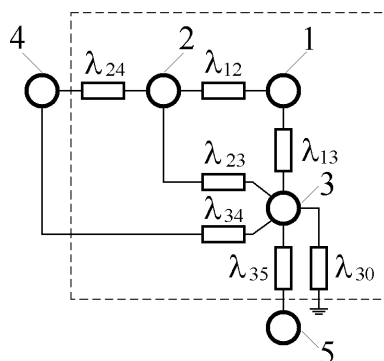


Рисунок 6.7 – Фрагмент тепловой схемы термодинамической модели АД с литой обмоткой ротора

На рисунке 6.7 обозначено: 1 – пазовая часть обмотки ротора; 2 – короткозамыкающее кольцо; 3 – сталь ротора; 4 – воздух (внутренний воздух для двигателя закрытого исполнения, проходящий охлаждающий воздух для защищенного двигателя); 5 – сталь статора; λ_{12} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к короткозамыкающему кольцу; λ_{24} – тепловая проводимость от короткозамыкающих колец к воздуху; λ_{13} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к стали ротора; λ_{23} – тепловая проводимость между сталью ротора и короткозамыкающим кольцом; λ_{34} – тепловая проводимость от стали ротора к воздуху; λ_{35} – тепловая проводимость от стали ротора к стали статора через воздушный зазор; λ_{30} – тепловая проводимость от стали ротора через аксиальные каналы к наружному воздуху для двигателей с форсированным охлаждением ротора. Тепловая проводимость непосредственно от обмотки ротора к стали статора на схеме не показана, так как ширина паза ротора по поверхности ротора в пазу много меньше ширины зубца ротора, при этом разница между температурами обмотки и стали ротора в переходном процессе у двигателей с литой обмоткой невелика (см. рисунок 6.8, где приведены

результаты моделирования нагрева элементов конструкции ротора двигателей серии 4А с литой обмоткой при пуске).

б) *Анализ процессов нагрева ротора АД с литой обмоткой.* На рисунке 6.8 показаны графики температуры короткозамыкающих колец (1), пазовой части обмотки ротора (2) и стали ротора (3) при прямом пуске двигателей 4А100L4 (при $J_{\Sigma}=100J_{д}$) и 4А355М4 (при $J_{\Sigma}=10J_{д}$) с вентиляторным моментом сопротивления. Как следует из рисунка 6.8, разница между температурой пазовой части обмотки ротора и сталью ротора относительно не большая (порядка 5–12 °С при условном зазоре между алюминием и сталью ротора 0,006 мм) и не может иметь решающего значения в оценке теплового состояния элементов ротора. В динамике эта разница определяется малым значением постоянной времени теплообмена между алюминием и сталью ротора, из-за чего происходит интенсивное выравнивание температуры этих элементов. Разница между температурой короткозамыкающего кольца и стали ротора также не велика (порядка 7–8 °С). При отсутствии теплоотдачи от обмотки ротора у 4А100L4 темп нарастания ее температуры имел бы величину примерно 12 °С/с, а у 4А355М4 – около 15 °С/с. Через 2 с после пуска это бы обеспечило подъем температуры пазовой части на 24 и 30 градусов соответственно, а в действительности он составляет 7,4 и 14,3 °С, что говорит о существенном влиянии теплоотдачи от обмотки к стали ротора даже на таких кратковременных интервалах.

На рисунке 6.9 показаны значения постоянной времени теплообмена ($T_{r.w.st}$) между обмоткой ротора и сталью ротора для двигателей серии 4А с изоляцией класса F если рассматривать сталь ротора как окружающую среду по отношению к обмотке:

$$T_{r.w.st} = \frac{C_{r.w}}{\lambda_{r.w.st}}, \quad (6.80)$$

где $C_{r.w}$ – теплоемкость обмотки ротора; $\lambda_{r.w.st} = \lambda_{13} + \lambda_{23}$ – суммарная теплопроводность между обмоткой ротора и сталью ротора.

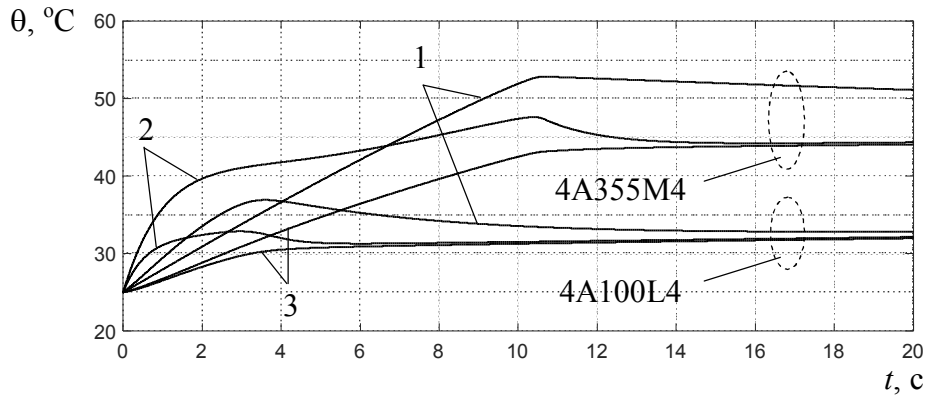


Рисунок 6.8 – Графики температуры элементов ротора при прямом пуске с литой обмоткой ротора

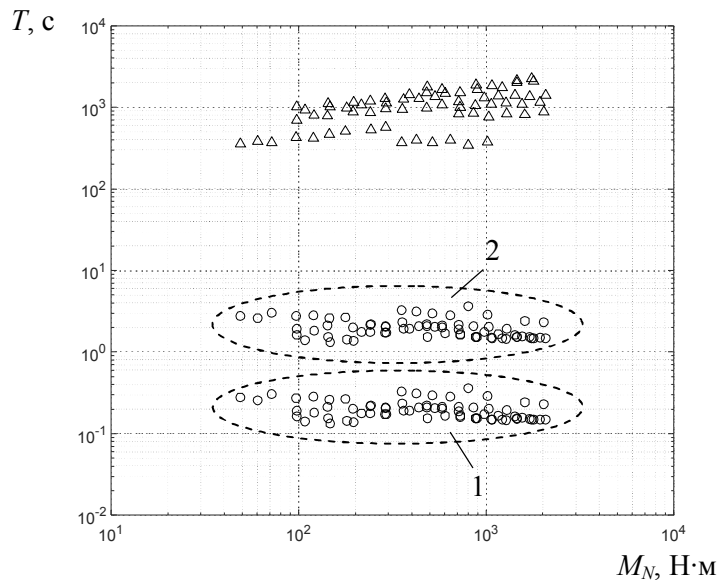


Рисунок 6.9 – Зависимость постоянных времени $T_{r.w.st}$ (o) и $T_{r.outN}$ (Δ) от номинального момента для двигателей серии 4А с изоляцией класса F. Здесь: 1 и 2 – значения постоянной $T_{r.w.st}$ при изменении зазора $\delta_{r.w_st}$ в пределах от $0,6 \cdot 10^{-6}$ м (1) до $0,6 \cdot 10^{-5}$ м (2)

Диапазон значений $T_{r.w.st}$ для каждого двигателя соответствуют диапазону величин условного зазора между алюминием и сталью ротора из-за расширивки стали ($\delta_{r.w_st}$) от $0,6 \cdot 10^{-6}$ м до $0,6 \cdot 10^{-5}$ м [319]. Для сравнения показаны также значения условной постоянной времени теплообмена элементов ротора со средой, окружающей ротор ($T_{r.out}$):

$$T_{r.out} = \frac{C_{r.w} + C_{r.st}}{\lambda_{r.out}}, \quad (6.81)$$

где $C_{r.st}$ – теплоемкость стали ротора; $\lambda_{r.w.st} = \lambda_{24} + \lambda_{34} + \lambda_{35} + \lambda_{30}$ – суммарная теплопроводность от ротора к внешней по отношению к нему среде (см. рис. 6.7). При номинальной скорости двигателя $T_{r.out} = T_{r.outN}$.

Как видно из рисунка 6.9, постоянная теплообмена $T_{r.w.st}$ на 2-4 порядка меньше, чем постоянная теплоотдачи $T_{r.outN}$. Это и объясняет факт быстрого выравнивания температуры алюминия в пазах и стали ротора и отсутствия большой ее разницы в процессе пуска привода. Отсюда вытекает вывод, что для залитой обмотки ротора в режиме пуска целесообразно рассматривать нагрев всего ротора без разделения на обмотку и сталь.

6.3.4. Особенности нагрева ротора при сварной обмотке

а) Термодинамическая модель ротора АД со сварной обмоткой. На рисунке 6.10 показан фрагмент из 6 элементов, входящих в состав упрощенной симметрированной тепловой схемы термодинамической модели АД со сварной обмоткой ротора. Пунктирной линией охвачены элементы модели, рассматриваемые в этом исследовании. Штрихпунктирной линией охвачены те элементы модели ротора, которые целесообразно принимать во внимание при анализе нагрева сварной обмотки в пусковых режимах.

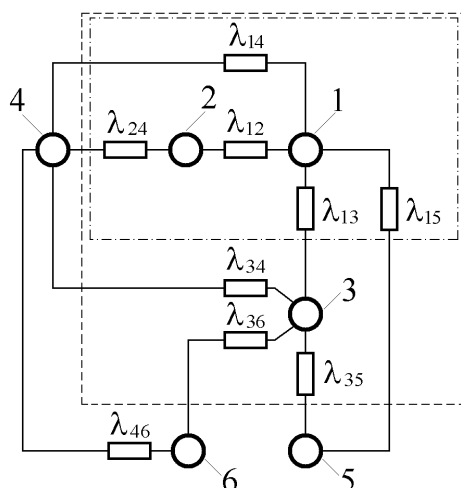


Рисунок 6.10 – Фрагмент тепловой схемы термодинамической модели АД со сварной обмоткой ротора

На рисунке 6.10 обозначено: 1 – пазовая часть обмотки ротора; 2 – короткозамыкающее кольцо; 3 – сталь ротора; 4 – воздух (внутренний воздух для двигателя закрытого исполнения, проходящий охлаждающий воздух для защищенного двигателя); 5 – сталь статора; 6 – вал; λ_{12} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к короткозамыкающему кольцу; λ_{13} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к стали ротора; λ_{14} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к воздуху через радиальные вентиляционные каналы; λ_{15} – тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к стали статора через зазор; λ_{24} – тепловая проводимость от короткозамыкающих колец к воздуху; λ_{34} – тепловая проводимость от стали ротора к воздуху; λ_{35} – тепловая проводимость от стали ротора к стали статора через воздушный зазор; λ_{36} – тепловая проводимость от стали ротора к валу.

Тепловую проводимость между сталью ротора и короткозамыкающим кольцом здесь не учитываем из-за отсутствия их физического контакта у двигателей со сварной обмоткой ротора, а также из-за малой тепловой проводимости шихтованной стали в аксиальном направлении, которая примерно в 20...40 раз меньше, чем в радиальном [319].

б) Описание комплексной модели для исследования пусковых режимов электропривода с асинхронным двигателем, имеющим сварную обмотку ротора. Экспериментальное исследование нагрева короткозамкнутой обмотки ротора асинхронного двигателя весьма затруднительно. Существуют способы оценки нагрева обмоток асинхронного двигателя без непосредственного измерения температуры [22, 320, 321], однако предлагаемые подходы дают усредненное значение температуры обмотки, а она нагрета неравномерно. Заметим, что существуют упрощенные методы расчета, базирующиеся на адиабатическом подходе [322], но они также позволяют оценить лишь среднюю температуру обмотки, в то время, как интерес представляет и информация о распределении температуры обмотки по различным ее участкам. Учет неравномерности нагрева обмотки может быть выполнен при использовании математического моделирования. В этом случае требуется такая термодинамическая модель, которая позволила бы учитывать сложный и неоднородный

характер нагрева элементов ротора машины и визуализировать нагрев таких элементов конструкции, температуру которых весьма затруднительно определить экспериментальным путем. С этой целью была создана комплексная модель асинхронного электропривода многоступенчатого нагнетателя типа RC 4A-3N-95 фирмы MAN TURBO AG, работающего на производстве ОАО «Соликамскбумпром» [57]. Нагнетатель работает с асинхронным двигателем АДЧР-1600-6.0-4У1 (1600 кВт, 1500 об/мин). Запуск двигателя осуществляется от ТПН с последующим переключением на сеть. Этот привод имеет большой момент инерции, что приводит к достаточно длительной работе при больших скольжениях в режиме пуска (порядка 35 с) и сильному нагреву роторной обмотки.

Попутно отметим, что комплексная модель электропривода, включающая в себя подмодели всех элементов силового канала электропривода, системы автоматического управления и термодинамическую модель двигателя [27, 56] (см. рисунок 6.11), кроме исследования термодинамических аспектов работы двигателя, позволяет также прояснить и другие актуальные вопросы, например, исследовать влияние пусковых процессов на просадку напряжения сети и пути ее сокращения. Вопросы, связанные с оценкой влияния пусковых процессов на просадку напряжения сети с помощью комплексной модели электропривода рассматривались, в частности, в работе [323].

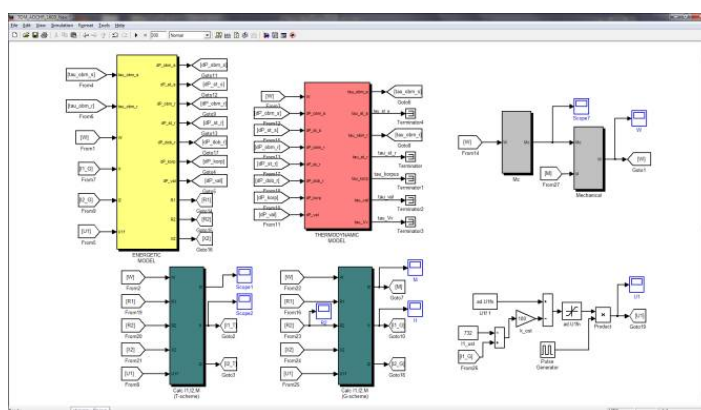


Рисунок 6.11 – Комплексная модель электропривода нагнетателя в *Matlab/Simulink*

Модель механизма. Нагнетатель моделируется жестким одномассовым звеном с вентиляторным характером нагрузки. Кривая зависимости момента сопротивления

нагнетателя (M_c) от скорости (ω) в относительных единицах, построенная по данным фирмы производителя, приведена на рисунке 6.12.

Термодинамическая модель двигателя. Термодинамическая модель построена на основе тепловой схемы. Как было показано выше, такая модель предъявляет значительно меньшие требования к вычислительным ресурсам по сравнению с FEM и CFD-моделями и обеспечивает сравнительно быстрый расчет, что позволяет использовать ее при решении задач, связанных с перебором значительного количества вариантов [20, 230, 232].

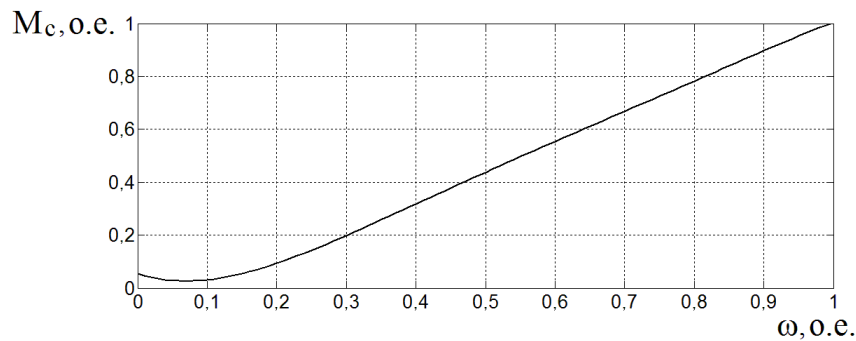


Рисунок 6.12 – Механическая характеристика механизма нагнетателя

На рисунке 6.13 представлена термодинамическая модель всего двигателя и фрагмент, соответствующий подмодели ротора (рисунок 6.14). Термодинамическая модель содержит в общей сложности 71 узел. В том числе 23 узла, соответствующие элементам обмотки ротора (11 участков, находящихся в пазах пакетов стали ротора, 10 участков в радиальных воздушных каналах и два короткозамыкающих кольца) и 23 аналогичных узла обмотки статора, включая лобовые части. Также модель содержит 25 других узлов, соответствующих пакетам стали ротора и статора, внутреннему воздуху, валу и корпусу машины.

Сложным моментом при построении ТДМ короткозамкнутого ротора является определение теплового сопротивления контакта между алюминием стержней ротора и сталью ротора. Это сопротивление зависит от гладкости поверхностей и силы давления. Предлагаемые в литературе, в частности в [319], средние величины воздушного зазора между обмоткой и сталью пакета ротора характерны для двигателей небольшой мощности, у которых алюминий заливается в пазы. В двигателе АДЧР-1600-6.0-4У1 обмотка ротора состоит из стержней в виде прямоугольных

алюминиевых шин. В этом случае средний зазор оказывается существенно больше. При моделировании он принят равным $0,2 \cdot 10^{-3}$ м.

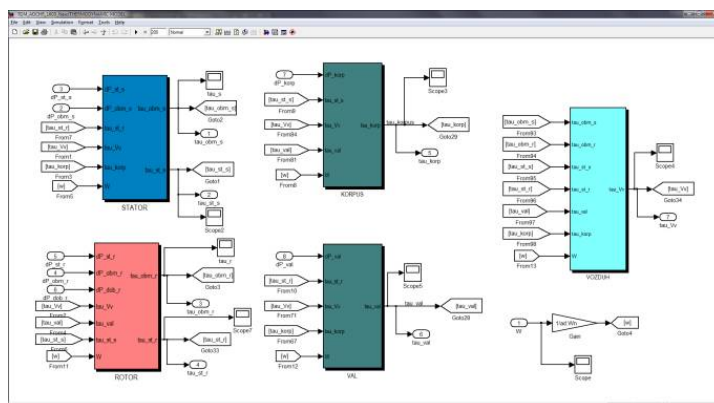


Рисунок 6.13 – Термодинамическая модель двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 в *Matlab/Simulink*

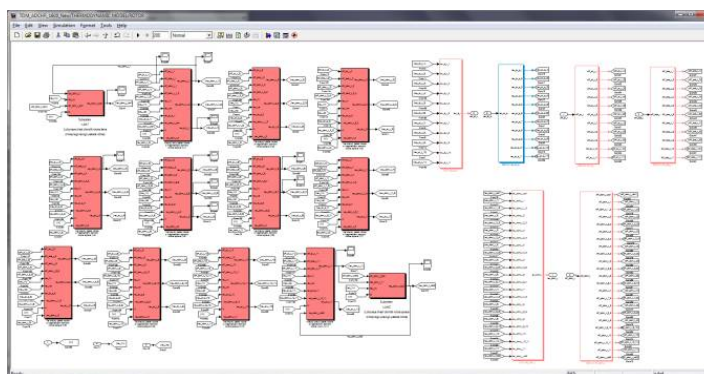


Рисунок 6.14 – Термодинамическая модель ротора АДЧР-1600-6.0-4У1 в *Matlab/Simulink*

Как было показано в главе 1, при значительных диапазонах изменения температуры элементов двигателя в пусковых режимах необходимо учитывать температурную зависимость некоторых параметров. В рассматриваемой модели учитывались зависимости от температуры теплоемкости обмотки ротора и сопротивлений обмоток статора и ротора. При пусковых режимах не все элементы машины оказываются нагретыми одинаково, поэтому нет необходимости использовать учет температурной зависимости теплоемкости для всех элементов тепловой модели. Но есть элементы, где это необходимо – в данном случае это обмотка ротора. В модели учтено температурное изменение теплоемкости обмотки ротора относительно температуры окружающей среды. Температура окружающей среды принималась равной 25°C согласно ГОСТ [317].

$$c_{al} = c_{al(25^{\circ}\text{C})} \cdot k_{Cal}, \quad (6.82)$$

где $c_{al(25^{\circ}\text{C})}$ – удельная теплоемкость алюминия при 25°C ; k_{Cal} – поправочный коэффициент.

Для учета температурной зависимости удельной теплоемкости алюминия использовались экспериментальные данные [109], которые были аппроксимированы линейной зависимостью. Эта аппроксимация позволила получить следующее выражение для поправочного коэффициента k_{Cal} :

$$k_{Cal} = a_{\theta} \theta + b_{\theta}, \quad (6.83)$$

где θ – температура, $^{\circ}\text{C}$; $a_{\theta} = 5,916 \cdot 10^{-4}$, град^{-1} ; $b_{\theta} = 0,985$.

В модели используется зависимость сопротивления алюминия и меди от температуры, использующая рекомендуемое ГОСТом [110] выражение для пересчета сопротивления при изменении температуры. С учетом этой зависимости сопротивления статора (R_s) и ротора (R_r) от превышения температуры τ выражаются следующим образом:

$$R_s = R_{s.nor} (\tau + \theta_{0nor} + 235) / (\theta_{nor} + 235); \quad (6.84)$$

$$R_r = R_{r.nor} (\tau + \theta_{0nor} + 225) / (\theta_{nor} + 225), \quad (6.85)$$

где $R_{s.nor}$ и $R_{r.nor}$ – сопротивления обмоток статора и ротора при температуре θ_{nor} ; θ_{nor} – нормативная температура для данного класса нагревостойкости изоляции (95°C для АДЧР-1600-6.0-4У1) [317]; $\theta_{0nor} = 25^{\circ}\text{C}$ – нормативная температура окружающей среды по ГОСТ [317].

Модель электрической части привода. Электродинамическая модель необходима для исследования просадки напряжения сети при запуске двигателя. Для исследования процессов нагрева можно ограничиться статической моделью двигателя на основе схемы замещения, так как время разгона этого привода намного больше электромагнитных постоянных электродинамической модели.

В общем случае, комплексная модель предполагает полную электродинамическую модель двигателя, ТПН и сети [56]. В этом случае комплексная модель включает в себя подмодели ТПН и сети. В задачах, связанных с оценкой нагрева двигателя может быть использована более простая и быстрая модель на основе регулируемых по амплитуде источников синусоидальной ЭДС в фазах статора двигателя.

в) *Результаты моделирования электропривода нагнетателя.* Для верификации модели использовались результаты экспериментов, предоставленные ОАО «Соликамскбумпром». На рисунке 6.15 показаны экспериментальные графики токов и напряжений фаз двигателя при запуске.

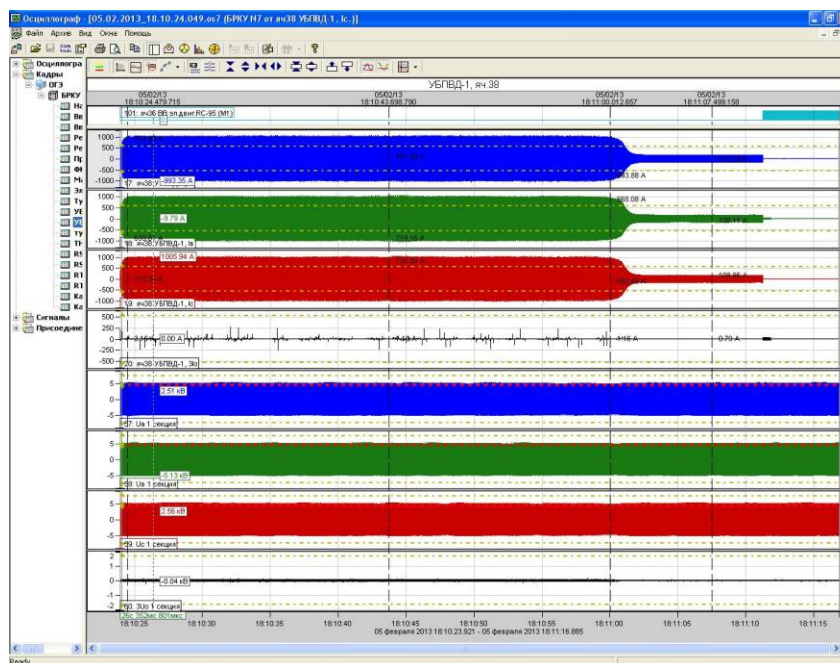


Рисунок 6.15 – Результаты эксперимента
(Вверху – токи фаз А, В, С; Внизу – напряжения фаз А, В, С)

На рисунке 6.16 представлены полученные с использованием ТДМ графики процессов изменения температуры 23 узлов обмотки ротора и 23 узлов обмотки статора при пуске двигателя из холодного состояния. Моделирование выполнено для токов фаз двигателя, соответствующих экспериментальным значениям. Из рисунка 6.16 следует, что для этого двигателя нагрев обмотки статора не является критичным в пусковых режимах.

Рисунок 6.17 иллюстрирует распределение максимумов температуры обмоток статора и ротора в аксиальном направлении (L) при пуске с уставкой токоограничения, соответствующей экспериментальным данным, а на рисунке 6.18 показаны графики нагрева стали ротора и внутреннего воздуха.

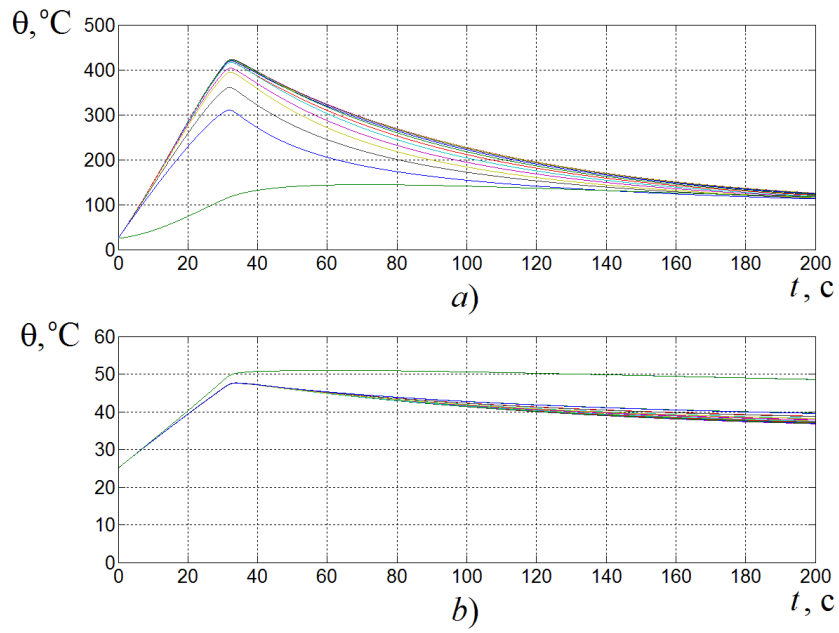


Рисунок 6.16 – Температура узлов обмоток ротора (а) и статора (b) при пуске из холодного состояния

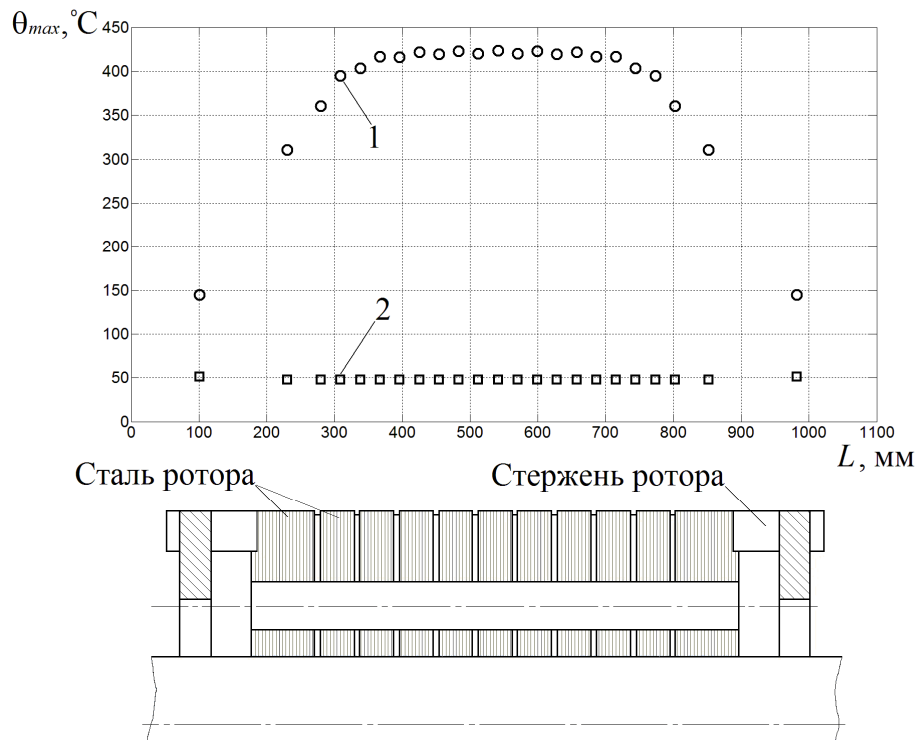


Рисунок 6.17 – Распределение максимумов температуры обмоток ротора (1) и статора (2) в аксиальном направлении (внизу – фрагмент ротора)

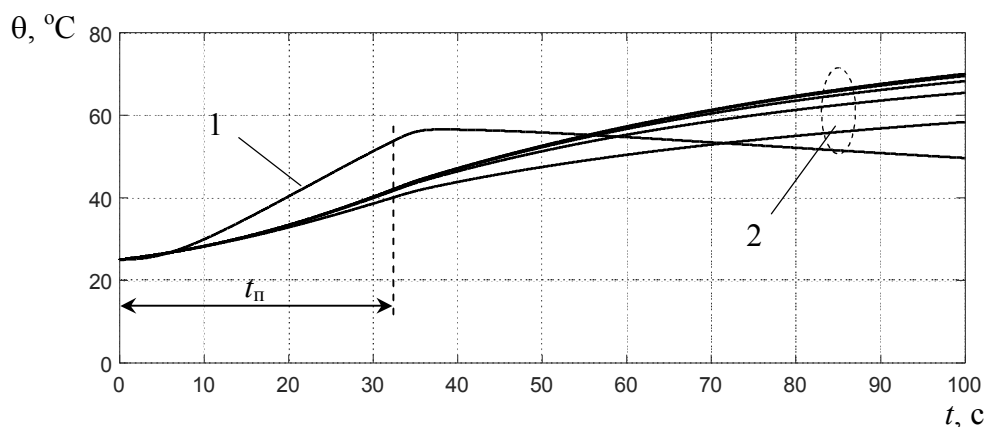


Рисунок 6.18 – Графики температуры внутреннего воздуха (1) и пакетов стали ротора (2) при пуске двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 с нагнетателем RC 4А-3N-95 ($t_{\text{п}}$ – время пуска)

Сопоставление графиков нагрева обмотки ротора на рисунке 6.16,а с графиками на рисунке 6.18 показывает, что к концу пуска превышения температуры роторной обмотки на порядок больше превышений температуры стали ротора и внутреннего воздуха в течение процесса запуска. Это позволяет сделать вывод о том, что в пусковых режимах с интенсивным тепловыделением для АД со стержневой обмоткой ротора целесообразно рассматривать нагрев только самой обмотки.

6.4. Анализ решения уравнения Фредгольма (оценка влияния теплоотдачи от ротора)

6.4.1. АД с литой обмоткой ротора

На рисунке 6.19 показано изменение во времени мгновенного значения $k_{\theta_r}(t)$ при пуске АД 4А100L4 (время пуска 4 с) и 4А355М4 (время пуска 9,7 с). Рассчитанные по (6.59) значения \bar{k}_{θ_r} составляют 0,80 для 4А100L4 и 0,88 для 4А355М4.

Характерные значения постоянной времени $T_{r.outN}$ для двигателей с литой обмоткой (см. рисунок 6.9) находятся в пределах 350...2000 с, с некоторой тенденцией к росту при увеличении габаритов машины. Это, с учетом приведенных выше значений для \bar{k}_{θ_r} , позволяет указать наиболее вероятный диапазон значений $|\chi_r|$ для таких двигателей в пределах $0,5 \cdot 10^{-3} \dots 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$. Диапазон величин a_{λ_r} в выражении (6.61) можно оценить по рисунку 6.20, показывающему значения a_{λ_r} для двигателей 4А (класс нагревостойкости изоляции F).

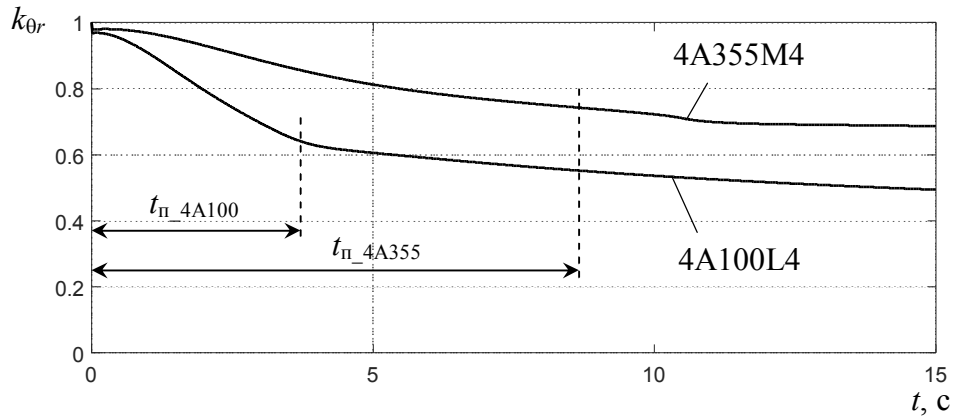


Рисунок 6.19 – Изменение во времени мгновенного значения $k_{\theta r}(t)$ при прямом пуске с вентиляторным моментом сопротивления: а) двигателя АД 4А100L4 ($J_{\Sigma}=100J_{д}$); б) двигателя АД 4А355M4 ($J_{\Sigma}=10J_{д}$)

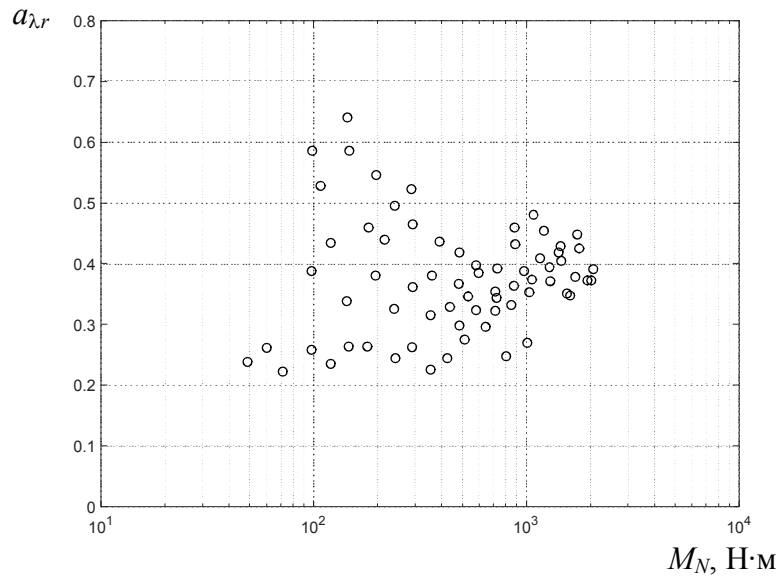


Рисунок 6.20 – Характерные величины $a_{\lambda r}$ от M_N для двигателей 4А (класс изоляции F)

На рисунке 6.21 представлены поверхности $\Delta\theta_r / \Delta\theta_r' = f(\chi_r t_{\Pi}, a_{\lambda r})$ при $n=1$ и $n=2$ при величинах $a_{\lambda r}$, соответствующих рисунку 6.20 и реальном диапазоне значений χt_{Π} .

Из рисунка 6.21 следует, что при всех реальных продолжительностях пуска величина $\Delta\theta_r / \Delta\theta_r'$ весьма близка к единице. Отсюда с очевидностью следует, что для двигателей с литой обмоткой ротора можно без существенной погрешности оценивать максимум температуры ротора в пусковых режимах по адиабатической модели. В этом случае влияние теплоотдачи от ротора не проявляется сколько-

нибудь существенно при любых реальных сочетаниях параметров двигателя и времени пуска из-за большой величины постоянной времени $T_{r.outN}$.

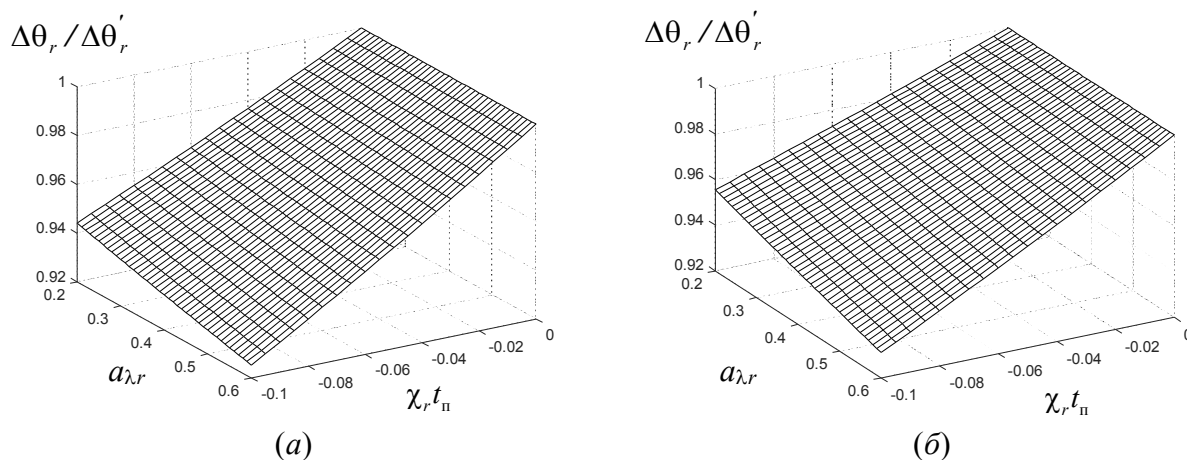


Рисунок 6.21 – Графики $\Delta\theta_r / \Delta\theta'_r$ от $\chi_r t_\pi$ и $a_{\lambda r}$ при $n=1$ (а) и $n=2$ (б) для АД с литой обмоткой ротора

6.4.2. АД со сварной обмоткой ротора

Опираясь на сделанный выше вывод о целесообразности в случае сварной обмотки ротора рассматривать ее нагрев обособленно, в параметре χ_r для этого случая следует использовать постоянную времени теплоотдачи

$$T_{r.w.out} = C_{r.w} / \lambda_{r.w.out}, \quad (6.86)$$

где $\lambda_{r.w.out} = \lambda_{13} + \lambda_{14} + \lambda_{15} + \lambda_{24}$ (см. рисунок 6.10).

Постоянная времени $T_{r.w.out}$ оказывается (при прочих равных условиях) существенно меньше, чем постоянная $T_{r.out}$ для двигателей с литой обмоткой, поскольку теплоемкость одной обмотки ротора почти на порядок меньше суммарной теплоемкости обмотки и стали ротора. Так, для двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 (1500 об/мин) постоянная $T_{r.w.out}$ при номинальной скорости вращения составляет 62,1 с. Расчетная величина a_λ для этого двигателя составляет 0,503. Относительно малое значение постоянной $T_{r.w.out}$, соизмеримое с продолжительностью пуска, предопределяет значительно более выраженное влияние теплоотдачи от обмотки на максимумы ее температуры в пусковых режимах. Таким образом, и характерные величины $\chi_r t_\pi$ оказываются по модулю, как минимум, на порядок больше, чем для двигателей с литой обмоткой.

На рисунке 6.22 показаны поверхности $\Delta\theta_r / \Delta\theta'_r = f(\chi_r t_{\Pi}, a_{\lambda r})$ от $\chi_r t_{\Pi}$ и $a_{\lambda r}$ при $n=1$ (а) и $n=2$ (б) для АД со сварной обмоткой ротора при реальном для таких двигателей диапазоне $\chi_r t_{\Pi}$. Здесь видно, что для двигателей со сварной обмоткой ротора величина $\Delta\theta_r$ может быть намного меньше, чем $\Delta\theta'_r$. Поэтому *оценивать максимум температуры обмотки ротора в пусковых режимах по адиабатической модели нельзя* из-за слишком большого влияния теплоотдачи от обмотки ротора. В случае электропривода нагнетателя РС 4А-3N-95 с двигателем АДЧР-1600-6.0-4У1 время пуска при уставке ограничения тока статора на уровне четырех номиналов составляет 36 с (см. рисунок 6.15), что соответствует $\chi_r t_{\Pi} = -0,565$. При этом значении $\chi_r t_{\Pi}$ и $a_{\lambda r} = 0,503$ погрешность расчета максимума средней температуры обмотки по адиабатической модели может составить порядка 25-30%, поэтому необходимо пользоваться более точным выражением (6.79) или использовать математическое моделирование.

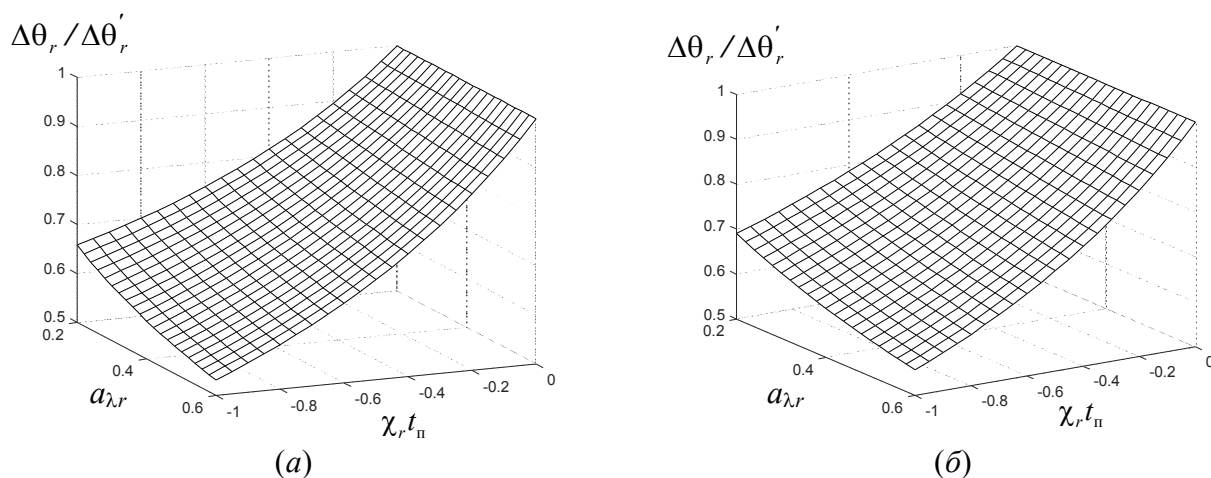


Рисунок 6.22 – Графики $\Delta\theta_r / \Delta\theta'_r$ от $\chi_r t_{\Pi}$ и $a_{\lambda r}$ при $n=1$ (а) и $n=2$ (б) для АД со сварной обмоткой ротора

Выполним оценку неравномерности нагрева обмотки ротора. При пуске АД происходит вытеснение тока в обмотке ротора, но только в стержнях. Примем начальную кратность сопротивления обмотки ротора равной отношению высоты паза ротора (60 мм у рассматриваемого двигателя) к глубине проникновения поля в паз (для алюминия 14,1 мм при 50 Гц [315]). Усреднив это значение за время пуска, по-

лучим коэффициент увеличения мощности потерь в стержнях из-за вытеснения тока \bar{k}_{skin} (для этого двигателя $\bar{k}_{skin} = 2,13$).

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

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

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

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

$$W_{bar} = w_{ring} \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta (1 - k_{m.ring}) m_{\Sigma r} + W_{r.доб} ; \quad (6.87)$$

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

$$\begin{aligned} W_{\Sigma r} = W_{ring} + W_{bar} = w_{ring} k_{m.ring} m_{\Sigma r} + \\ + w_{ring} \bar{k}_{skin} \bar{k}_\theta (1 - k_{m.ring}) m_{\Sigma r} + W_{r.доб} , \end{aligned} \quad (6.88)$$

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

Из (6.88) получим

$$W_{ring} = \frac{W_{\Sigma r} - W_{r.добр}}{m_{\Sigma r} [k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_{\theta}]} \quad (6.89)$$

Подставим (6.89) в выражение (6.87):

$$W_{bar} = \frac{(W_{\Sigma r} - W_{r.добр})(1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_{\theta}}{k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_{\theta}} + W_{r.добр} \quad (6.90)$$

Адиабатический подъем средней температуры стержней:

$$\theta'_{r.bar} = \frac{W_{bar}}{(1 - k_{m.ring}) C_{\Sigma r}} \quad (6.91)$$

Из (6.90) и (6.91) получим

$$\theta'_{r.bar} = \frac{\Delta \theta'_r}{1 - k_{m.ring}} \left[\frac{\left(1 - \frac{W_{r.добр}}{W_{\Sigma r}}\right) (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_{\theta}}{k_{m.ring} + (1 - k_{m.ring}) \bar{k}_{skin} \bar{k}_{\theta}} + \frac{W_{r.добр}}{W_{\Sigma r}} \right] \quad (6.92)$$

Расчет по (6.92) дает $\theta'_{r.bar} = 498,7$ °С. При рассмотрении средней температуры только стержней (в этом случае $T_{r.out} = 48,0$ с) получим $\Delta \theta'_r / \Delta \theta'_r = 0,74$, откуда $\theta_{r.bar} = 367,8$ °С (при температуре окружающей среды 25 °С).

Оценка средней температуры стержней с использованием выражения (6.92) дает весьма хорошее приближение к максимальным значениям, полученным с помощью моделирования (расхождение менее 4,5%).

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

6.5. Анализ зависимости подъема температуры обмотки ротора при пуске от размеров и номинальной скорости машины

6.5.1. Постановка задачи

Из (2.71) следует, что

$$M_N \sim l^{3\gamma}, \quad (6.93)$$

где l – условный линейный размер машины, в качестве которого можно принять кубический корень из активного объема машины.

Поскольку момент инерции ротора (J_d) пропорционален произведению массы ротора на квадрат его радиуса [324], получим

$$J_d \sim l^5. \quad (6.94)$$

Из (6.93) и (6.94) вытекает, что

$$J_d \sim M_N^\delta, \quad (6.95)$$

где $\delta = 5/(3\gamma)$.

Для реальных двигателей степенной коэффициент δ может отличаться от $5/(3\gamma)$ из-за некоторых различий в соотношении диаметра и длины ротора. Значения δ для различных серий двигателей, полученные путем аппроксимации зависимостью (6.95) справочных данных, а также значения γ представлены в таблицах 6.1 и 6.2. В этих таблицах обозначено: $\gamma_{(a)}$ – значения, полученные аппроксимацией результатов расчета величин V_a ; $\gamma_{(p)}$ – расчетные значения, полученные по δ с помощью соотношения $\delta = 5/(3\gamma)$.

Таблица 6.1 – Значения коэффициентов степенных зависимостей (низковольтные двигатели)

Серия двигателей		δ	$\gamma_{(a)}$	$\gamma_{(p)}$
4А (изоляция класса F)	2 полюса	1,517	1,132	1,099
	4 полюса	1,445	1,182	1,153
	6 полюсов	1,584	1,157	1,052
	8 полюсов	1,542	1,112	1,081
5А, 6А, АИС (по нормам CENELEC)	2 полюса	1,480	-	1,126
	4 полюса	1,453	-	1,147
	6 полюсов	1,489	-	1,119
	8 полюсов	1,362	-	1,224

Таблица 6.2 – Значения коэффициентов степенных зависимостей (высоковольтные двигатели)

Серия двигателей		δ	$\gamma(a)$	$\gamma(p)$
ДАЗО4, 6 кВ	4 полюса	1,004	-	1,660
	6 полюсов	1,010	-	1,650
	8 полюсов	1,066	-	1,563
	Общая	1,184	-	1,408
А4, 6 кВ	4 полюса	1,081	-	1,542
	6 полюсов	1,048	-	1,590
	8 полюсов	1,103	-	1,511
	10 полюсов	1,254	-	1,329
	Общая	1,236	-	1,348
АДЧР, 6 кВ, h=400, 450, 560 мм		1,712	-	0,974
АДЧР, 10 кВ, h=500, 560 мм		1,206	-	1,382

Рассмотрим влияние габарита и мощности двигателя на подъем температуры роторной обмотки при пуске. Будем принимать во внимание только джоулевы потери в роторе и используем для анализа выражение (6.22), которое можно записать в виде:

$$W_r = k_{r.п} A_W J_{\Sigma пр} \frac{\omega_N^2}{2}, \quad (6.96)$$

где $k_{r.п}$ – коэффициент, учитывающий потери в обмотке ротора от высших гармоник в случае работы электропривода с ТПН [145, 147].

Пренебрегая теплоотдачей за время пуска в окружающую среду, а также иными потерями, кроме джоулевых потерь в обмотке ротора, выражение (6.53) можем записать с учетом (6.96) как

$$\Delta\theta_r = \frac{k_{r.п} A_W J_{\Sigma пр} \omega_N^2}{2C_r}. \quad (6.97)$$

Используем выражение (6.97) для анализа зависимости подъема температуры элементов ротора за время пуска для двух различных вариантов:

- когда габариты двигателей различны, но номинальная скорость одинакова;
- когда мощность двигателей одинакова, но различная номинальная скорость.

6.5.2. Вариант одинаковой номинальной скорости при разных габаритах двигателей

Введем коэффициент $k_{\Sigma\text{пр}} = J_{\Sigma} / J_{\text{д}}$, тогда можем записать (6.97) в виде

$$\Delta\theta_r' = \frac{k_{r.п} A_W k_{\Sigma\text{пр}} \omega_N^2 J_{\text{д}}}{2 C_r}. \quad (6.98)$$

С учетом (6.94), а также того факта, что теплоемкость элементов ротора пропорциональна их массе, а следовательно, третьей степени линейных размеров машины, из (6.98) получим, что величина $\Delta\theta_r'$ пропорциональна квадрату линейных размеров машины. Из этого факта, с учетом (6.93), вытекает, что

$$\Delta\theta_r' \sim M_N^{\frac{2}{3\gamma}}. \quad (6.99)$$

Из (6.99) вытекает, что при $k_{\Sigma\text{пр}} = \text{const}$ подъем температуры элементов ротора за время пуска выражен тем сильнее, чем больше размеры двигателя, причем эта связь достаточно сильная. Рисунок 6.23 иллюстрирует эту зависимость.

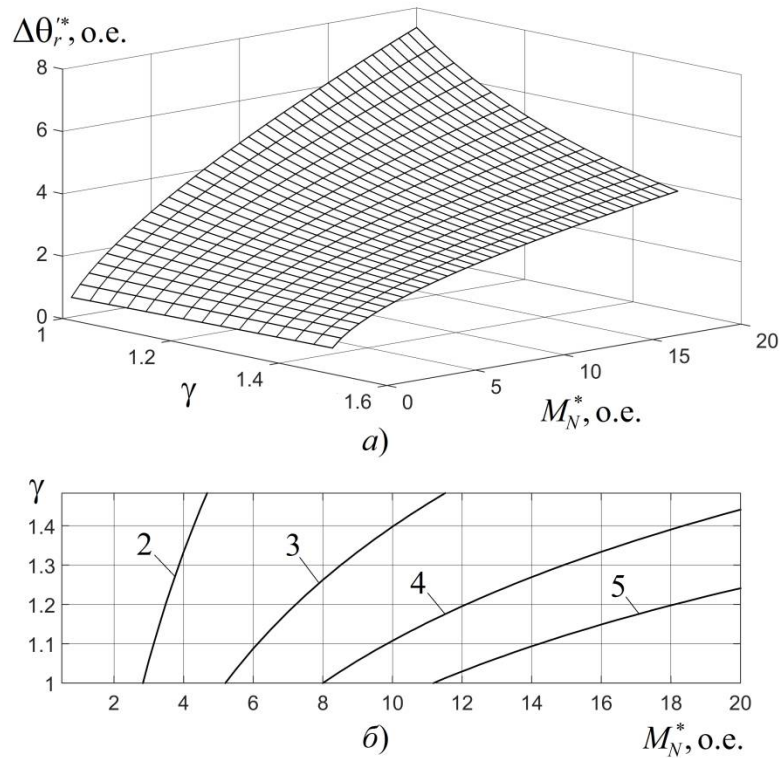


Рисунок 6.23 – Зависимости подъема температуры обмотки ротора от M_N^* и γ

На рисунке 6.23,а показана зависимость адиабатического подъема температуры обмотки ротора от номинального момента двигателя и коэффициента γ , соответствующая соотношению (6.99). Здесь обозначено: $\Delta\theta_r^{*} = \Delta\theta_r' / \Delta\theta_{r(б)}'$ и $M_N^{*} = M_N / M_{N(б)}$, где $\Delta\theta_{r(б)}'$ и $M_{N(б)}$ – адиабатический подъем температуры роторной обмотки и номинальный момент для некоторого варианта, принятого за базисный. На рисунке 6.23,б показаны линии уровня поверхности $\Delta\theta_r^{*}(M_N^{*}, \gamma)$, здесь цифрами обозначены значения $\Delta\theta_r^{*}$. Из рисунка 6.23 следует, что опасность неприемлемого повышения температуры элементов обмотки ротора в течение пуска существенно увеличивается с увеличением общих размеров двигателя. На рисунке 6.24 показаны зависимости максимального подъема температуры при прямом пуске от $k_{\Sigma пр}$ 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 тепловой схемы, содержащей 8 узлов. Результаты моделирования на качественном уровне хорошо согласуются с аналитически полученной зависимостью (6.99) и рисунком 6.23.

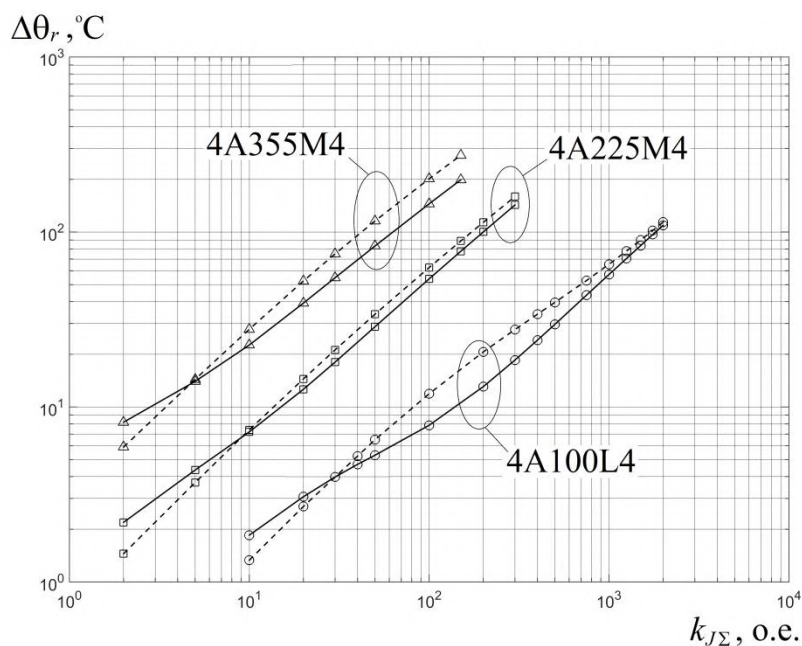


Рисунок 6.24 – Зависимости максимального подъема температуры обмотки ротора от $k_{J\Sigma}$ для двигателей 4A100L4, 4A225M4 и 4A355M4 (пунктир – короткозамыкающие кольца; непрерывные линии – пазовые части обмотки)

Изложенное выше позволяет сделать вывод о том, что опасность недопустимо большого нагрева элементов обмотки ротора при пуске существует только для достаточно крупных машин. Также отметим, что для двигателей с залитой обмоткой, где C_r включает в себя также и сталь ротора, повышение температуры обмотки, при прочих равных условиях, менее выражено, чем для двигателей со сварной обмоткой ротора.

6.5.3. 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 (6.97) с учетом выражения для T_j и (6.23) в следующем виде:

$$\Delta\theta'_r = \frac{k_{r.п} \Omega_{рм}^2}{2C_r} (J_d i^2 + J_{рм}) + \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] \frac{t_{п} P_N}{C_r}, \quad (6.100)$$

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

Принимая во внимание (6.95), можем выразить момент инерции двигателя через номинальную мощность как

$$J_d = k_{JPN} P_N^{\frac{5}{3\gamma}} \Omega_{рм}^{\frac{5}{3\gamma}} i^{\frac{5}{3\gamma}}. \quad (6.101)$$

Учитывая кубическую зависимость теплоемкости C_r от линейных размеров машины, с учетом (6.93), можем выразить ее через номинальную мощность следующим образом:

$$C_r = k_{CPN} P_N^{\frac{1}{\gamma}} \Omega_{рм}^{\frac{1}{\gamma}} i^{\frac{1}{\gamma}}. \quad (6.102)$$

В выражениях (6.101) и (6.102) обозначено: k_{JPN} и k_{CPN} – некоторые постоянные коэффициенты.

С учетом (6.101) и (6.102) получаем возможность записать (6.100) как

$$\Delta\theta'_r = \frac{k_{r.п} \Omega_{рм}^{2+\frac{1}{\gamma}} P_N^{-\frac{1}{\gamma}}}{2k_{CPN}} \left(k_{JPN} P_N^{\frac{5}{3\gamma}} \Omega_{рм}^{-\frac{5}{3\gamma}} i^{2\frac{3\gamma-1}{3\gamma}} + J_{рм} i^{\frac{1}{\gamma}} \right) + \left[\frac{an}{n+1} + \frac{(1-a)n}{(nm+n+1)(nm+1)} \right] t_{п} P_N^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} i^{\frac{1}{\gamma}} \Omega_{рм}^{\frac{1}{\gamma}}, \quad (6.103)$$

Из (6.103) очевидно, что для приводов с одинаковой мощностью и скоростью приводимого механизма, оба слагаемых в правой части этого выражения монотонно увеличиваются при увеличении передаточного числа редуктора, поскольку всегда $2\frac{3\gamma-1}{3\gamma} > 0$ и $\frac{1}{\gamma} > 0$. Отсюда следует, что при переходе к варианту электропривода с более быстроходным двигателем той же мощности тепловые нагрузки на элементы ротора при пуске возрастают. Соответственно, наименее тяжелые термические условия для ротора, вероятнее всего, будут в безредукторном варианте электропривода.

Физически этот вывод объясняется следующим. Рассмотрим, для наглядности, высокоинерционный электропривод, у которого накапливаемая за время пуска кинетическая энергия в основном определяется моментом инерции механизма. Тогда, при использовании вариантов с двигателями, имеющими разную номинальную скорость кинетическая энергия, накапливаемая во вращающихся элементах привода, будет мало отличаться. Аналогично, работа по преодолению момента сопротивления, совершаемая двигателем, также будет одинаковой для приводов с различными двигателями при условии равенства времени пуска. Из этого следует, что суммарная энергия, которая за время пуска будет выделяться в роторной обмотке двигателя, оказывается близкой по величине в различных вариантах электропривода, отличающихся передаточным числом редуктора. При этом, для электроприводов с разным передаточным числом редуктора, но одинаковой мощностью двигателя, будут существенно отличаться габариты двигателя, а следовательно, и теплоемкость его элементов. Для более быстроходных двигателей практически одинаковая, по сравнению с тихоходными, энергия будет приходиться на существенно меньшую величину теплоемкости ротора (обмотки ротора), что предопределяет более высокую температуру этих элементов к концу разгона.

На рисунке 6.25 показаны кривые нагрева обмотки ротора для пяти АД серии 4А мощностью 110 кВт с различным числом полюсов ($2p$) при прямом пуске ($k_{r,п}=1$) с моментом сопротивления вентиляторного характера.

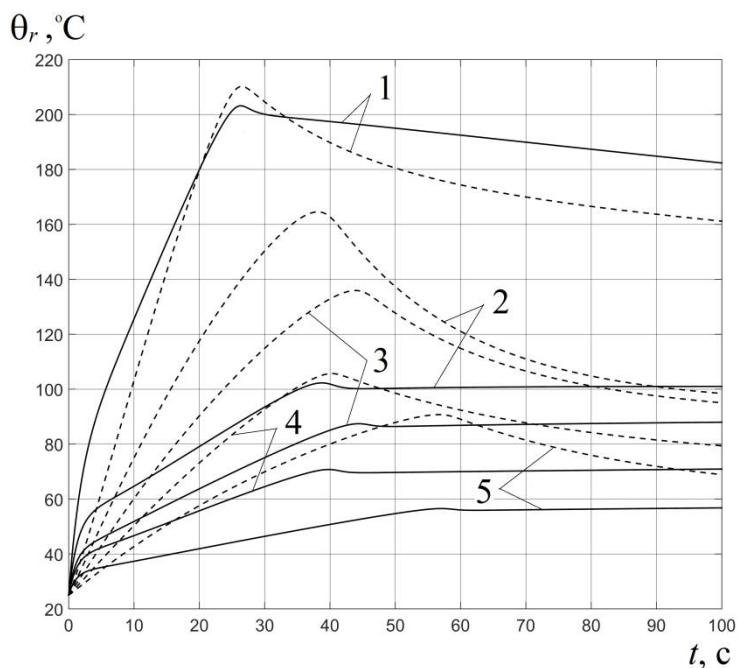


Рисунок 6.25 – Графики изменения во времени температуры элементов обмотки ротора (пунктир – короткозамыкающие кольца; непрерывные линии – пазовые части)

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 рисунке 6.25 хорошо видно, что при увеличении числа полюсов снижается термическое воздействие на обмотку ротора.

6.5.4. Особенности нагрева ротора АД при пуске с использованием ТПН

Выясним возможности использования УПП на основе ТПН для влияния на максимальную температуру обмотки ротора при пуске АД путем изменения продолжительности пуска. Запишем выражение (6.14) как $\bar{p}_{r,mc} t_{п}$, где $\bar{p}_{r,mc}$ – усредненная за время пуска мощность компоненты потерь в роторе, которая связана с преодолением момента сопротивления:

$$\bar{p}_{r,mc} = M_{c0} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{кон}}}{n+1} \right) + M_{cbN} \left(\frac{\omega_{\text{кон}}}{\omega_N} \right)^m \left(\frac{\omega_0}{nm+1} - \frac{\omega_{\text{кон}}}{nm+n+1} \right). \quad (6.104)$$

Выразим подъем температуры обмотки ротора при пуске из (6.79) с использованием (6.6), (6.24), (6.53) и (6.104) как

$$\Delta\theta_r = \frac{W_{r\text{дин}} + W_{\text{доп}} + \bar{p}_{r,\text{мс}} t_{\text{п}}}{C_r [1 - \chi_r t_{\text{п}} (a_{\lambda_r} + B_r)]}. \quad (6.105)$$

Снижение $\Delta\theta_r$ при увеличении продолжительности пуска будет только в случае, когда $d\Delta\theta_r/dt_{\text{п}} < 0$. В противном случае, при увеличении $t_{\text{п}}$ будет происходить увеличение $\Delta\theta_r$. Из (6.105) нетрудно установить, что это условие выполняется при

$$W_{r\text{дин}} > \frac{\bar{p}_{r,\text{мс}}}{-\chi_r (a_{\lambda_r} + B_r)} - W_{\text{доп}} \quad (6.106)$$

или

$$W_{r\text{дин}} > \frac{W_{rc}}{-\chi_r t_{\text{п}} (a_{\lambda_r} + B_r)} - W_{\text{доп}}. \quad (6.107)$$

Пренебрегая величиной $W_{\text{доп}}$ и считая, что $W_{r\text{дин}}$ близка к кинетической энергии привода в конце разгона, можно без существенной погрешности переписать условие (6.107) в виде

$$W_{\text{к}} > \frac{W_{rc}}{-\chi_r t_{\text{п}} (a_{\lambda_r} + B_r)}. \quad (6.108)$$

Например, для двигателя АДЧР-1600-6.0-4У1 условие (6.108) сводится к неравенству $W_{\text{к}} > (2,5 \dots 3,0) W_{rc}$. При работе этого двигателя с нагнетателем типа РС 4А-3N-95 условие (6.108) не выполняется и увеличение времени пуска должно приводить к увеличению температуры обмотки ротора. На рисунке 6.26 показаны результаты моделирования пуска асинхронного электропривода многоступенчатого нагнетателя с двигателем АДЧР-16006.0-4У1 – максимальные температуры для наиболее нагретых точек обмотки ротора ($\theta_{r,\text{max}}$) и время пуска, соответствующие различным значениям уставки ограничения тока статора $I_{\text{огс}}$ (номинальный ток статора 183 А, пунктиром показаны линии, соответствующие прямому пуску). Здесь видно, что увеличение времени пуска ведет к увеличению максимальной температуры. Уменьшение $t_{\text{п}}$ могло бы привести к некоторому снижению нагрева, но оно лимитировано требованиями к ограничению просадки напряжения сети [323].

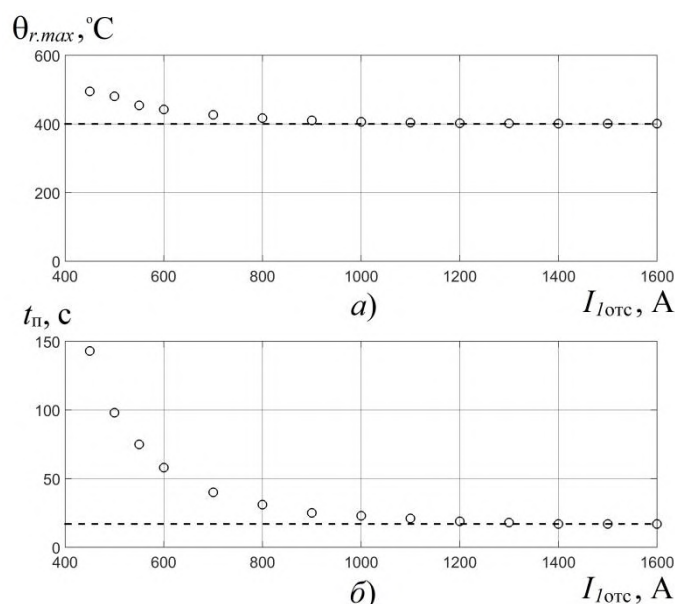


Рисунок 6.26 – Зависимости максимальной температуры обмотки ротора (а) и времени разгона двигателя (б) от уставки ограничения тока статора

На рисунке 6.27 показаны полученные путем моделирования зависимости $\theta_{r,max}$ от времени пуска для электропривода с этим же двигателем при $J_{\Sigma пр} = 20J_d$ и различных моментах сопротивления. Здесь обозначено: \circ – вентиляторный момент сопротивления ($m=2, M_{с0}=0, M_{свN}=M_N$); \square – постоянный момент сопротивления $M_c=M_N$; \diamond – постоянный момент сопротивления $M_c=0,5M_N$; Δ – пуск на холостом ходу. Видно, что существенно выраженное снижение нагрева обмотки ротора достигается только при пуске на холостом ходу.

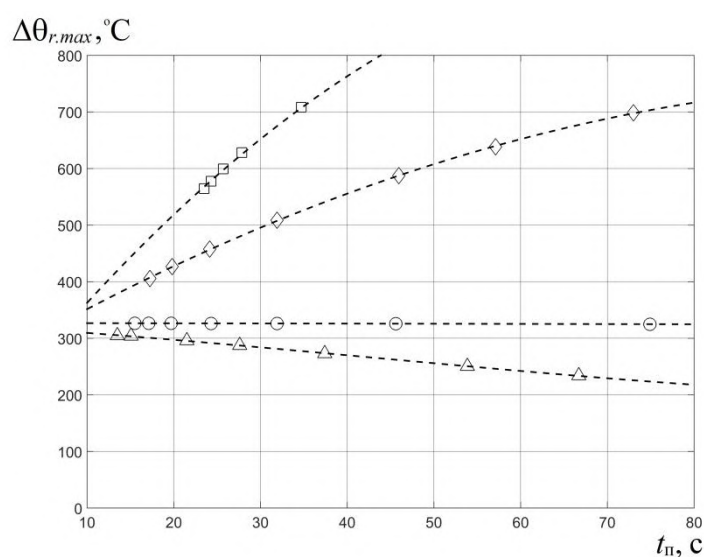


Рисунок 6.27 – Зависимости максимального подъема температуры обмотки ротора от продолжительности пуска

Анализируя соотношение (6.108), можно сделать следующие выводы общего характера:

- при $W_{rc}/W_K \rightarrow 0$ (пуск высокоинерционного привода на холостом ходу) всегда выполняется условие (6.108) и увеличение продолжительности пуска, обеспечиваемое использованием для этого УПП на основе ТПН, ведет к снижению тепловых нагрузок на обмотку ротора;

- при $W_K/W_{rc} \rightarrow 0$ (пуск малоинерционного привода со значительным моментом сопротивления) увеличение продолжительности пуска всегда ведет к увеличению нагрева обмотки ротора, что не дает возможности использовать УПП на основе ТПН для решения этой проблемы (в этом случае использование УПП на основе ТПН имеет смысл только, если это предопределяется технологическими особенностями или конструктивными требованиями приводимого механизма или ограничениями, связанными с просадкой напряжения сети).

6.6. Выражения для расчета допустимого присоединенного момента инерции

В каталогах электродвигателей и справочниках величина допустимого присоединенного момента инерции приводится, как правило, для среднего за время пуска момента сопротивления, равного $1/3$ от номинального. Такое значение среднего момента сопротивления предполагает его квадратичную зависимость от скорости без постоянной составляющей. Будем называть такую механическую характеристику «стандартной». Вместе с тем, для электроприводов с другими графиками механической характеристики механизма значение допустимого присоединенного момента инерции может быть иным. Получим выражение для расчета допустимого присоединенного момента инерции при параметрах механической характеристики, отличающихся от стандартной исходя из условия равенства энергии, выделяющейся в роторной обмотке за время пуска.

Пусть задан допустимый присоединенный момент инерции ($J_{\text{рм,доп}(1)}$) при механической характеристике механизма (здесь значение $J_{\text{рм,доп}(1)}$ приведено к валу двигателя)

$$M_{c(1)} = M_{c0(1)} + M_{cbN(1)} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{m(1)}, \quad (6.109)$$

требуется определить допустимый присоединенный момент инерции ($J_{\text{рм.доп}(2)}$) при механической характеристике механизма

$$M_{c(2)} = M_{c0(2)} + M_{cbN(2)} \left(\frac{\omega}{\omega_N} \right)^{m(2)}. \quad (6.110)$$

Исходя из (6.8) и (6.14), запишем выражения для энергии, выделяющейся в роторной обмотке за время пуска с моментами сопротивления $M_{c(1)}$ и $M_{c(2)}$

$$\begin{aligned} W_{r(1)} = & (J_{\text{д}} + J_{\text{рм.доп}(1)}) \left(\omega_0 \omega_{\text{коп}(1)} - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}^2}{2} \right) + M_{c0(1)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)} + \\ & + M_{cbN(1)} \left(\frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{\omega_N} \right)^{m(1)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(1)} m_{(1)} + 1} - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{n_{(1)} m_{(1)} + n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)}; \end{aligned} \quad (6.111)$$

$$\begin{aligned} W_{r(2)} = & (J_{\text{д}} + J_{\text{рм.доп}(2)}) \left(\omega_0 \omega_{\text{коп}(2)} - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}^2}{2} \right) + M_{c0(2)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)} + \\ & + M_{cbN(2)} \left(\frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{\omega_N} \right)^{m(2)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(2)} m_{(2)} + 1} - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{n_{(2)} m_{(2)} + n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)}. \end{aligned} \quad (6.112)$$

Приравняв правые части выражений (6.111) и (6.112), и, решив это уравнение относительно $J_{\text{рм.доп}(2)}$, получим

$$\begin{aligned} J_{\text{рм.доп}(2)} = & -J_{\text{д}} + \left(\omega_0 \omega_{\text{коп}(2)} - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}^2}{2} \right)^{-1} \times \\ & \times \left\{ (J_{\text{д}} + J_{\text{рм.доп}(1)}) \left(\omega_0 \omega_{\text{коп}(1)} - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}^2}{2} \right) + M_{c0(1)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)} + \right. \\ & + M_{cbN(1)} \left(\frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{\omega_N} \right)^{m(1)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(1)} m_{(1)} + 1} - \frac{\omega_{\text{коп}(1)}}{n_{(1)} m_{(1)} + n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)} - \\ & - M_{c0(2)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)} - \\ & \left. - M_{cbN(2)} \left(\frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{\omega_N} \right)^{m(2)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(2)} m_{(2)} + 1} - \frac{\omega_{\text{коп}(2)}}{n_{(2)} m_{(2)} + n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)} \right\}. \end{aligned} \quad (6.113)$$

Если полагать, что конечная скорость для обоих случаев одинакова и равна номинальной, выражение (6.113) можно упростить:

$$\begin{aligned}
 J_{\text{рм.доп}(2)} = & J_{\text{рм.доп}(1)} + \left(\omega_0 \omega_N - \frac{\omega_N^2}{2} \right)^{-1} \times \\
 & \times \left\{ M_{\text{с0}(1)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_N}{n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)} + M_{\text{св}N(1)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(1)} m_{(1)} + 1} - \frac{\omega_N}{n_{(1)} m_{(1)} + n_{(1)} + 1} \right) t_{\text{п}(1)} - \right. \\
 & \left. - M_{\text{с0}(2)} \left(\omega_0 - \frac{\omega_N}{n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)} - M_{\text{св}N(2)} \left(\frac{\omega_0}{n_{(2)} m_{(2)} + 1} - \frac{\omega_N}{n_{(2)} m_{(2)} + n_{(2)} + 1} \right) t_{\text{п}(2)} \right\}. \quad (6.114)
 \end{aligned}$$

Значения $t_{\text{п}(1)}$ и $t_{\text{п}(2)}$ могут быть определены по результатам моделирования процесса пуска или расчетом по механическим характеристикам двигателя и механизма.

6.7. Особенности нагрева обмотки статора АД в пусковых режимах

6.7.1. Основные соотношения

Оценка теплового состояния обмотки статора при пуске представляет интерес в связи с тем, что эта обмотка изолированная, что увеличивает подверженность ее последствиям термических перегрузок.

Энергию, выделяющуюся в обмотке статора АД при пуске с постоянной скоростью вращения магнитного поля можно представить следующим образом [112]:

$$W_s = \frac{1}{k_I^2} \cdot \frac{R_s}{R_{r\xi}} W_r, \quad (6.115)$$

где k_I – усредненное отношение тока ротора к току статора при пуске; $R_{r\xi}'$ – усредненное значение сопротивления ротора с учетом вытеснения тока.

Из (6.115) следует, что величина энергии, выделяющейся за время пуска в обмотке статора, тесно связана с энергией, выделяющаяся в обмотке ротора. Однако, соотношение между величинами этих энергий и их влияние на нагрев обмоток отличается для разных двигателей. Как было показано выше (см. рисунок 6.24), проблема перегрева обмотки ротора АД при пуске проявляется сильнее с увеличением габаритов машины. В то же время, проблема нагрева обмотки статора при затяжном пуске,

наоборот, выражена сильнее для АД сравнительно небольших габаритов, что видно на рисунке 6.28. Здесь показаны полученные с использованием 8-массовой ТДМ зависимости от времени пуска высокоинерционного привода отношения максимального подъема температуры наиболее нагретого элемента обмотки статора ($\Delta\theta_{s.max}$) к максимальному подъему температуры наиболее нагретого элемента обмотки ротора ($\Delta\theta_{r.max}$) для двигателей 4A100L4 (4 кВт) и 4A355M4 (315 кВт) с одинаковым числом полюсов. Видно, что кратность $\Delta\theta_{s.max}/\Delta\theta_{r.max}$ для двигателя меньшего габарита существенно выше. В частности, это объясняется тем, что отношение мощности потерь в обмотке статора к мощности потерь в обмотке ротора для АД разного габарита отличаются. Так, на рисунке 4.11 видно, что для двигателей с номинальным моментом порядка 1000 Н·м номинальная мощность потерь в обмотке статора превосходит мощность потерь в обмотке ротора в среднем в 1,5 раза, а для двигателей с номинальным моментом порядка нескольких десятков Н·м – в 2...4 раза.

Ситуации, связанные с перегревом обмотки статора АД могут возникать при длительных процессах пуска высокоинерционных механизмов, а также в тех случаях, когда используются устройства плавного пуска (УПП), обеспечивающие регулирование потока энергии от сети к АД за счет изменения амплитуды первой гармоники напряжения на статоре при постоянной частоте, с целью обеспечения необходимых с технологической точки зрения режимов запуска электропривода.

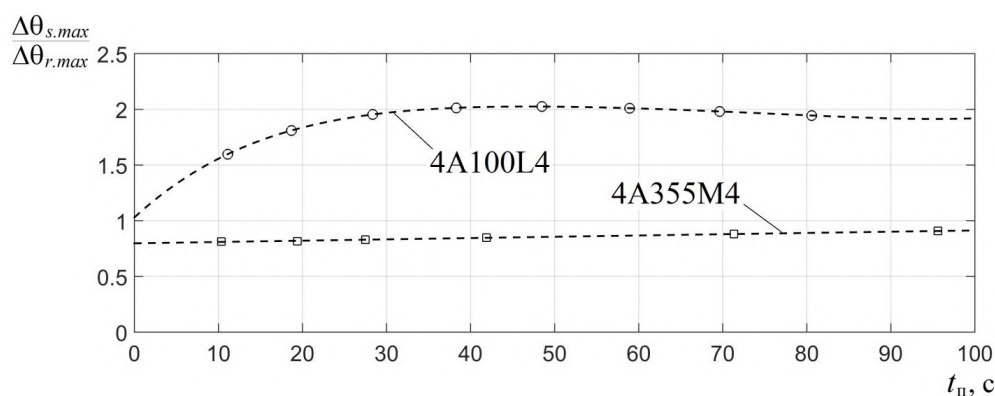


Рисунок 6.28 – Зависимости кратности $\Delta\theta_{s.max}/\Delta\theta_{r.max}$ от времени пуска

Получим выражения для повышения температуры обмотки статора при пуске ($\Delta\theta_s$). Оно определяется величинами выделившейся энергии ($W_{\Sigma s}$) и ушедшей в охлаждающую обмотку статора среду ($W_{s.out}$):

$$\Delta\theta_s = \frac{W_{\Sigma s} - W_{s.out}}{C_s}, \quad (6.116)$$

$$W_{\Sigma s} = \int_0^{t_{\Pi}} \Delta P_{\Sigma s} dt, \quad (6.117)$$

где $\Delta P_{\Sigma s}$ – суммарная мощность потерь в обмотке статора ; C_s – теплоемкость обмотки статора.

$$W_{s.out} = \int_0^{t_{\Pi}} \sum_{k=1}^m (\theta_s - \theta_{0k}) \lambda_{s0k} dt. \quad (6.118)$$

В состав энергии $W_{\Sigma s}$ кроме энергии W_s , входят еще джоулевы потери от гармоник тока статора ($W_{\Sigma s} = k_{s.\Pi} W_s$, где $k_{s.\Pi}$ – коэффициент, учитывающий потери в обмотке статора от высших гармоник в случае работы электропривода с ТПН).

Подъем средней температуры обмотки статора при адиабатическом нагреве запишем как

$$\Delta\theta'_s = W_{\Sigma s} / C_s. \quad (6.119)$$

Энергию, отдаваемую в окружающую выразим следующим образом

$$W_{s.out} = \int_0^{t_{\Pi}} \lambda_{s.out}(t) [\Delta\theta_s(t) - \Delta\theta_{s.out}(t)] dt. \quad (6.120)$$

где $\lambda_{s.out}(t)$ – теплоотдача от обмотки статора в окружающую среду; $\Delta\theta_s(t)$ – зависимость от времени превышения средней температуры обмотки статора над начальным значением; $\Delta\theta_{s.out}(t)$ – зависимость от времени превышения средней температуры окружающей среды над начальным значением:

$$\Delta\theta_{s.out} = \frac{\sum_{i=1}^l \Delta\theta_{s.out.i} \lambda_{s.out.i}}{\sum_{i=1}^l \lambda_{s.out.i}}, \quad (6.121)$$

где $\Delta\theta_{s.out.i}$ – превышение температуры i -го элемента окружающей среды, к которому направлен тепловой поток от ротора; $\lambda_{s.out.i}$ – теплопроводность от ротора к i -му элементу окружающей среды; l – количество элементов, к которым уходит тепловой поток от ротора.

Обозначим

$$\lambda_{s.out}^*(t) = \frac{\lambda_{s.out}(t)}{\lambda_{s.outN}}, \quad (6.122)$$

где $\lambda_{s.outN}$ – теплоотдача от обмотки статора в окружающую среду при номинальной скорости двигателя.

Если представить $\Delta\theta_s(t) - \Delta\theta_{r.out}(t)$ как $k_{\theta s}\Delta\theta_s(t)$, то можно записать выражение (6.116) с учетом (6.119), (6.120) и (6.122) как

$$\Delta\theta_s = \Delta\theta'_s - \frac{\bar{k}_{\theta s}}{T_{s.outN}} \int_0^{t_n} \lambda_{s.out}^*(t) \Delta\theta_s(t) dt. \quad (6.123)$$

где $\bar{k}_{\theta s}$ – усредненное за время пуска значение коэффициента $k_{\theta s}$, а $T_{s.outN} = C_s / \lambda_{s.outN}$ – отношение теплоемкости обмотки статора к суммарной теплоотдаче от нее к окружающим элементам и охлаждающему воздуху при номинальной скорости ($T_{s.outN}$ здесь совпадает с величиной $T_{1.outN}$ в главе 5).

Зависимость $\lambda_{s.out}^*(t)$ можно аппроксимировать выражением

$$\lambda_{s.out}^*(t) = a_{\lambda s} + b_{\lambda s} \frac{\omega^{\beta_s}(t)}{\omega_N^{\beta_s}}, \quad (6.124)$$

аналогичным выражению (6.61). Сравнивая выражение (6.124) с выражением (5.15), можно увидеть, что $a_{\lambda s} \equiv \lambda_{12N} a_{12}$, $b_{\lambda s} \equiv \lambda_{12N} (1 - a_{12})$, $\beta_s \equiv \alpha_{12}$.

Уравнение (6.123) математически идентично уравнению (6.60). Поэтому и решение его можно получить аналогично решению уравнения (6.60) в виде

$$\Delta\theta_s = \Delta\theta'_s [1 - \chi_s t_n (a_{\lambda s} + B_s)]^{-1}. \quad (6.125)$$

где $\chi_s = \frac{k_{\theta s}}{T_{s.outN}}$; $B_s = \frac{b_{\lambda s}}{n\beta_s + 1} \left(\frac{\omega_{\text{кон}}}{\omega_N} \right)^{\beta_s}$.

6.7.2. Особенности нагрева статора АД при пуске с использованием ТПН

Рассмотрим влияние продолжительности пуска привода в системе ТПН-АД на нагрев обмотки статора. Используя соотношение (6.115), можно из выражения (6.125) получить условие, при котором увеличение продолжительности пуска за счет

уменьшения ограничения тока статора (в системе, замкнутой по току статора) или за счет уменьшения темпа задатчика интенсивности (в системе, замкнутой по скорости) будет приводить к снижению нагрева обмотки:

$$W_{\kappa} > \frac{W_{rc}}{-\chi_s t_{\Pi} (a_{\lambda_s} + B_s)}, \quad (6.126)$$

или

$$W_{\kappa} > \frac{\bar{P}_{MC}}{-\chi_s (a_{\lambda_s} + B_s)}. \quad (6.127)$$

Отметим, что соотношения (6.126) и (6.127) носят весьма приближенный характер. Можно получить соотношение более общего характера для оценки возможности влиять на нагрев обмотки статора посредством ТПН. Представим соотношение (6.119) как

$$\Delta\theta'_s = \frac{W_{s.const} + W_{s.var}}{C_s}, \quad (6.128)$$

где $W_{s.const}$ – составляющая выделившейся в обмотке статора энергии, не зависящая от времени пуска; $W_{s.var}$ – составляющая, пропорциональная времени пуска.

Обозначим: $W_{s.var} = \bar{p}_{s.var} t_{\Pi}$, где $\bar{p}_{s.var}$ – средняя мощность потерь. Тогда можем представить (6.119) как

$$\Delta\theta'_s = \frac{W_{s.const} + \bar{p}_{s.var} t_{\Pi}}{C_s [1 - \chi_s t_{\Pi} (a_{\lambda_s} + B_s)]}. \quad (6.129)$$

Для того, чтобы при увеличении продолжительности пуска максимум температуры обмотки статора уменьшался, необходимо выполнение условия $d\Delta\theta'_s/dt_{\Pi} < 0$. Не представляет трудности убедиться, что это условие достигается при выполнении неравенства

$$W_{s.const} > \frac{\bar{p}_{s.var}}{-\chi_s (a_{\lambda_s} + B_s)}. \quad (6.130)$$

Рассмотрим пример, связанный с нагревом обмотки статора АД при длительном пуске привода конвейера, где задачей использования УПП является обеспечение приемлемого уровня механических нагрузок в ленте конвейера и возможности запуска привода без пробуксовки ведущих шкивов.

Механическая часть ленточного конвейера представляет собой достаточно сложную систему, включающую элементы с распределенными параметрами, что вызывает особенности поведения конвейерной ленты, например, проявление волновых процессов. При пуске конвейера динамические усилия суммируются со статическими и могут приводить к пробуксовке ленты на приводных барабанах, вызывающей повреждение их футеровки, а также к недопустимому увеличению нагрузок в звеньях механизма [325]. Поэтому снижение динамических нагрузок в конвейерной ленте при пуске представляется весьма важной задачей. Для решения задачи ограничения нагрузок в ленте и предотвращения ее проскальзывания при пуске конвейеров, не требующих регулирования скорости в процессе рабочего функционирования, часто предлагается использование УПП на основе тиристорных преобразователей напряжения (ТПН).

В большинстве случаев для формирования пусковых режимов приводов с АД используются схемы УПП без обратных связей. При этом предполагается, что при уменьшении темпа нарастания напряжения должны уменьшаться и динамические нагрузки. Однако моделирование с представлением конвейерной ленты как элемента с распределенными параметрами показывает, что в разомкнутой системе электропривода с УПП при пуске конвейера не удастся снизить динамические нагрузки в конвейерной ленте за счет уменьшения темпа нарастания напряжения U_1 . В результате амплитуда сил натяжения в конвейерной ленте при использовании УПП практически не отличается от случая прямого пуска [24]. Причина этого заключается в том, что здесь не удастся сформировать желаемую форму графика момента приводного двигателя в переходном процессе.

Таким образом, представляется более эффективным использование УПП в замкнутых системах электропривода, что создает возможность целенаправленного формирования желаемой зависимости момента двигателя от времени. Замыкание системы по переменным, непосредственно характеризующим состояние механической части привода, например, по силам натяжения, зачастую технически сложно реализовать. Поэтому представляется целесообразным ориентироваться на системы, замкнутые по переменным состояниям приводного двигателя, структуры которых хо-

рошо отработаны в современной теории и практике электропривода, в том числе и для асинхронных электроприводов, управляемых по амплитуде первой гармоники напряжения [326]. Простейшим вариантом подобной системы является электропривод с ТПН, имеющим обратную связь по току статора, моменту или скорости приводного двигателя (см. рисунок 6.29). На рисунке 6.29 обозначено: ЗТ, ЗМ и ЗС – датчики тока, момента и скорости; РТ, РМ и РС – регуляторы тока, момента и скорости; ТПН – тиристорный преобразователь напряжения; АД – асинхронный двигатель; МЧ – механическая часть привода; I_1 – ток статора; M – момент; ω – скорость двигателя.

Использование структур, замкнутых по току статора и моменту для формирования переходных процессов в конвейерных приводах наталкивается на определенные сложности в плане практической реализации с учетом особенностей механики и функционирования этих приводов. Так, заранее неизвестно, какое значение уставки задания тока или момента следует выставить для обеспечения плавного пуска конвейера, поскольку неизвестна точная величина момента сопротивления механизма, которая в конкретных условиях зависит от многих факторов, например, наличия и количества груза на ленте, температуры и пр. При слишком малом значении уставки пуск привода просто не произойдет, при большой уставке – будет сформирован слишком большой динамический момент и не будут достигаться цели ограничения динамических нагрузок. Кроме того, при наличии момента сопротивления трогания, существенно превосходящего момент сопротивления в установившемся режиме, после начала движения конвейера произойдет скачкообразное увеличение динамического момента, представляющего собой разность между моментом двигателя и моментом сопротивления на его валу, что приведет к рывку. С учетом указанных соображений представляется целесообразным использование систем электропривода с УПП, замкнутых по скорости, преимущества которых для рассматриваемого класса приводов показаны в [24]. В современной практике электропривода имеются решения, позволяющие строить асинхронные электроприводы на основе УПП с бездатчиковым формированием обратной связи по скорости [327].

На рисунке 6.30 показана схема конвейера длиной 139 м с грузовым натяжным устройством, со скоростью движения ленты 1,6 м/с и производительностью 600 тонн/час, приводимого в движение двигателем 4А225М4 мощностью 55 кВт, результаты моделирования для которой приведены на рисунке 6.31.

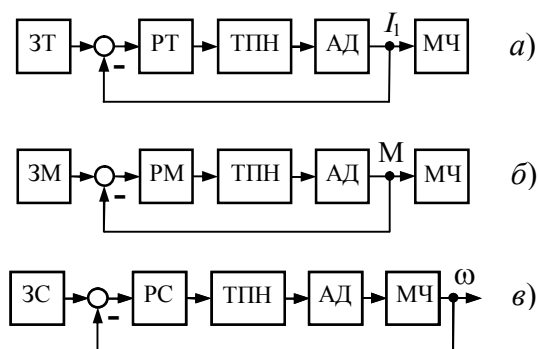


Рисунок 6.29 – Схемы электропривода с УПП, замкнутые по току статора (а), моменту (б) и скорости (в)

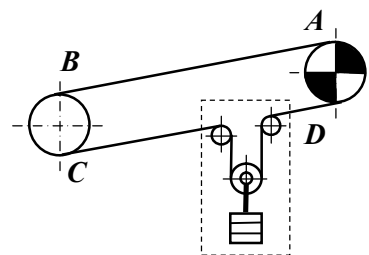


Рисунок 6.30 – Схема конвейера с грузовым натяжным устройством

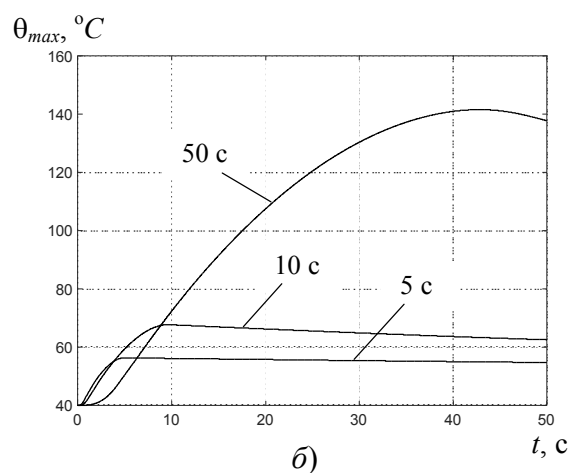
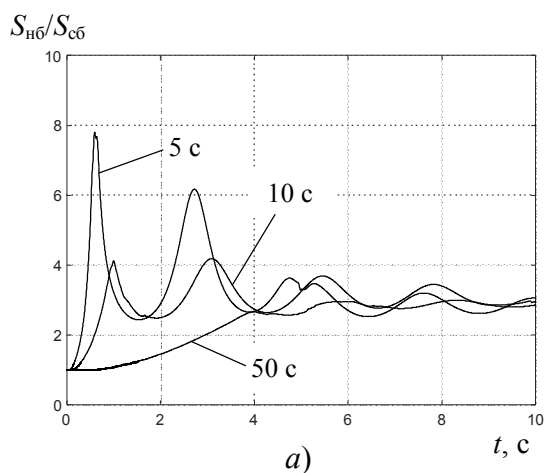


Рисунок 6.31 – Графики отношения натяжений в ленте в точках А и D (а) и температуры лобовых частей обмотки статора (б) для продолжительности пуска 5 с, 10 с и 50 с

Моделирование проводилось с использованием комплексной модели (ЭД2-ЭЭЗ-Т2-М2 по классификации, представленной в таблице 4.3), где ветви конвейерной ленты представлялись как звенья с распределенными по длине параметрами, аппроксимированные на основе представления их цепочкой элементарных упруго-диссипативных звеньев [15, 16, 328]. Для оценки величины нагрузок в конвейерной ленте выбрана величина натяжения в зоне набегания грузовой (верхней) ветви ленты на приводной барабан (точка А на рисунке 6.30), где наблюдается наибольшая

амплитуда сил натяжения. Процессы на рисунке 6.31 построены для начального натяжения ленты $F_{нат0}=16,7$ кН.

На рисунке 6.31,а показаны графики отношения натяжений в ленте в точках $A (S_{нб})$ и $D (S_{сб})$ при пуске в замкнутой по скорости системе с УПП и с темпом задатчика интенсивности, обеспечивающим разгон за 5, 10 и 50 с. Видно, что соотношение натяжений очень существенно зависит от темпа разгона. При этом следует отметить, что процессы для времени разгона 5 и 10 с, полученные на модели, вообще не могут быть реализованы на практике из-за слишком больших пиковых значений отношения $S_{нб}/S_{сб}$, при которых будет возникать пробуксовка.

Для отсутствия пробуксовки требуется, чтобы выполнялось условие $S_{нб}/S_{сб} < e^{\mu\alpha}$, где μ – коэффициент трения ленты о поверхность барабана; α – угол обхвата лентой барабана, рад. Величину $e^{\mu\alpha}$, определяющую тяговую способность барабана, называют тяговым фактором. Для конструкции, показанной на рис. 6.30 тяговый фактор имеет величину порядка 3,0 [329]. Таким образом, для обеспечения требуемой плавности разгона конвейера и эффективного снижения динамических нагрузок в конвейерной ленте необходимо задавать достаточно большое время пуска.

Оценим выполнение условия (6.126) для привода конвейера. Известны выражения для потерь энергии в обмотке статора АД при пуске в системе ТПН-АД с заданным ускорением [145, 147]:

$$W_{\Sigma s} = \frac{k_{s.п} \Delta P_{sN} M \omega_0}{\varepsilon M_N} \left[\frac{1-A}{2s_N} (1-s_{кон}^2) - A s_N \ln(s_{кон}) \right], \quad (6.131)$$

где ΔP_{sN} – номинальная мощность потерь в обмотке статора; ε – ускорение; s_N и $s_{кон}$ – номинальное и конечное скольжение; $A \approx (I_0/I_{sN})^2$ [146].

Выразив момент двигателя как $M = J_{\Sigma пр} \varepsilon + M_c$, а также $\varepsilon = \omega_{кон}/t_{п}$, из (6.131) получим:

$$W_{s.const} = \frac{k_{s.п} \Delta P_{sN} J_{\Sigma пр} \omega_0}{M_N} \left[\frac{1-A}{2s_N} (1-s_{кон}^2) - A s_N \ln(s_{кон}) \right], \quad (6.132)$$

$$\bar{p}_{s.var} = \frac{k_{s.п} \Delta P_{sN} M_c \omega_0}{\omega_{кон} M_N} \left[\frac{1-A}{2s_N} (1-s_{кон}^2) - A s_N \ln(s_{кон}) \right]. \quad (6.133)$$

Из (6.126), а также (6.132) и (6.133) вытекает, что при разгоне в системе ТПН-АД с постоянными величинами момента двигателя и момента сопротивления снижение темпа разгона приведет к снижению нагрева обмотки статора только при выполнении условия

$$J_{\Sigma\text{пр}} > \frac{M_c}{-\chi_s (a_{\lambda s} + B_s) \omega_{\text{кон}}}. \quad (6.134)$$

При параметрах рассматриваемого привода конвейера условие (6.134) выполнялось бы только, если бы величина $J_{\Sigma\text{пр}}$ превышала $580 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$, в то время, как она составляет лишь $2,8 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$ при полной загрузке ленты. Следовательно, в данном случае, при уменьшении темпа разгона нагрев обмотки статора будет возрастать, что и подтверждается моделированием.

Исследования нагрева двигателя проводились на термодинамической модели, включающей в себя шесть узлов (см. рисунок 5.1). Эти исследования показывают, что наиболее нагретыми частями двигателя при рассматриваемых переходных процессах являются лобовые части обмотки статора. Графики температуры указанных элементов ($\theta_{\text{лоб.мах}}$) для разных длительностей пуска груженого конвейера показаны на рисунке 6.31,б. Следует отметить, что здесь показан нагрев из практически холодного состояния, а при пуске после аварийного останова с короткой паузой максимальная температура обмотки может оказаться существенно выше. Это хорошо видно на рисунке 6.32, где показано изменение температуры элементов двигателя после перезапуска из нагретого состояния при температуре окружающей среды 25°C и начальном натяжении ленты $F_{\text{нат0}}=16,7 \text{ кН}$, где обозначены температуры: 1 и 2 – лобовых и пазовых частей обмотки статора; 3 – усредненная ротора; 4 – стали статора; 5 – станины.

При сравнении графиков на рисунках 6.31,а и 6.31,б четко прослеживается закономерность, связывающая величину $S_{\text{нб}}/S_{\text{сб}}$ и нагрев двигателя в пусковых режимах, проявляющаяся в том, что попытка снизить динамические нагрузки в ленте и вероятность пробуксовки за счет снижения темпа разгона приводит к увеличению нагрева двигателя. Эта закономерность отражена на рисунке 6.33, где представлены результаты моделирования механических процессов конвейерной ленте и термодинамических процессов в приводном двигателе при разных величинах темпа разгона (каждая точка на этом рисунке соответствует определенному темпу разгона, для ко-

того показаны значения максимума $S_{нб}/S_{сб}$ и максимума температуры лобовых частей обмотки статора при однократном пуске из холодного состояния при $\theta_0=40$ °С). Здесь обозначено: \square – $F_{нат0}=15,0$ кН; \circ – $F_{нат0}=16,5$ кН; Δ – $F_{нат0}=18,0$ кН, пунктиром показаны тренды, штрихпунктирные линии указывают на пересечение трендом уровня $e^{\mu\alpha}=3,0$. На рисунке 6.33 видно, что стремление снизить соотношение натяжений $S_{нб}/S_{сб}$ при пуске за счет снижения темпа разгона до приемлемого по условиям пробуксовки уровня может приводить к очень сильному нагреву обмотки статора.

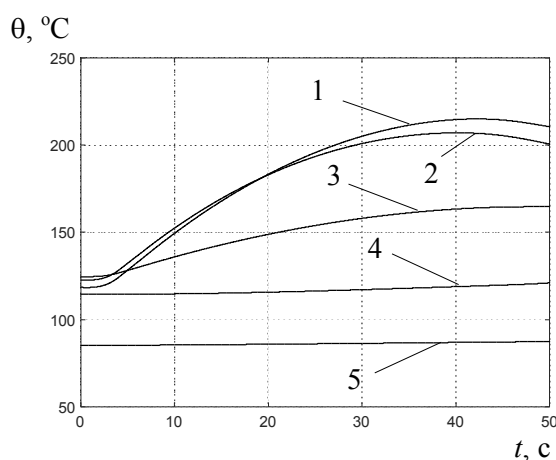


Рисунок 6.32 – Температура элементов двигателя при перезапуске

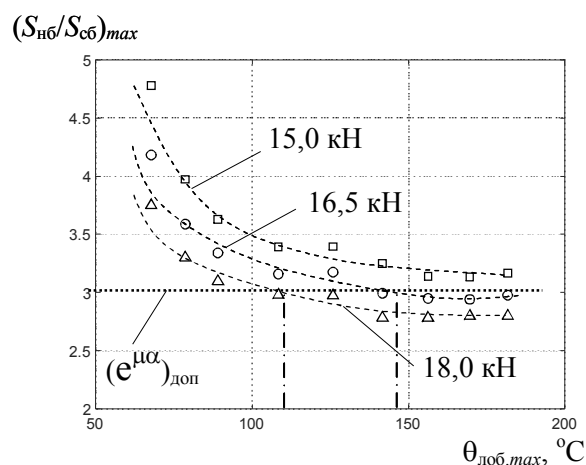


Рисунок 6.33 – Максимумы $S_{нб}/S_{сб}$ и $\theta_{лоб}$ при различном темпе разгона конвейера

Как следует из рисунка 6.33, снизить нагрев обмотки статора при использовании УПП на основе ТПН можно за счет сокращения времени запуска. Однако, для предотвращения пробуксовки при этом потребуются снизить максимум отношения $S_{нб}/S_{сб}$ в процессе разгона. С этой целью возможно использование специальных решений, в частности, автоматического увеличения натяжения конвейерной ленты при появлении признаков проскальзывания ленты на приводном барабане. На рисунке 6.33 хорошо видно, что увеличение начального натяжения сдвигает точки влево и вниз. Увеличение начального натяжения уменьшает отношение $S_{нб}/S_{сб}$, так как к числителю и знаменателю добавляется большее значение постоянной составляющей. Грузовые натяжные устройства могут обеспечить только неизменную величину начального натяжения ленты, но постоянное завышение этого натяжения крайне нежелательно по причинам, связанным с ускоренным износом ленты и увеличением потерь энергии. Во избежание отмеченной выше проблемы, автором (в соавторстве)

разработаны и запатентованы три варианта системы автоматического регулирования натяжения конвейерной ленты, обеспечивающие не максимальное, а необходимое и достаточное натяжение [50–52]. Сущность предложений базируется на сравнении натяжений $S_{нб}$ и $S_{сб}$ [50], либо угловых скоростей приводного и натяжного барабанов конвейера [51, 52]. В зависимости от результатов сравнения устанавливается требуемое натяжение, позволяющее поддерживать соотношение $S_{нб}/S_{сб}$ в таких пределах, когда проскальзывание ленты не происходит, что, в частности, дает возможность использовать более высокий темп разгона привода, позволяя снизить уровень нагрева двигателя при пуске.

6.8. ВЫВОДЫ по главе 6

1. Получено аналитическое решение уравнения Фредгольма второго рода для греющихся элементов ротора, построенного на основе теплового баланса для греющихся элементов ротора, позволяющее определить подъем температуры этих элементов к концу пуска электропривода.

2. Показано, что при расчете подъема температуры сварной обмотки ротора в пусковых режимах адиабатический подход может давать существенную ошибку, в то время, как для ротора с залитой обмоткой ошибка невелика. Поэтому расчет подъема температуры сварной обмотки ротора при пуске следует выполнять по аналитическим выражениям, полученным на основе решения уравнения Фредгольма, либо путем математического моделирования.

3. Создана комплексная модель, позволяющая воспроизводить и визуализировать процессы нагрева элементов двигателя, которые не могут быть исследованы экспериментально.

4. Сравнением результатов, полученных с использованием предложенных аналитических выражений и результатов численного моделирования с помощью комплексной модели, показано, что наиболее точная оценка максимума температуры достигается при рассмотрении нагрева стержней сварной обмотки ротора отдельно от короткозамыкающих колец. Получены выражения, позволяющие выполнить приближенный учет разницы между средней температурой всей обмотки ротора и ее стержней.

5. Проведен анализ зависимости температуры роторной обмотки при пуске от размеров и номинальной скорости машины и, в частности, показано, что при переходе к варианту электропривода с более быстроходным двигателем той же мощности тепловые нагрузки на элементы ротора при пуске возрастают.

6. Получены выражения для расчета допустимого присоединенного момента инерции при параметрах механической характеристики, отличающихся от стандартной, исходя из условия равенства энергии, выделяющейся в роторной обмотке за время пуска при неизменной скорости вращения поля статора.

7. Получено аналитическое решение уравнения Фредгольма второго рода для обмотки статора АД, позволяющее определить подъем ее температуры к концу пуска электропривода.

8. Получено выражение, определяющее условие, при котором увеличение продолжительности пуска в системе ТПН-АД за счет уменьшения ограничения тока статора (в системе, замкнутой по току статора) или за счет уменьшения темпа задатчика интенсивности (в системе, замкнутой по скорости) будет приводить к снижению нагрева обмотки.

9. Описаны решения, позволяющие снизить нагрев обмотки статора АД в пусковых режимах электропривода конвейеров за счет сокращения времени разгона, которое становится возможным благодаря автоматическому регулированию натяжения конвейерной ленты с целью предотвращения ее проскальзывания.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе на основании выполненных автором исследований дано решение актуальной научной проблемы повышения ресурсоэффективности электромеханических комплексов асинхронных электроприводов за счет оптимизации их компоновки на стадии проектирования, а также методов и технических решений для оценки допустимости режимов работы с целью повышения их надежности и долговечности, имеющее важное теоретическое и практическое значение и являющееся существенным вкладом в развитие теории электромеханических систем.

Основные научные и практические результаты выполненной работы заключаются в следующем:

1. Получено обобщенное математическое описание термодинамической модели электрической машины для произвольного количества узлов и охлаждающих сред, выполнен его анализ и показано, что при учете температурной зависимости мощности потерь в узлах ТДМ возможна ситуация неограниченного увеличения температуры узлов без выхода на установившийся уровень и аналитически определены условия возникновения этой ситуации. Проведен анализ влияния температурной зависимости теплоемкостей и тепловых проводимостей ТДМ электрической машины и определены условия, при которых необходимо учитывать эти зависимости в ходе моделирования. Показано, что число обусловленности матрицы системы ТДМ, оказывающее существенное влияние на требования к вычислительным ресурсам при моделировании, зависит от количества узлов ТДМ и может быть уменьшено за счет снижения размерности решаемой системы путем структурных преобразований.

2. Выполнен анализ наиболее часто встречающихся термодинамических схем АД, который позволяет сформулировать рекомендации относительно компоновки узлов для упрощенных ТДМ и обоснована целесообразность использования для оценки теплового состояния АД в задачах электропривода двухмассовой ТДМ с выделением в качестве отдельного узла обмотки статора. Получено математическое описание двухмассовой термодинамической модели АД и про-

веден его анализ.

3. Получены основные соотношения, пригодные для определения параметров двухмассовой ТДМ АД и сформированы две системы уравнений – с использованием и без использования постоянных времени ТДМ, ориентированные на применение при различном составе исходных данных о двигателе. Получены формулы, позволяющие выполнить аналитическим путем расчет тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ АД для продолжительного режима работы. Получены аналитические соотношения для расчета температуры узлов двухмассовой ТДМ АД при работе в установившемся цикле ПКР, которые дают возможность обосновать критерий оценки теплового состояния АД для этого режима с целью использования на стадии определения параметров двухмассовой ТДМ АД и разработан алгоритм определения параметров двухмассовой ТДМ АД для ПКР при различных вариантах задания исходных данных. Приведены результаты экспериментального исследования нагрева и охлаждения двигателя МТКФ012-6, выполненные на кафедре ЭАПУ УрФУ. Показано, что нецелесообразно стремиться точно определить малую постоянную времени нагрева двухмассовой ТДМ. Достоверно определить значение малой постоянной сложно даже при наличии аппаратуры, позволяющей выполнять регистрацию температуры обмотки с малой дискретностью по времени. Вместе с тем, имеется возможность весьма точно в достаточно простом эксперименте определить наибольшую постоянную нагрева, что упрощает определение параметров двухмассовой ТДМ. Получены аналитические выражения для расчета тепловых проводимостей двухмассовой ТДМ с использованием экспериментально определенной наибольшей постоянной времени нагрева.

4. Предложен подход к эквивалентированию тепловых режимов и оценке теплового состояния электродвигателя, основанный на вычислении расхода термического ресурса изоляции. Показано, что для сложных циклов работы привода целесообразно использование прямых методов проверки теплового состояния электродвигателя на основе этого подхода, что возможно с использованием методов численного моделирования с помощью ТДМ АД. Приведена методика ис-

пользования прямой оценки теплового состояния АД на этапе конструирования электропривода для детерминированного цикла нагружения на основе вычисления расхода термического ресурса. Показано, что при использовании классических косвенных методов проверки электродвигателя по нагреванию, таких, как метод средних потерь и методы эквивалентных величин, необходимо использовать поправочный коэффициент, учитывающий нелинейность зависимости скорости термического старения изоляции от температуры. Получено аналитическое выражение для связи этого поправочного коэффициента с коэффициентом ускорения расхода термического ресурса изоляции при колебаниях температуры обмотки. Сформулирована методика использования косвенной оценки теплового состояния АД на этапе конструирования электропривода для детерминированного цикла нагружения на основе использования классических методов с учетом коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции. Приведены номограммы для определения этого коэффициента. Определены условия, при которых, с целью существенного сокращения трудоемкости моделирования, возможна замена графика стохастического режима нагружения простейшим детерминированным циклом при условии равенства их средних и среднеквадратичных отклонений и получены выражения для параметров эквивалентного по этим условиям простейшего детерминированного цикла. Получены аппроксимирующие выражения для коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции при работе электропривода в режиме стохастического нагружения, позволяющие учесть нелинейность связи скорости старения изоляции и температуры обмотки при оценке теплового состояния АД на этапе выбора и проверки двигателя методами средних потерь и эквивалентных величин.

5. Предложен вариант построения двухмассовой ТДМ закрытого АД (двухканальная ТДМ АД), требующий минимального объема информации для параметрирования, с целью использования в системах тепловой защиты двигателя. Приведен алгоритм работы системы тепловой защиты на основе двухканальной ТДМ АД с расчетом превышения температуры обмотки, позволяющий упростить решение проблемы определения начальных условий для ТДМ при возобновле-

нии работы после отключения привода. Приведен алгоритм работы упрощенной системы тепловой защиты на основе двухканальной ТДМ АД с использованием только быстрого канала термодинамической модели, требующий измерения лишь тока статора и скорости двигателя, а также получены соотношения, позволяющие учесть зависимость тепловых проводимостей ТДМ АД от скорости в такой системе. Предложена система мониторинга теплового состояния АД на основе усреднения скорости старения изоляции с помощью скользящего окна и приведены алгоритмы работы такой системы с использованием ТДМ и с использованием средств измерения температуры обмотки. Предложена система мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса изоляции и приведены алгоритмы работы такой системы с использованием ТДМ и с использованием средств измерения температуры обмотки.

6. Предложен подход к мониторингу и прогнозированию состояния изоляции обмотки электродвигателя на основе использования информации об эффективном значении емкостных токов утечки. Приведен алгоритм работы такой системы прогнозирования на основе идентификации параметров моделирующей кривой.

7. Получено аналитическое решение уравнения Фредгольма второго рода для греющихся элементов ротора, построенного на основе теплового баланса, позволяющее определить подъем температуры этих элементов к концу пуска электропривода. Показано, что при расчете подъема температуры сварной обмотки ротора в пусковых режимах адиабатический подход может давать существенную ошибку, в то время, как для ротора с литой обмоткой (с учетом выравнивания температуры стали и обмотки) ошибка невелика. Поэтому расчет подъема температуры сварной обмотки ротора при пуске следует выполнять по аналитическим выражениям, полученным на основе решения уравнения Фредгольма, либо путем математического моделирования. Создана комплексная модель, позволяющая воспроизводить и визуализировать процессы нагрева элементов двигателя, которые не могут быть исследованы экспериментально. Сравнением результатов, полученных с использованием предложенных аналитических выражений и резуль-

татов численного моделирования с помощью комплексной модели, показано, что наиболее точная оценка максимума температуры достигается при рассмотрении нагрева стержней сварной обмотки ротора отдельно от короткозамыкающих колец. Получены выражения, позволяющие выполнить приближенный учет разницы между средней температурой всей обмотки ротора и ее стержней. Получено аналитическое решение уравнения Фредгольма второго рода для обмотки статора АД, позволяющее определить подъем ее температуры к концу пуска электропривода. Аналитически определено условие, при котором увеличение продолжительности пуска в электроприводе с тиристорным преобразователем напряжения за счет уменьшения ограничения тока статора (в системе, замкнутой по току статора) или за счет уменьшения темпа задатчика интенсивности (в системе, замкнутой по скорости) будет приводить к снижению нагрева обмотки. Описаны решения, позволяющие снизить нагрев обмотки статора АД в пусковых режимах электропривода конвейеров за счет сокращения времени разгона, которое становится возможным благодаря автоматическому регулированию натяжения конвейерной ленты с целью предотвращения ее проскальзывания.

Перспективы дальнейшей разработки темы исследования. Дальнейшие разработки, связанные с темой исследования, представляется целесообразным ориентировать на следующие направления:

- обобщение подхода, рассмотренного в работе для асинхронных двигателей на другие типы электрических машин;
- продолжение работ по мониторингу состояния изоляции обмоток двигателя на основе емкостных токов утечки в рамках задачи по созданию комплексной системы мониторинга состояния и ресурса электродвигателя;
- продолжение работ по созданию защит электрических машин, в том числе с использованием нейросетевых технологий и нечеткой логики.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мугалимов, Р.Г. Энергосберегающие асинхронные двигатели с компенсацией реактивной мощности / Р.Г. Мугалимов, А.Р. Мугалимова // Известия академии наук. Энергетика. – 2013. – № 5. – С. 30–43.
2. Venkataraman, B. Fundamentals of a Motor Thermal Model and its Applications in Motor Protection / B. Godsey, W. Premerlani, E. Shulman, M. Thakur, R. Midence // Conf. Record of 2005 Annual Pulp and Paper Industry Technical Conference. – Jacksonville, FL, USA, 20–23 June 2005. – Pp. 11–28. Doi: 10.1109/PAPCON.2005.1502046.
3. Грундулис, А.О. Защита электродвигателей в сельском хозяйстве / А.О. Грундулис. – М.: Колос, 1982. – 140 с.
4. Полковниченко, Д.В. Послеремонтная оценка технического состояния короткозамкнутых асинхронных электродвигателей / Д.В. Полковниченко // Научные журналы НТУ «ХПИ»: Электротехника и электромеханика. – 2005. – № 1. – С. 59–62.
5. Пономарев, В.А. Комплексный метод диагностики асинхронных электродвигателей на основе использования искусственных нейронных сетей / В.А. Пономарев, И.Ф. Суворов // Новости электротехники. – 2015. – № 1(91). – Режим доступа: <http://news.elteh.ru/proect/neuron.php> (дата обращения: 27.01.2019).
6. Воробьев, Н.П. Методы и приборы диагностирования изоляции асинхронных двигателей / Н.П. Воробьев, С.Н. Воробьева, Г.В. Суханкин, Н.Т. Герцен // Ползуновский вестник. – 2011. – № 2/2. – С. 261–269.
7. Пахомов, А.И. Методы и средства диагностики изоляции асинхронных двигателей сельскохозяйственного производства на основе частичных разрядов: дис.... д-ра. техн. наук: 05.20.02 / Пахомов Александр Иванович. – Краснодар, 2008. – 347 с.
8. Engelmann R.H., Middendorf W.H. Handbook of electric motors. – New York: Marcel Dekker, 1995. – 801 p.

9. Бабурин, С.В. Современные методы неразрушающего контроля и диагностики технического состояния электроприводов горных машин / С.В. Бабурин, В.Л. Жуковский, А.А. Коржев, А.В. Кривенко // Горное оборудование и электромеханика. – 2009. – № 9. – С. 34–38.

10. Ведяшкин, М.В. Оценка параметров законов распределения отказов обмоток статоров при эксплуатации крановых асинхронных двигателей / М.В. Ведяшкин, О.П. Муравлев // Известия Томского политехнического университета. – 2011. – Т. 319. – № 4. – С. 117–121.

11. Тонких, В.Г. Метод диагностики асинхронных электродвигателей в сельском хозяйстве на основе анализа параметров их внешнего магнитного поля: дис. ... канд. техн. наук: 05.20.02 / Тонких Василий Геннадьевич. – Барнаул, 2009. – 181 с.

12. Котеленец, Н.Ф. Испытания и надежность электрических машин: учеб. пособие для вузов / Н.Ф. Котеленец, Н.Л. Кузнецов. – М.: Высш. шк., 1988. – 232 с.

13. Онищенко, Г.Б. Проблемы и перспективы развития электропривода / Г.Б. Онищенко, М.Г. Юньков // Тр. VIII Международной (XIX Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводу АЭП-2014: в 2 т., Т. 1. – Саранск: Изд-во Мордов. ун-та, 2014. – С. 5–9.

14. Зюзев, А.М. К оценке теплового состояния асинхронного двигателя в повторно-кратковременном режиме / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехника. – 2014. – № 9. – С. 19–23.

15. Зюзев, А.М. Программный комплекс для исследования эксплуатационных режимов электроприводов буровых установок / А.М. Зюзев, В.М. Липанов, В.П. Метельков, В.Н. Поляков, А.С. Попов, В.Ф. Шутько // Электротехника. – 2003. – № 7. – С. 25–31.

16. Зюзев, А.М. Математическая модель спуско-подъемного агрегата буровой установки / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, В.Н. Радченко. Изв. вузов. Горный журнал. – 2003. – № 5. – С. 22–30.

17. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003610813. Рос. Федерация. Программный моделирующий комплекс

«Электропривод бурового агрегата» («ЭЛЬБА») / В.А. Дорошенко, А.М. Зюзев, В.М. Липанов, В.П. Метельков, В.В. Новиков, В.Н. Поляков, А.С. Попов, В.Ф. Шутько; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2003610272; заявл. 03.02.2003; зарегистр. 02.04.2003 г.

18. Бородин, М.Ю. Разработка и применение программных средств для исследования систем электроприводов / М.Ю. Бородин, А.М. Зюзев, А.В. Костылев, В.П. Метельков, В.Н. Поляков // *Электротехника*. – 2004. – № 9. – С. 50–57.

19. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003612481. Рос. Федерация. Программный моделирующий комплекс «Электропривод станка-качалки с асинхронным двигателем» («ЭСКАДа») / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, А.С. Попов; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2003611978; заявл. 16.09.2003; зарегистр. 12.11.2003 г.

20. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D., Shanel M., Mueller M., Mejuto C. Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines // *IEEE Transactions On Industrial Electronics*. – 2009. – Vol. 56. – Issue 3. Pp. 871–882.

21. Nelson J.J., Venkataramanan G., El-Refaie A.M. Fast thermal profiling of power semiconductor devices using Fourier techniques // *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. – 2006. – Vol. 53. – Issue 2. – Pp. 521–529.

22. Gao Z., Habetler T.G., Harley R.G., Colby R.S. A sensorless rotor temperature estimator for induction machines based on a current harmonic spectral estimation scheme // *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. – 2008. – Vol. 55. – Issue 1. – Pp. 407–416.

23. Дорошенко, В.А. Математическое моделирование режимов работы бурового насоса / В.А. Дорошенко, А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Изв. вузов. Горный журнал*. – 2004. – № 1. – С. 65–70.

24. Зюзев, А.М. Исследование пусковых режимов электропривода конвейеров / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Электротехника*. – 2009. – № 9. – С. 41–45.

25. Зюзев, А.М. Пусковые режимы электропривода ленточного конвейера с учетом ограничений по нагреву двигателя / А.М. Зюзев, Г.Г. Кожушко, В.П.

Метельков // Известия высших учебных заведений. Горный журнал.– 2012. – № 6. – С. 71–75.

26. Зюзев, А.М. Управление пусковыми режимами асинхронного тиристорного электропривода с учетом ограничений по нагреву и влиянию на сеть / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк // Электротехника. – 2012. – № 9. – С. 40–43.

27. Метельков, В.П. Оценка ресурса изоляции обмотки статора асинхронного двигателя при работе в циклических режимах / В.П. Метельков // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Сер. «Энергетика». – 2013. – Т. 13. – № 2. – С. 96–101.

28. Зюзев, А.М. Термодинамическая модель асинхронного двигателя для электроприводов с интенсивными процессами тепловыделения / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Известия ТулГУ. Технические науки. Вып. 3: в 5 ч. – Тула: Изд-во ТулГУ, 2010. – Ч. 1. – С. 138–145.

29. Зюзев, А.М. Термодинамические модели для проверки асинхронного двигателя по нагреванию / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехника.– 2012. – № 9. – С. 48–52.

30. Зюзев, А.М. О температурной зависимости параметров термодинамических моделей электродвигателей / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2016. – № 2 (544). – С. 12–17.

31. Браславский, И.Я. Влияние колебаний температуры на долговечность изоляции обмотки статора асинхронных двигателей в случайных режимах нагружения / И.Я. Браславский, В.П. Метельков, Д.В. Есаулкова, А.В. Костылев // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2016. – № 2 (544). – С. 18–23.

32. Метельков, В.П. О расчете параметров двухмассовой термодинамической модели асинхронного двигателя / В.П. Метельков // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2016. – Т. 16. – № 1. – С. 58–65.

33. Метельков, В.П. Теоретические аспекты построения термодинамических моделей электродвигателей / В.П. Метельков // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2016. – Т. 16. – № 2. – С. 82–89.

34. Зюзев, А.М. Аналитический метод оценки нагрева обмотки ротора высоковольтных асинхронных двигателей в пусковых режимах / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехнические системы и комплексы. – 2017. – № 1 (34). – С. 60–67.

35. Зюзев, А.М. Двухканальная термодинамическая модель асинхронного двигателя для систем тепловой защиты / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехнические системы и комплексы. – 2018. – № 2 (39). – С. 4-11.

36. Браславский, И.Я. Оценка влияния колебаний нагрузки на ресурс изоляции асинхронных двигателей / И.Я. Браславский, В.П. Метельков, Д.В. Есаулкова, А.В. Костылев // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия «Энергетика». – 2018. – Т. 18 – № 3. – С. 81–87.

37. Метельков, В.П. О возможности использования токов утечки для оценки состояния изоляции асинхронного двигателя / В.П. Метельков, М.Ю. Бородин, К.А. Кондаков, К.Е. Нестеров // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия «Энергетика». – 2019. – Т. 19, № 1. – С. 67–74. Doi: 10.14529/power190108.

38. Метельков, В.П. Система оценки остаточного ресурса изоляции обмотки асинхронного двигателя на основе емкостных токов утечки / В.П. Метельков, А.М. Зюзев, И.В. Черных // Электротехнические системы и комплексы. – 2019. – № 1(42). – С. 53–58. Doi.org/10.18503/2311-8318-2019-1(42)-53-58.

39. Зюзев, А.М. Учет колебаний температуры обмотки статора асинхронного двигателя при проверке по нагреванию в повторно-кратковременном режиме / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Известия Томского политехнического университета. – 2015. – Т. 326. – № 4.– С. 146–153.

40. Braslavsky, I.Ya. Toward the evaluation of the influence of temperature fluctuations on the durability of the stator winding insulation of asynchronous motors in

random mode loading / I.Ya. Braslavsky, V.P. Metelkov, D.V. Esaulkova, A.V. Kostylev, K.A. Kondakov // 2016 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM 2016). – Anacapri, Italy, 22-24 June 2016. – 7525821. – Pp. 447–451.

41. Braslavsky, I.Ya. Evaluation of dynamic properties of the TEFC induction motors thermal models / I.Ya. Braslavskiy, V.P. Metelkov, A.V. Kostylev, D.V. Esaulkova // Conf. Proc. 2016 9th International Conference on Power Drives Systems (ICPDS 2016). – Perm, Russia, 3–7 Oct. 2016. – 7756677. – Pp. 1–5.

42. Metelkov, V.P. Research of the start-up modes of multi-stage blower asynchronous drive / A.M. Ziuzev, V.P. Metelkov // Conf. Proc. 2016 IX International Conference on Power Drives Systems (ICPDS 2016). – Perm, Russia, 3–7 Oct. 2016. – 7756738. – Pp 1–5.

43. Metelkov, V.P. Application of integral equations for analysis of electrodynamic and thermal processes in electric drive / M.Yu. Borodin, E.M. Borodin, V.P. Metelkov // Proc. 2016 2nd International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2016). – Chelyabinsk, Russia, 19-20 May 2016. – 7911533. – Pp. 1–4.

44. Braslavskiy, I.Y. Some peculiarities of the simulation of electric drives with random mode loading / I.Y. Braslavskiy, V.P. Metelkov, D.V. Esaulkova, A.V. Kostylev // Proc. 2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2017). – Saint-Petersburg, Russia, 16–19 May 2017. – 8076306.

45. Metelkov, V.P. On an estimate of the rotor winding temperature at start-up of high-voltage induction motor / A.M. Ziuzev, V.P. Metelkov // Proc. 2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2017). – Saint-Petersburg, Russia, 16–19 May 2017. – 8076308.

46. Зюзов, А.М. О проблеме перегрева обмотки ротора асинхронных двигателей в пусковых режимах высокоинерционных электроприводов нефтегазовой и горной промышленности / А.М. Зюзов, В.П. Метельков // Известия Томского политехн. ун-та. Инжиниринг георесурсов. – 2018. – Т. 329. – № 7. – С. 96–103.

47. Braslavsky, I.Ya. Simplified method of taking into account temperature fluctuations influence on durability of induction motors stator winding insulation / I.Ya. Braslavsky, V.P. Metelkov, D.V. Esaulkova, A.V. Kostylev // Proc. 2018 17th International Ural Conference on AC Electric Drives, ACED 2018. Ekaterinburg, Russia, April 2018. – Pp. 1–4.

48. Metelkov, V.P. On heating induction motor rotor at start-up of high-inertia mechanisms / A.M. Ziuzev, V.P. Metelkov // Proc. 2018 17th International Ural Conference on AC Electric Drives, ACED 2018. Ekaterinburg, Russia, April 2018. – Pp. 1–5.

49. Metelkov, V.P. Method for monitoring the condition of the motor winding insulation / V.P. Metelkov, M.Yu. Borodin, K.A. Kondakov, K.E. Nesterov // Proc. 2018 17th International Ural Conference on AC Electric Drives, ACED 2018. Ekaterinburg, Russia, April 2018. – Pp. 1–5.

50. Пат. на полезную модель № 96565 Рос. Федерация, МПК В65G 23/44 (2006.01). Ленточный конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2009147425/22, заявл. 21.12.2009; опубл. 10.08.2010, бюл. № 22.

51. Пат. на полезную модель № 96564 Рос. Федерация, МПК В65G 15/28 (2006.01). Ленточный конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2009147427/22, заявл. 21.12.2009; опубл. 10.08.2010, бюл. № 22.

52. Пат. на полезную модель № 97721 Рос. Федерация, МПК В65G 23/44 (2006.01). Конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2009147433/11, заявл. 21.12.2009; опубл. 20.09.2010, бюл. № 26.

53. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015614646. Рос. Федерация. Термодинамическая модель асинхронного двигателя для продолжительного режима работы / А.М. Зюзов, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого

Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2015610304; заявл. 06.03.2015; зарегистр. 22.04.2015 г.

54. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015614708. Рос. Федерация. Термодинамическая модель асинхронного двигателя для повторно-кратковременного режима работы / А.М. Зюзев, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2015611527; заявл. 10.03.2015; зарегистр. 24.04.2015 г.

55. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015661800. Рос. Федерация. Термодинамическая модель асинхронного двигателя с учетом температурного изменения параметров / А.М. Зюзев, В.П. Метельков; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2015618602; заявл. 17.09.2015; зарегистр. 09.11.2015 г.

56. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2015663156. Рос. Федерация. Модель асинхронного электропривода с тиристорным преобразователем напряжения в Matlab/Simulink / А.М. Зюзев, А.В. Костылев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2015660167; заявл. 27.10.2015; зарегистр. 11.12.2015 г.

57. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2018614391. Рос. Федерация. Термодинамическая модель асинхронного двигателя с радиальными каналами для исследования пусковых режимов (TDM-AM) / В.П. Метельков, А.М. Зюзев; патентообладатель ФГАО ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина». – № 2018614391; заявл. 03.05.2018; зарегистр. 20.06.2018 г.

58. Зюзев, А.М. Исследование теплового ресурса приводного двигателя штанговой глубинной насосной установки / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электромеханические преобразователи энергии: материалы V Юбилейной

международ. научно-техн. конф., посвященной памяти Г.А. Сипайлова. Томск, 12-14 Октября 2011 г. – Томск: Изд-во Томск. политех. ун-та, 2011. – С. 35–39.

59. Зюзев, А.М. Комплексная модель асинхронного электропривода в среде ANSYS / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, М.В. Бубнов, А.Е. Клявлин // Электроприводы переменного тока: Тр. междунар. шестнадцатой научно-техн. конф. Екатеринбург, 05–09 октября 2015 г. – Екатеринбург: ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н.Ельцина», 2015. – С. 115–118.

60. Зюзев, А.М. Моделирование систем ТПН-АД в среде ANSYS / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк, М.В. Бубнов // Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике. Материалы IX Всероссийской (с международным участием) научно-техн. интернет-конференции. Пермь, 1–30 июня 2015 г. – Пермь: Изд-во ПНИПУ, 2015. – С. 144–153.

61. Зюзев, А.М. Оценка величины тепловой проводимости медь-сталь обмотки статора асинхронного двигателя / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Межвузовский сборник научных трудов «Электромеханика, электротехнические комплексы и системы». – Уфа: Уфимский государственный авиационный технический университет, 2010. – С.33–39.

62. Зюзев, А.М. Ограничения по нагреву и просадке напряжения в пусковых режимах асинхронных электроприводов / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк // Материалы международной научно-технической конференции «Электротехнические комплексы и системы». Комсомольск-на-Амуре, 21-22 октября 2010 г.: В 5 томах. – Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО «КНАГТУ», 2010. – Т. 3. – С. 67–70.

63. Метельков, В.П. Расчет параметров термодинамической модели асинхронного двигателя для электроприводов с интенсивными пусковыми режимами / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Материалы международной научно-технической конференции «Электротехнические комплексы и системы». Комсомольск-на-Амуре, 21-22 октября 2010 г.: В 5 томах. – Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО «КНАГТУ», 2010. – Т. 3. – С. 71–74.

64. Зюзев, А.М. Расчет тепловых проводимостей термодинамической модели асинхронного двигателя для электропривода с интенсивными процессами нагрева / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Материалы I Международной научно-практической конференции «Современная наука: теория и практика». Том первый. Естественные и технические науки. Ставрополь, 15 ноября 2010 г. – Ставрополь: СевКавГТУ, 2010. – С. 112–115.

65. Зюзев, А.М. Оценка нагрева обмотки статора асинхронного двигателя в электроприводе с периодическим характером нагружения / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехнические системы и комплексы: Межвузовский сб. науч. тр. – Вып. 18. – Магнитогорск: МГТУ, 2010. – С. 80–86.

66. Зюзев, А.М. Термодинамическая модель статора асинхронного двигателя с учетом нагрева лобовых частей обмотки / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электротехнические системы и комплексы: Межвуз. сб. науч. тр. – Вып. 18. – Магнитогорск: МГТУ, 2010. – С. 129–137.

67. Зюзев, А.М. Идентификация параметров двухмассовой термодинамической модели асинхронного электродвигателя на основе экспериментальных данных / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электромеханические и электромагнитные преобразователи энергии и управляемые электромеханические системы: сборник научных трудов IV Международной научно-технической конференции. Екатеринбург, 15–18 марта 2011 г. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – С. 299–304.

68. Зюзев, А.М. Эквивалентирование режимов нагревания асинхронного двигателя по остаточному ресурсу изоляции / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электромеханические и электромагнитные преобразователи энергии и управляемые электромеханические системы: сборник научных трудов IV Международной научно-технической конференции. Екатеринбург, 15–18 марта 2011 г. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – С. 305–308.

69. Зюзев, А.М. Оценка ресурса изоляции асинхронных двигателей в электроприводах с циклическим характером нагружения / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Состояние и перспективы развития электротехнологии: сборник

научных трудов Международной научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития электротехнологии» (XVI Бенардосовские чтения). Иваново, 1–3 июня 2011 г. –Т. 3.: Электротехника. – Иваново: ГОУ ВПО «Ивановский государственный университет имени В. И. Ленина», 2011. – С. 97–100.

70. Зюзев, А.М. Влияние ограничений по нагреву и просадке напряжения на пусковые режимы асинхронных электроприводов / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк // Электротехнические комплексы и системы: межвузовский научный сборник; Уфимский государственный авиационный технический университет. – Уфа: УГАТУ, 2011. – С. 172–177.

71. Зюзев, А.М. Анализ пусковых режимов асинхронного электропривода с учетом ограничений по нагреву и влияния на сеть / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк // Труды Международной пятнадцатой научно-технической конференции «Электроприводы переменного тока» – Екатеринбург, 12–16 марта 2012. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. – С. 179–182.

72. Зюзев, А.М. Использование термодинамических моделей для проверки асинхронного двигателя по нагреванию / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Труды Международной пятнадцатой научно-технической конференции «Электроприводы переменного тока» – Екатеринбург, 12–16 марта 2012. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. – С. 183–186.

73. Зюзев, А.М. Термодинамические модели асинхронного двигателя в задачах электропривода / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.П. Степанюк // Труды VII Международной (VIII Всероссийской) научно-технической конференции по автоматизированному электроприводу: ФГБОУ ВПО «Ивановский государственный энергетический университет имени В. И. Ленина» – Иваново, 2–4 октября 2012. – Иваново, 2012. – С. 231–235.

74. Зюзев, А.М. Система «ТПН-АД» с регулятором остаточного напряжения на шинах сети / А.М. Зюзев, А.В. Костылев, Д.П. Степанюк, В.П. Метельков // Электротехнические системы и комплексы: Сб. науч. трудов. Вып.20. – Магнитогорск: Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г.И. Носова, 2012. – С. 58–63.

75. Зюзев, А.М. Определение параметров двухмассовой тепловой схемы асинхронного электродвигателя по результатам эксперимента / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Електротехніка та електроенергетика*. – 2012. – № 2. – С. 37–41.

76. Зюзев, А.М. Расчет параметров двухмассовой термодинамической модели асинхронного двигателя / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, В.А. Максимова // *Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике*. – 2012. – № 1. – С. 121–131.

77. Зюзев, А.М. Определение параметров термодинамической модели асинхронного двигателя для повторно-кратковременного режима работы / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Серія: Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика*. – 2013. – № 36 (1009). – С. 330–331.

78. Зюзев, А.М. Нагрев асинхронного двигателя при случайном характере нагрузки / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике*. – 2013. – № 1. – С. 50–56.

79. Бородин, М.Ю. Исследование возможностей энергосбережения в электроприводе стружкоуборочного конвейера / М.Ю. Бородин, В.П. Метельков // *Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий. 3-я Международная конференция АПЭЭТ-2014 – Екатеринбург, 17–20 марта 2014. Сб. научных трудов*. – Екатеринбург: ФГАОУ ВПО УрФУ им. первого Президента России Б.Н. Ельцина, 2014. – С. 164–166.

80. Зюзев, А.М. Анализ границ применимости метода средних потерь для асинхронных двигателей / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // *Труды VIII Международной (XIX Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводу АЭП-2014 – Саранск, 7–9 октября 2014: в 2 т., Т. 1*. – Саранск : Изд-во Мордов. ун-та, 2014. – С. 100–103.

81. Бородин, М.Ю. Энергосберегающий электропривод стружкоуборочного конвейера / М.Ю. Бородин, В.П. Метельков, П.В. Молчанов // *Энергетика. Инновационные направления в энергетике. CALS-технологии в энергетике*. – 2015. – № 1. – С. 53–61.

82. Зюзев, А.М. Оценка необходимости учета температурной зависимости параметров термодинамических моделей асинхронных двигателей / А.М. Зюзев, В.П. Метельков // Электроприводы переменного тока: Труды международной шестнадцатой научно-технической конференции – Екатеринбург, 05–09 октября 2015. – Екатеринбург: ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н.Ельцина», 2015. – С. 59–62.

83. Браславский, И.Я. К оценке влияния колебаний температуры на долговечность изоляции обмотки статора асинхронных двигателей в случайных режимах нагружения / И.Я. Браславский, В.П. Метельков, Д.В. Есаулкова, А.В. Костылев // Электроприводы переменного тока: Труды международной шестнадцатой научно-технической конференции – Екатеринбург, 05–09 октября 2015. – Екатеринбург: ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н.Ельцина», 2015. – С. 67–70.

84. Зюзев, А.М. Анализ пусковых режимов асинхронного электропривода нагнетателя РС 4А-3N-95 / А.М. Зюзев, В.П. Метельков, Д.А. Яшин // Автоматизация в электроэнергетике и электротехнике. – 2016. – Т. 1. – С. 136–143.

85. Метельков, В.П. Разработка научных принципов проектирования энергоэффективных систем переменного тока с цифровым управлением и программных средств для их исследования и реализации. Разработка алгоритмов защиты двигателя от перегрева по току статора: отчет НИОКР № 01201264213 / А.М. Зюзев, В.П. Метельков. – Екатеринбург: УрФУ, 2014. – Регистрационный номер сведений о результатах НИОКТР: АААА-Б17-217122820003-4. – Дата регистрации: 28.12.2017. – 61 с.

86. Копылов, И.П. Проектирование электрических машин: учеб. для вузов / И.П. Копылов, Б.К. Клоков, В.П. Морозкин, Б.Ф. Токарев; под ред. И.П. Копылова. – М.: Высш. шк., 2005. – 767 с.

87. Гольдберг, О.Д. Проектирование электрических машин: Учеб. для вузов / О.Д. Гольдберг, И.С. Свириденко; под ред. О.Д. Гольдберга. – М.: Высш. шк., 2006. – 430 с.

88. Филиппов, И.Ф. Теплообмен в электрических машинах: учеб. пособие / И.Ф. Филиппов. – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 256 с.

89. Федоров, М.М. Динамические тепловые модели узлов электрических машин / М.М. Федоров // Електромашинобудування та електрообладнання. –1999. – Вип. 53. – С. 70–73.

90. Шрейнер, Р.Т. Электромеханические и тепловые режимы асинхронных двигателей в системах частотного управления: учеб. пособие / Р.Т. Шрейнер, А.В. Костылев, В.К. Кривовяз, С.И. Шилин. – Екатеринбург: ГОУ ВПО «Рос. гос. проф.-пед. ун-т», 2008. – 361 с.

91. Бурковский, А.Н. Расчетно-теоретическое определение изменения теплового состояния обдуваемых асинхронных двигателей в режиме короткого замыкания и после него / А.Н. Бурковский, О.И. Пилипенко, О.А. Рыбалко, А.А. Мельник // Взрывозащищенное электрооборудование: сб. науч. тр. УкрНИИВЭ, 2007. – С. 183–193.

92. Фёдоров, М.М. Особенности тепловых переходных процессов в узлах асинхронного двигателя при различных режимах работы / М.М. Фёдоров // Електромашинобудування та електрообладнання. –2000. – Вип. 54. – С. 71–75.

93. Пинчук, О.Г. Оценка теплового состояния асинхронных двигателей в повторно–кратковременных режимах при несимметрии напряжения сети / О.Г. Пинчук // Вісник СевНТУ. Вип. 88: Механіка, енергетика, екологія. – Севастополь: Вид-во СевНТУ, 2008. – С. 97–103.

94. Федоров, М.М. Динамика тепловых переходных процессов в элементах конструкции асинхронных двигателей в различных режимах работы / М.М. Федоров, М.В. Спиридонова, Е.А. Вареник // Наукові праці Донецького національного технічного університету. – 2009. – № 9 (158). – С. 237–241.

95. Петрушин, В.С. Расчет температур конструктивных элементов асинхронных двигателей в динамических режимах / В.С. Петрушин, С.В. Рябинин, А.М. Якимец // Вісн. Нац. ун-ту «Львівська політехніка». – 2000. – № 403. – С. 145–149.

96. Петрушин, В.С. Тепловые расчеты нестационарных режимов работы асинхронных двигателей регулируемых электроприводов / В.С. Петрушин, А.М. Якимец, В.Л. Кобрин // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2003. – № 4. – С. 65–68.

97. Петрушин, В.С. Особенности тепловых расчетов неустановившихся режимов работы регулируемых асинхронных двигателей / В.С. Петрушин, А.М. Якимец, О.В. Каленик // *Електромашинобуд. та електрообладнан.* – 2008. – Вип. 71. – С. 47–51.

98. Вареник, Е.А. Тепловые переходные процессы в элементах конструкции асинхронных двигателей при неподвижном роторе / Е.А. Вареник, М.М. Федоров, В.Е. Михайлов // *Взрывозащищенное электрооборудование: сб. науч. тр. УкрНИИВЭ*, 2009. – С. 146–154.

99. Воробьев, В.А. Нагревание и тепловая защита асинхронных двигателей средней мощности при периодической нагрузке: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.01 / Воробьев Валентин Аркадьевич. – Свердловск, 1982. – 181 с.

100. Pragasen Pillay. Loss of Life in Induction Machines Operating With Unbalanced Supplies // *IEEE Transactions on Energy Conversion*. – 2006. – Vol. 21. – No. 4. – Pp. 813–822.

101. Graham J., Dixon R., Gregory K., Pearson J. Thermal Modelling of an Alternator for Use in a Prediction System // *Proc. of 2012 UKACC International Conference on Control (CONTROL 2012)*. – Cardiff, UK, 3–5 Sept., 2012. – Pp. 455–460. Doi: 10.1109/CONTROL.2012.6334673.

102. Савин, Б.В. Исследования и разработки взрывозащищенных асинхронных двигателей мощностью 0,25–2000 кВт / Б.В. Савин, И.Г. Ширнин // *Электротехническая промышленность. Сер. Электрические машины*. – 1977. – № 10(80). – С. 7–8.

103. Ступичный асинхронный тяговый двигатель с внешним ротором // *Железные дороги мира*. – 2002. – № 4 (H. Neudorfer. *Glaser's Annalen*. – 2001. – № 6/7. – S. 237–242).

104. Сайт компании «ЭлКомплекс». Электротехническое оборудование. Каталог продуктов Siemens. Двигатели главного движения 1PH4 с водяным

охлаждением - Трехфазные двигатели главного движения. – Режим доступа: <http://siemens.el-complex.com/index.php?tree=1000000&tree2=9209999&tree3=9200000&tree4=10030599&tree5=7509999&tree6=7500025&tree7=10030043> (дата обращения: 27.01.2019)

105. Продукция ООО «ПО «Ленинградский электромашиностроительный завод». Технический каталог. Русэлпром. – 2009. – 160 с. 1 электрон. опт. диск (CD-ROM).

106. Сипайлов, Г.А. Тепловые гидравлические и аэродинамические расчеты в электрических машинах / Г.А. Сипайлов, Д.И. Санников, В.А. Жадан. – М.: Высш. шк., 1989. – 239 с.

107. Борисенко, А.И. Охлаждение промышленных электрических машин / А.И. Борисенко, О.Н. Костиков, А.И. Яковлев. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 296 с.

108. Готтер, Г. Нагревание и охлаждение электрических машин / Г. Готтер. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 480 с.

109. Зиновьев, В.Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах / В.Е. Зиновьев. – М.: Металлургия, 1989. – 384 с.

110. ГОСТ ИЕС 60034-1–2014 Машины электрические вращающиеся. Ч. 1. Номинальные значения параметров и эксплуатационные характеристики. – М.: Стандартиформ, 2015. – 58 с.

111. Гаинцев, Ю.В. Влияние теплового состояния асинхронной машины на ее характеристики / Ю.В. Гаинцев // Электротехника. – 1975. – № 3. – С. 20–21.

112. Бойко, Е.П. Асинхронные двигатели общего назначения / Е.П. Бойко, Ю.В. Гаинцев, Ю.М. Ковалев и др.; под ред. В.М. Петрова, А.Э. Кравчика. – М.: Энергоатомиздат, 1980. – 488 с.

113. Корн, Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1984. – 832 с.

114. Гантмахер, Ф.Р. Теория матриц. Изд. 2-е, доп / Ф.Р. Гантмахер. – М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1966. – 576 с.

115. Ланкастер, П. Теория матриц / П. Ланкастер. – М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1973. – 280 с.

116. Охотин, А.С. Теплопроводность твердых тел: справочник / А.С. Охотин, Р.П. Боровикова, Т.В. Нечаева, А.С. Пушкарский. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 320 с.
117. Казанцев, Е.И. Промышленные печи. Справочное руководство для расчетов и проектирования / Е.И. Казанцев. – М., Metallurgy, 1975. – 368 с.
118. Вержбицкий, В.М. Основы численных методов: учебник для вузов / В.М. Вержбицкий. – М.: Высш. шк., 2002. – 840 с.
119. Треногин, В.А. Функциональный анализ / В.А. Треногин. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1980. – 496 с.
120. Бронштейн, И.Н. Справочник по математике / И.Н. Бронштейн, К.А. Семендяев. – М.: Наука, 1965. – 608 с.
121. Curtiss C.F., Hirschfelder J.O. Integration of stiff equations // Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America. – 1952. – Vol. 38(3). – Pp. 235–243.
122. Федоренко, Р.П. Введение в вычислительную физику: учеб. пособие для вузов / Р.П. Федоренко. – Долгопрудный: Изд. дом «Интеллект», 2008. – 504 с.
123. Бурковский, А.Н. Нагрев и охлаждение электродвигателей во взрывонепроницаемом исполнении / А.Н. Бурковский, Е.Б. Ковалев, В.К. Коробов. – М.: Энергия, 1970. – 198 с.
124. Справочник по электрическим машинам: В 2 т. / Под общ. ред. И.П. Копылова и Б.К. Клокова. Т. 1. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 456 с.
125. Лихачев, В.Л. Электродвигатели асинхронные / В.Л. Лихачев. – М.: СОЛОН-Р, 2002. – 304 с.
126. Кравчик, А.Э. Выбор и применение асинхронных двигателей / А.Э. Кравчик, Э.К. Стрельбицкий, М.М. Шлаф. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 96 с.
127. Кравчик, А.Э. Асинхронные двигатели серии 4А: справочник / А.Э. Кравчик, М.М. Шлаф, В.И. Афонин, Е.А. Соколенская. – М.: Энергоиздат, 1982. – 504 с.

128. Алексеев, Ю.И. Крановое оборудование: справочник / Ю.И. Алексеев, А.П. Богословский, Е.М. Певзнер, А.А. Рабинович, А.Г. Яуре; под ред. А.А. Рабиновича. – М.: Энергия, 1979. – 240 с.

129. Яуре, А.Г. Крановый электропривод / А.Г. Яуре, Е.М. Певзнер. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 344 с.

130. Технический каталог. Владимирский электромоторный завод. Русэлпром. – 2008. – 115 с.

131. Технический каталог. ОАО «НИПТИЭМ». Научно-исследовательский проектно-конструкторский и технологический институт электромашиностроения. – 2012. – 48 с.

132. Продукция ОАО «Сафоновский электромашиностроительный завод». Технический каталог. Русэлпром. – 2009. – 142 с. 1 электрон. опт. диск (CD-ROM).

133. Технический каталог. Крановые электродвигатели для применения с преобразователями частоты. Серия АМТК-Ф. ООО «Кранрос». – 2014. – 40 с. – Режим доступа: http://www.kranros.ru/products/crane_motors_series_amtk.php (дата обращения: 27.01.2019).

134. Технический каталог. Низковольтные асинхронные электродвигатели для применения с преобразователями частоты. Серия AFD, серия AF. ООО «Кранрос». – 2010. – 13 с. – Режим доступа: http://www.kranros.ru/products/series_motors_for_afd_drive_drilling_rigs_compressors_fans_and_exhauster.php (дата обращения: 27.01.2019).

135. Рольганговые электродвигатели для применения с преобразователями частоты. Серия AP(K)-AF. Технический каталог. ООО «Кранрос». 2008. – 27 с. – Режим доступа: http://www.kranros.ru/products/roller_motors_series_ap_k_f.php (дата обращения: 27.01.2019).

136. Крановые короткозамкнутые и с фазным ротором электродвигатели серий ДМТФ, ДМТН, АМТФ, АМТН, МТИ, МТФ, МТН, 4МТМ, 4МТН, ДМТКФ, МТКН, ДМТКН, АМТКФ, АМТКН, МТКИ, МТКФ, МТКН, 4МТКМ. Электротехнический портал «Элекаб»: www.elecab.ru. – Режим доступа: <http://www.elecab.ru/dvig26.shtml> (дата обращения: 27.01.2019).

137. Крановые и рольганговые электродвигатели. Каталог продукции. ОАО «Сибэлектромотор». – Томск. – 87 с. – Режим доступа: <http://www.sibelektromotor.ru/docs/catalogSEM2017.pdf> (дата обращения: 27.01.2019).

138. Электродвигатели трехфазные асинхронные краново-металлургические и рольганговые для работы в составе частотно-регулируемых приводов. ОАО «Сибэлектромотор». – Томск. – 2006. – 17 с. – Режим доступа: http://elektrodvigateли.ru/catalog/asinhronnie/sibmotor/sibmotor_texopisanie-pch_2006.pdf (дата обращения: 27.01.2019).

139. Гольдберг, О.Д Проектирование электрических машин: учеб. для вузов / О.Д. Гольдберг, Я.С. Гурин, И.С. Свириденко; под ред. О. Д. Гольдберга. – М.: Высш. шк., 1984. – 431 с.

140. Петрушин, В.С. Универсальная тепловая схема замещения асинхронных двигателей / В.С. Петрушин, А.М. Якимец // Электромашинобудовання та електрообладнання. – 2002. – Вип. 59. – С. 75-79.

141. Бугаев, Г.А. Математические модели нагрева и охлаждения для микропроцессорного реле тепловой защиты / Г.А. Бугаев, А.Н. Леонтьев, Е.Ю. Ерохин, Д.В. Павлова // Электротехника. – 2001. – № 2. – С. 51–54.

142. Вирт, В. Применение микропроцессорной техники для защиты двигателей низкого напряжения / В. Вирт // Elektrotechische Zeitschrift. “A”. – 1982. – Т. 103.– № 5. – С. 243–248.

143. Егоров, Е.Г. Микропроцессорное реле тепловой защиты асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором / Е.Г. Егоров, В.С. Генин, Н.М. Михайлов, С.К. Яковлев // Электротехника. – 1997. – № 1. – С. 53–55.

144. Браславский, И.Я. Сравнительный анализ способов регулирования подачи центробежных насосов / И.Я. Браславский, А.М. Зюзев, Н.П. Трусов // Электротехническая промышленность. Сер. Электропривод. – 1983. – Вып. 2 (112). – С. 8–10.

145. Браславский, И.Я. Энергосберегающий асинхронный электропривод / И.Я. Браславский, З.Ш. Ишматов, В.Н. Поляков. – М.: Издательский центр «Академия», 2004. – 256 с.

146. Браславский, И.Я. О снижении энергопотребления асинхронных электроприводов с тиристорными преобразователями напряжения / И.Я. Браславский // Электричество. – 1988. – № 11. – С. 58–60.

147. Браславский, И.Я. Опыт внедрения тиристорных электроприводов с фазовым управлением. Автоматизированный электропривод. Вып. 3 / И.Я. Браславский, А.М. Зюзев. – Свердловск: ЦНТИ, 1981. – 47 с.

148. Федоров, М.М. Моделирование теплового состояния узлов электрических машин в различных режимах / М.М. Федоров // Проблеми моделювання та автоматизації проектування динамічних систем. – Донецьк: ДонДТУ, 1999. – Вип. 10. – С. 90–95.

149. Гуревич, Э.И. Переходные тепловые процессы в электрических машинах / Э.И. Гуревич, Ю.Л. Рыбин. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1983. – 216 с.

150. Бурковский, А.Н. Исследование и аппроксимация кривых нагрева обмоток статоров взрывозащищенных асинхронных двигателей в режимах S1, S2 / А.Н. Бурковский, В.В. Макеев // Техническая электродинамика. – 1982. – № 3. – С. 8–14.

151. Кацман, М.М. Расчет и конструирование электрических машин: учеб. пособие / М.М. Кацман. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 360 с.

152. Ермолин, Н.П. Надежность электрических машин / Н.П. Ермолин, И.П. Жерихин. – Л.: Энергия, 1976. – 248 с.

153. Смирнов, Г.В. Надежность изоляции обмоток электротехнических изделий / Г.В. Смирнов. – Томск.: Изд-во Том. ун-та, 1990. – 192 с.

154. Кузнецов, Н.Л. Надежность электрических машин: учеб. пособие для вузов / Н.Л. Кузнецов. – М.: Издат. дом МЭИ, 2006. – 432 с.

155. Gupta V.K., Fink W.T. A Proposed Type Test for Interturn Insulation in Multi-turn Coils // IEEE International Symposium on Electrical Insulation (ISEI). – Montreal, Quebec, Canada, 16–19 June 1996. – Pp. 235–238.

156. IEEE Committee Report. Report of large motor reliability survey of industrial and commercial installation, Part I // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1985. – Vol. 21. – Issue 4. – Pp. 853–864.

157. IEEE Committee Report. Report of large motor reliability survey of industrial and commercial installation, Part II // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1985. – Vol. 21. – Issue 4. – Pp. 865–872.

158. Farag S.F., Jhaveri M.K. Intelligent microprocessor-based devices provide advanced motor protecting, flexible control and communication in paper mills // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1997. – Vol. 33. – Issue 3. – Pp. 840–847.

159. Гольдберг, О.Д. Надежность электрических машин общепромышленного и бытового назначения / О.Д. Гольдберг. – М.: Знание, 1976. – 55 с.

160. Electrical Insulation for Rotating Machines: Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair / G.C. Stone, E.A. Boulter, I. Culbert, H. Dhirani. – New Jersey: IEEE Computer Society Press, 2004. – 252 p.

161. Brancato E.L. Insulation Aging. A Historical and Critical Review // IEEE Transactions on Electrical Insulation. – 1978. – Vol. 13. – Issue 4. – Pp. 308–317.

162. Farahani M., Gockenbach E., Borsi H., Schäfer K., Kaufhold M. Behavior of Machine Insulation Systems Subjected to Accelerated Thermal Aging Test // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2010. – Vol. 17. – Issue 5. – Pp. 1364–1372.

163. Tavner P.J., Penman J. Condition Monitoring Electrical Machines. – Hertfordshire, U.K.: Research Studies Press, 1987. – 282 p.

164. Койков, С.Н. Электрическое старение твердых диэлектриков / С.Н. Койков, А.Н. Цикин. – Л.: Энергия, 1968. – 186 с.

165. Баженова, Т.Ю. Оценка длительной электрической прочности изделий с неоднородной изоляцией / Т.Ю. Баженова // В кн.: Сборник «Электросила». № 28. – Л.: Энергия, 1970. – С. 81–84.

166. Mazzanti G. Analysis of the Combined Effects of Load Cycling, Thermal Transients and Electrothermal Stress on Life Expectancy of High Voltage ac Cables // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2007. – Vol. 22. – Issue 4. – Pp. 2000–2009.

167. Mazzanti G. The Combination of Electro-thermal Stress, Load Cycling and Thermal Transients and its Effects on the Life of High Voltage ac Cables // IEEE

Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2009. – Vol. 16, – Issue 4. – Pp. 1168–1179.

168. Lahoud N., Nguyen M.Q., Maussion P., Malec D., Mary D. Using the Design of Experiments (DoE) to Elaborate an Electrical Ageing Model for the Insulation of Low Voltage Rotating Machines Fed by Inverters // Proc. IEEE Int. Conf. on Solid Dielectrics. – Potsdam, Germany, 4-9 July 2010. – Pp. 1–4.

169. Lahoud N., Faucher J., Malec D., Maussion P. Electrical Aging of the Insulation of Low-Voltage Machines: Model Definition and Test With the Design of Experiments // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2013. – Vol. 60. – Issue. 9. – Pp. 4147–4155.

170. Mamedov, Sh. Effects of Mechanical and Thermal Stresses on Electric Degradation of Polyolefins and Related Materials / Sh. Mamedov, V. Alekperov, N. Can, F. Aras, G. Yilmaz, V. Alekperov, N. Can, F. Aras, G. Yilmaz // Macromolecular Symposia. Electronic Phenomena in Organic Solids. – 2004. – Vol. 212. – Issue 1. – Pp. 293–298.

171. IEEE. Guide for the Statistical Analysis of Electrical Insulation Voltage Endurance Data; ANSI/IEEE Std 930-1987. – New York City, NY, USA: The Institute of Electrical and Electronics Engineers, Inc., 1987. – Pp. 1–36.

172. Persson E. Transient Effects in Applications of PWM Inverters to Induction Motors // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1992. – Vol. 28. – Issue 5. – Pp. 1095–1101.

173. Stone G.C., Campbell S.R., Tetreault S. Inverter Fed Drives: Which Motor Stators are at Risk // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2000. – Vol. 6. – Issue 5. – Pp. 17–22.

174. Stone G.C., van Heeswijk R.G. Bartnikas R. Investigation of the Effect of Repetitive Voltage Surges on Epoxy Insulation // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 1992. – Vol. 7. – Issue 4. – Pp. 754–760.

175. Bellomo J.P., Lebey T., Oraison J.M., Peltier F. Influence of the Risetime on the Dielectric Behavior of Stator Insulation Materials // Proc. of IEEE Conf. on Electrical

Insulation and Dielectric Phenomena. – San Francisco, Cal., USA, 20–23 Oct. 1996. – Vol. 1. – Pp. 472–476.

176. Stranges M.K.W., Stone G.C., Bogh D.L. New Specs for ASD Motors // IEEE Industry Applications Magazine. – 2007. – Vol. 13. – Issue 1. – Pp. 37–42.

177. Wheeler J.C.G. Effects of Converter Pulses on the Electrical Insulation in Low and Medium Voltage Motors // IEEE Electrical Insulation Magazine. – 2005. – Vol. 21. – Issue 2. – Pp. 22–29.

178. Cavallini A., Fabiani D., Montanari G.C. Power Electronics and Electrical Insulation Systems – part 2: Life Modeling for Insulation Design // IEEE Electrical Insulation Magazine. – 2010. – Vol. 26. – Issue 4. – Pp. 33–39.

179. Yang J, Cho J., Lee S.B., Yoo J.-Y., Kim H.D. An Advanced Stator Winding Insulation Quality Assessment Technique for Inverter-Fed Machines // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2008. – Vol. 44. – Issue 2. – Pp. 555–564.

180. Kaufhold M., Schäfer K., Bauer K., Rossmann R. Medium and High Power Drive Systems – Requirements and Suitability Proof for Winding Insulation Systems // Conf. Proc. INSUCON (International Electrical Insulation Conference). – Birmingham, UK, 24–26 May 2006. – Pp. 86–92.

181. Stone G.C., Culbert M., Lloyd B.A. Stator insulation problems associated with low voltage and medium voltage PWM drives // IEEE Cement Industry Technical Conference Record. – Charleston, SC, USA, 29 April–2 May 2007. – Pp. 187–192.

182. Fenger M., Campbell S.R., Pedersen J. Motor winding problems caused by inverter drives // IEEE Industry Applications Magazine. – 2003. – Vol. 9. – Issue 4. – Pp. 22–31.

183. Похолков, Ю.П. Изоляция обмоток низковольтных асинхронных двигателей в условиях применения системы частотного управления / Ю.П. Похолков, А.П. Леонов, А.А. Коробцов // Электричество. – 2012. – № 6. – С. 52–54.

184. Grubic S., Aller J.M., B. Lu, Habetler T.G. A Survey on Testing and Monitoring Methods for Stator Insulation Systems of Low-Voltage Induction Machines Focusing on Turn Insulation Problems // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2008. – Vol. 55. – Issue 12. – Pp. 4127–4136.

185. Kielmann F., Kaufhold M. Evaluation Analysis of Thermal Ageing in Insulation Systems of Electrical Machines – A Historical Review // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2010. – Vol. 17, – Issue 5. – Pp. 1373–1377.

186. Коровкин, А.В. Статистическое исследование свойств эмальпроводов с разной толщиной полиэфиримидной изоляции применительно к электрическим машинам: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.02 / Коровкин Андрей Венедиктович. – Москва, 2001. – 225 с.

187. Brüttsch R., Tari M., Fröhlich K., Weiers T., Vogelsang R. Insulation Failure Mechanisms of Power Generators // IEEE Electrical Insulation Magazine. – 2008. – Vol. 24. – Issue 4. – Pp. 17–25.

188. Istad M., Runde M., Nysveen A. A Review of Results From Thermal Cycling Tests of Hydrogenerator Stator Windings // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 2011. – Vol. 26. – Issue. 3. – Pp. 890–903.

189. Barater, D. Multistress characterization of insulation aging mechanisms in aerospace electric actuators / D. Barater, G. Buticchi, A. Soldati, G. Franceschini, F. Immovilli, M. Galea, C. Gerada // 7th Annual IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). – Montreal, QC, September 20-24 2015. – Pp. 2215–2222.

190. Siddique A., Yadava G.S., Singh B. A review of stator fault monitoring techniques of induction motors // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 2005. – Vol. 20. – Issue 1. – Pp. 106-114.

191. Хомутов С.О. Система поддержания надежности электрических двигателей на основе комплексной диагностики и эффективной технологии восстановления изоляции [Электронный ресурс]. – Барнаул: ООО «МЦ ЭОР», 2015. – 399 с. – Режим доступа: http://new.elib.altstu.ru/disser/stat/Homutov_monograph.pdf (дата обращения: 27.01.2019)

192. Гольдберг, О.Д. Надежность электрических машин: учеб. для вузов / О.Д. Гольдберг, С.П. Хелемская. – М.: Издательский центр «Академия», 2010. – 288 с.

193. Хомутов, О.И. Оценка свойств диэлектрических материалов в процессе их эксплуатации / О.И. Хомутов, А.В. Левачев // Известия вузов. Сер. Физика. – 2000. – № 11. – С. 259–263.

194. Муравлев, О.П. Разработка теории и практических методов управления качеством электрических машин / О.П. Муравлев // *Электричество*. – 1986. – № 4. – С. 29–32.
195. Montsinger V.M. Loading transformer by temperature // *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*. – 1930. – Vol. 49. – Issue 2. – Pp. 776–790.
196. Büssing W. Beiträge zum Lebensdauergesetz elektrischer Maschinen // *Archiv für Elektrotechnik*. – 1942. – Vol. 36. – Issue 6. – Pp. 333–361.
197. Dakin T.W. Electrical Insulation Deterioration Treated as a Chemical Rate Phenomenon // *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*. – 1948. – Vol. 67. – Issue 1. – Pp. 113–122.
198. Мантров, М.И. Расчет изоляции электрических машин / М.И. Мантров. – М.: МЭИ, 1964. – 111 с.
199. Журков, С.Н. Кинетическая концепция прочности твердых тел / С.Н. Журков // *Вестник АН СССР*. – 1968. – № 3. – С. 46–52.
200. Zhurkov S.N. Kinetic Concept of Strength of Solids // *International Journal of Fracture Mechanics*. – 1965. – Vol. 1. – Pp. 311–323.
201. Бартенев, Г.М. Физика полимеров / Г.М. Бартенев, С.Я. Френкель. – Л.: Химия, 1990. – 432 с.
202. Багиров, М.А. Температурно-временная зависимость электрической прочности полимеров и влияние на нее различных факторов / М.А. Багиров, С.А. Абасов, Я.Г. Рагимов, Т.Ф. Аббасов // *Высокомолекулярные соединения. Сер. А*. – 1978. – Т. 20. – № 5. – С. 1109–1115.
203. Crine J.-P. On the Interpretation of Some Electrical Aging and Relaxation Phenomena in Solid Dielectrics // *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. – 2005. – Vol. 12. – Issue 6. – Pp. 1089–1107.
204. Parpal J.L., Dang C., Crine J.P. A Review of electrical accelerated ageing data for extruded dielectric cables // *4th International Conference on Insulated Power Cables, IICABLE'95. Versailles, France, 25–29 June 1995*. – № B.8.1. – Pp. 6–7.
205. Moonesan M.S., Jayaram S., Cherney E., Omranipour R., Haq S.U. Analysis of Times-to-Failure of Various Turn Insulations of Form-Wound Coils under PWM Voltage

Waveform // Proc. of the Electrical Insulation Conference (EIC). – Ottawa, ON, Canada, 2–5 June 2013. – Pp. 187–190.

206. Montanari G.C., Cacciari M. A probabilistic life model for insulating materials showing electrical thresholds // IEEE Transactions on Electrical Insulation. – 1989. – Vol. 24. – Issue 1. – Pp. 127–134.

207. Souček J., Trnka P. A new statistical-physical model to the description of aging of electroinsulating systems // Proc. of the 2014 15th International Scientific Conference on Electric Power Engineering. – Brno, Czech Republic, 12–14 May 2014. – Pp. 463–466.

208. Крюков, О.В. Энергоэффективные электроприводы газоперекачивающих агрегатов газопроводов на базе интеллектуальных систем управления и мониторинга: дис.... д-ра. техн. наук: 05.09.03 / Крюков Олег Викторович. – Нижний Новгород, 2015. – 312 с.

209. Бобров, В.В. Использование метода вихретокового контроля для определения технического состояния асинхронных электродвигателей / В.В. Бобров, С.О. Хомутов // Ползуновский вестник. – 2011. – № 2/2. – С. 65–71.

210. Рыбаков, В.А. Прогнозирование остаточного ресурса электродвигателя на основе данных вибродиагностики / В.А. Рыбаков // Ползуновский вестник. – 2009. – № 4. – С. 92–96.

211. Мартко, Е.О. Прогнозирование эксплуатационной надежности электродвигателя на основе вероятностной модели его технического состояния в АПК: дис.... канд. техн. наук: 05.20.02 / Мартко Екатерина Олеговна. – Барнаул, 2015. – 175 с.

212. Хомутов, О.И. Проблема комплексной оценки изменения физико-химических свойств электроизоляционных материалов в реальных условиях эксплуатации электрооборудования / О.И. Хомутов, Т.Е. Бондаренко, А.А. Грибанов // Ползуновский вестник. – 2002. – № 1. – С. 4–9.

213. Сташко, В.И. Метод определения остаточного ресурса электродвигателя / В.И. Сташко, А.А. Фефелов, И.Ю. Поломошнов, В.О. Ситникова // Ползуновский вестник. – 2009. – № 4. – С. 104–108.

214. Сташко, В.И. Поддержание надежности электрооборудования на основе использования современных информационных технологий в условиях АПК / В.И. Сташко, О.И. Хомутов // Ползуновский вестник. – 2011. – № 2/2. – С. 118–122.

215. Суханкин, Г.В. Модель остаточного ресурса электродвигателя на основе обученной нейро-нечеткой сети / Г.В. Суханкин, Н.П. Воробьев // Ползуновский вестник. – 2012. – № 4. – С. 132–138.

216. Суханкин, Г.В. Алгоритм создания модели остаточного ресурса электродвигателя на основе обученной нейронной сети / Г.В. Суханкин, Н.Т. Герцен // Ползуновский вестник. – 2012. – № 4. – С. 139–146.

217. Суханкин, Г.В. Способы определения остаточного ресурса и прогнозирование технического состояния асинхронных электродвигателей в сельском хозяйственном производстве / Г.В. Суханкин, О.К. Никольский // Ползуновский вестник. – 2014. – № 4. – Т. 1. – С. 243–246.

218. Суханкин, Г.В. Система нечеткой логики для определения остаточного ресурса асинхронного электродвигателя в условиях агропромышленного комплекса / Г.В. Суханкин, Н.П. Воробьев, С.Н. Воробьева // Ползуновский вестник. – 2011. – № 2/2. – С. 187–194.

219. Горнов, А.О. Нагревание и охлаждение электрических двигателей / А.О. Горнов. – М.: МЭИ, 1980. – 56 с.

220. Ильинский, Н.Ф. Тепловые модели электродвигателей в ненормальных циклических режимах / Н.Ф. Ильинский, В.Н. Ипатенко // Электричество. – 1984. – № 7. – С. 37–41.

221. Максютлов, С.Г. Методы и средства температурной диагностики электроприводов нефтяной и газовой промышленности: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.09.03 / Максютлов Сергей Геннадьевич. – М., 2009. – 23 с.

222. Ключев, В.И. Теория электропривода: учеб. для вузов / В.И. Ключев. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 560 с.

223. Чиликин, М.Г. Общий курс электропривода: учеб. для вузов / М.Г. Чиликин, А.С. Сандлер. – М.: Энергоиздат, 1981. – 576 с.

224. Ильинский, Н.Ф. Основы электропривода: учеб. для вузов / Н.Ф. Ильинский. – М.: Изд. дом МЭИ, 2007. – 224 с.
225. Фираго, Б.И. Теория электропривода: учеб. пособие / Б.И. Фираго, Л.Б. Павлячик. – Минск: ЗАО «Техноперспектива», 2004. – 527 с.
226. Усынин, Ю.С. Тепловая модель электродвигателя прокатного стана / Ю.С. Усынин, С.М. Бутаков, Н.Ю. Сидоренко // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия Энергетика. – 2003. – № 11. – Вып. 3. – С. 71–75.
227. Москаленко, В.В. Автоматизированный электропривод / В.В. Москаленко. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 418 с.
228. Справочник по автоматизированному электроприводу / Под ред. В.А. Елисеева, А.В. Шинянского. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 616 с.
229. Чиликин, М.Г. Теория автоматизированного электропривода / М.Г. Чиликин, В.И. Ключев, А.С. Сандлер. – М.: Энергия, 1979. – 616 с.
230. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D.A. TEFC Induction Motors Thermal Models: A Parameter Sensitivity Analysis // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2005. – Vol. 41. – Issue 3. – Pp. 756–763.
231. Chin Y.K., Staton D.A. Transient Thermal Analysis using both Lumped-Circuit Approach and Finite Element Method of a Permanent Magnet Traction Motor // IEEE Africon. 7th Africon Conference in Africa (IEEE Cat. No.04CH37590). – Gaborone, Botswana, 15–17 Sept., 2004. – Pp. 1027–1035. Doi: 10.1109/AFRICON.2004.1406847.
232. Tang W.H., Wu Q.H., Richardson Z.J. A Simplified Transformer Thermal Model Based on Thermal-Electric Analogy // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2004. – Vol. 19. – Issue 3. – Pp. 1112–1119.
233. TIBCO Spotfire. Overview of Hierarchical Clustering Theory. Distance Measures Overview. [Online]. – Режим доступа: https://docs.tibco.com/pub/spotfire/6.5.0/doc/html/hc/hc_distance_measures_overview.htm (дата обращения: 27.01.2019).

234. Kahkashan K., Sunita A comparative study of K Means Algorithm by Different Distance Measures // Int. Journal of Innovative Research in Computer and Communication Engineering. – 2013. – Vol. 1. – Issue 9. – Pp. 2443–2447.

235. Омельченко, Е.Я. Разработка автоматизированных электроприводов волоочильных станов по системе «преобразователь частоты – асинхронный двигатель» / Е.Я. Омельченко, В.О. Моисеев, О.А. Тележкин // Вестник Иванов. гос. энергетич. ун-та. – 2012. – Вып. 6. – С. 119–122.

236. Зайцев, А.И. Анализ способов инвариантного управления электроприводом при случайных воздействиях на объект / А.И. Зайцев, Н.В. Киянов, С.Н. Яшин // Электротехнические комплексы и системы управления. – 2009. – № 3. – С. 4–10.

237. Захаров, П.А. Принципы инвариантного управления электроприводами газотранспортных систем при случайных возмущениях / П.А. Захаров, О.В. Крюков // Вестник Вестник Иванов. гос. энергетич. ун-та. – 2008. – Вып. 2. – С. 98–104.

238. Гайдукевич, В.И. Случайные нагрузки силовых электроприводов / В.И. Гайдукевич, В.С. Титов. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 160 с.

239. Proakis J.G. Digital Communications. – 4th ed.– Singapore: McGraw-Hill, 2001. – 1002 p.

240. Гоноровский, И.С. Радиотехнические цепи и сигналы / И.С. Гоноровский. – М.: Сов. Радио, 1977. – 608 с.

241. Ратнер, Н.И. Расчет электроприводов в случайных режимах / Н.И. Ратнер. – М.: Энергия, 1969. – 127 с.

242. Шуруб, Ю.В. Моделирование асинхронных электроприводов при случайной нагрузке / Ю.В. Шуруб // Електротехніка і Електромеханіка. – 2010. – № 2. – С. 24–26.

243. Беспалов, В.Я. Динамические показатели трехфазных асинхронных двигателей, включаемых в однофазную сеть / В.Я. Беспалов, Ю.А. Мощинский, А.П. Петров // Электротехника. – 2000. – № 1. – С. 13–19.

244. Багаев, А.А. Статистические характеристики мощности электрического двигателя центробежного расходомера сыпучих сельскохозяйственных материалов в

случайном режиме / А.А. Багаев, Р.С. Черноусь // Вестник Алтайского государственного аграрного университета. – 2014.– № 10 (120).– С. 108–113.

245. Fang, J. Load distribution analysis of wheels-side electric drive system based on city driving cycles / J. Fang, S. Zheng, T. Chen, G. Liang // 2014 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo, Asia-Pacific (ITEC Asia-Pacific 2014). – Beijing, China, 31 Aug.–3 Sept. 2014. – Pp. 773–778. Doi: 10.1109/ITEC-AP.2014.6940768.

246. Аносов, В.Н. Методы и средства повышения эффективности систем тягового электропривода автономных транспортных средств: автореф. дис. ... д-ра. техн. наук: 05.09.03 / Аносов Владимир Николаевич. – Новосибирск, 2008. – 35 с.

247. Киянов, Н.В. Методология оптимизации инвариантного управления электроприводом в условиях стохастических возмущений / Н.В. Киянов, О.В. Крюков, М.В. Блинов // Тр. V Междунар. конф. по автоматизированному электроприводу. Санкт-Петербург, 18–21 сентября 2007 г. – СПб., 2007. – С. 54-57.

248. Киянов, Н.В. Концепция разработки инвариантных автоматизированных электроприводов для водооборотных систем с вентиляторными градирнями / Н.В. Киянов, О.В. Крюков, Д.Н. Прибытков // Электротехника. – 2007. – № 11. – С. 62–68.

249. Крюков, О.В. Электрооборудование и автоматизация водооборотных систем предприятий с вентиляторными градирнями / О.В. Крюков, Н.В. Киянов. – Н. Новгород: Изд-во НГТУ им. Р.Е. Алексеева, 2007. – 260 с.

250. Фомин, К.В. Оценка режимов нагружения элементов привода торфяных фрезерующих агрегатов на стадии проектирования / К.В. Фомин, К.С. Крылов, Е.Ю. Жигульская // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2013.– № 1. – С. 225–232.

251. Юндин, М.А. Токовая защита электроустановок. 2-е изд., испр. / М.А. Юндин. – СПб.: Изд-во «Лань», 2011. – 288 с.

252. Басс, Э.И. Релейная защита электроэнергетических систем / Басс Э.И., Дорогунцев В.Г.; под ред. А.Ф. Дьякова. – М.: Изд-во МЭИ, 2002. – 296 с.

253. Киреева, Э.А. Релейная защита и автоматика электроэнергетических систем / Э.А. Киреева, С.А. Цырук. – М.: Академия, 2013. – 288 с.

254. Андреев, В.А. Релейная защита и автоматика систем электроснабжения / В.А. Андреев. – М.: Высшая школа, 2006. – 640 с.
255. Zocholl S. Optimizing Motor Thermal Models // Proc. Industrial & Commercial Power Systems Technical Conference, 2007. ICPS 2007. – Edmonton, Alberta, Canada, 6-11 May 2007. – Pp. 33–41.
256. Zocholl S.E., Benmouyal G. Using Thermal Limit Curves to Define Thermal Models of Induction Motors. – Pennsylvania (USA), Quebec (Canada): Schweitzer Engineering Laboratories, 2001. – 14 p.
257. Пат. на изобретение № 2192698 Рос. Федерация, МПК H02H7/08, H02H3/08. Устройство для защиты электродвигателей / В.И. Степанов, А.В. Степанова – № 2001118713/09, заявл. 05.07.2001; опубл. 10.11.2002.
258. Gao, Z. A Sensorless Adaptive Stator Winding Temperature Estimator for Mains-Fed Induction Machines With Continuous-Operation Periodic Duty Cycles / Z. Gao, T.G. Habetler, R.G. Harley, R.S. Colby // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2008. – Vol. 44. – Pp. 1533–1542.
259. Hurst K.D., Habetler T.G. A thermal monitoring and parameter tuning scheme for induction machines // Proc. 32nd IAS Annual Meeting, IAS '97. – New Orleans, La, USA, October 5–9. – Vol. 1. – Pp. 136–142.
260. Moreno J.F., Hidalgo F.P., Martinez M.D. Realisation of tests to determine the parameters of the thermal model of an induction machine // IEE Proceedings – Electric Power Applications. – 2001. – Vol. 148. – Issue 5. – Pp. 393–397.
261. Patent US 5644510. Int.Cl. H 02 H 7/00. Apparatus and method for motor overload protection using an elapsed-time signal for enabling computation of motor temperature data independently of temporary power interruption. Inventor: Michael Paul Weir, Current Assignee: General Electric Co. Priority date 1994-11-25. Date of Patent: Jul. 1, 1997.
262. Пат. на изобретение № 2415504 Рос. Федерация, МПК H02H7/08. Устройство для защиты трехфазных асинхронных двигателей / О.А. Филичев, Н.Д. Поздеев – № 2009110614/07, заявл. 23.03.2009; опубл. 27.09.2010, бюл. №27.

263. Авт. свид. № 1176273 СССР, кл. G 01 R31/34. Способ определения остаточного ресурса электродвигателя и устройство для его реализации / В.С. Герасимов, А.И. Тарасов, С.В. Поклонов, В.П. Лисейкин – № 3605316/24-07; заявл. 10.06.83, опубл. 30.08.85, бюл. № 32.

264. Авт. свид. № 1693569 СССР, кл. G 01 R31/00. Устройство для прогнозирования температуры нагрева и измерения расхода ресурса изоляции обмоток электрооборудования в процессе эксплуатации / Б.Г. Меньшов, М.С. Ершов, С.Г. Максютков, Б.И. Карпинец – № 4709527/21; заявл. 26.06.89; опубл. 23.11.91, бюл. № 43.

265. Lee S.B., Habetler T.G. A remote and sensorless thermal protection scheme for small line-connected ac machines // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2003. – Vol. 39. – Issue. 5. – Pp. 1323–1332.

266. Paice D.A. Motor thermal protection by continuous monitoring of winding resistance // IEEE Transactions on Industrial Electronics and Control Instrumentation. – 1980. – Vol. IECI-27. – Issue 3. – Pp. 137–141.

267. Патент на изобретение № 2406096 Рос. Федерация, МПК G01R 31/34 (2006.01). Способ определения активного сопротивления статора асинхронного двигателя / В.Г. Каширских, А.В. Нестеровский, А.Н. Гаргаев. – № 2009143046/28; заявл. 20.11.2009 г.; опубл. 10.12.10. Бюл. № 34.

268. Ribeiro L.A.S., Jacobina C.B., Lima A.M.N. Linear parameter estimation for induction machines considering the operating condition // IEEE Transactions on Power Electronics. – 1999. – Vol. 14. – Issue 1. – Pp. 62–73.

269. Jacobina C.B., Filho J.E.C., Lima A.M.N. On-line estimation of the stator resistance of induction machines based on zero sequence mode // IEEE Transactions on Power Electronics. – 2000. – Vol. 15. – Issue 2. – Pp. 346–353.

270. Космодамианский, А.С. Определение сопротивления и температуры обмотки статора асинхронного двигателя по постоянной составляющей тока / А.С. Космодамианский, В.И. Воробьев, А.А. Пугачев // Наука и техника транспорта. – 2016. – № 3. – С. 31–38.

271. Lee S.B., Habetler T.G. An on-line stator winding resistance estimation technique for temperature monitoring of line-connected induction machines // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2003. – Vol. 39. – Issue 3. – Pp. 685–694.

272. Guidi G., Umida H. A novel stator resistance estimation method for speedsensorless induction motor drives // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2000. – Vol. 36. – Issue 6. – Pp. 1619–1627.

273. Mitronikas E.D., Safaca A.N., Tatakis E.C. A new stator resistance tuning method for stator-fluxoriented vector-controlled induction motor drive // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2001. – Vol. 48. – Issue 6. – Pp. 1148–1157.

274. Tsuji M., Chen S., Izumi K., Yamada E. A sensorless vector control system for induction motors using axis flux with stator resistance identification // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2001 – Vol. 48. – Issue 1. – Pp. 185–194.

275. Vasic V., Vukosavic S.N., Levi E. A stator resistance estimation scheme for speed sensorless rotor flux oriented induction motor drives // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 2003. – Vol. 18. – Issue 4. – Pp. 476–483.

276. Jacobina C.B., de Azevedo C.C., Lima A.M.N., de Souza Ribeiro L.A. Online estimation of the stator resistance and leakage inductance of a four-phase induction machine drive // IEEE Transactions on Power Electronics. – 2004. – Vol. 19. – Issue 1. – Pp. 10–15.

277. Bhattacharya T., Umanand L. Improved flux estimation and stator-resistance adaptation scheme for sensorless control of induction motor // IEE Proceedings – Electric Power Applications. – 2006. – Vol. 153. – Issue 6. – Pp. 911–920.

278. Lee S.-B., Habetler T.G., Harley R.G., Gritter D.G. An evaluation of model-based stator resistance estimation for induction motor stator winding temperature monitoring // IEEE Transaction on Energy Conversion. – 2002. – Vol. 17. – Issue 1. – Pp. 7–15.

279. Cincirone M., Pucci M., Cincirone G., Capolino G.A. A new experimental application of least-squares techniques for the estimation of the parameter of the induction motor // IEEE Transac-tion on Industrial Applications. – 2003. – Vol. 39. – Issue 5. – Pp. 1247–1255. Doi: 10.1109/TIA.2003.816565.

280. Koubaa Y. Recursive identification of induction motor parameters // Simulation Modeling Practice and Theory. –2004. –Vol. 12. – Issue 5. – Pp. 363–381. Doi:10.1016/j.simpat.2004.04.003.

281. Bolovin E., Glazyrin A., Polishchuk V. Induction motor drive parameters identification applying difference schemes // Applied Mechanics and Materials. –2015.– Vol. 698. – Pp. 65–68. Doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.698.65.

282. Пат. на полезную модель № 159821 Рос. Федерация, МПК G01R 31/00 (2006.01). Устройство для определения параметров асинхронного электродвигателя / Е.В. Боловин, А.С. Глазырин, Т.А. Глазырина, В.И. Полищук – № 2014128182/28; заявл. 18.07.2014; опубл. 20.06.2016, бюл. № 5.

283. Глазырин, А.С. Способы и алгоритмы эффективной оценки переменных состояния и параметров асинхронных двигателей регулируемых электроприводов: дис.... д-ра техн. наук: 05.09.03 / Глазырин Александр Савельевич. – Томск, 2016. – 376 с.

284. Минакова, Т.Е. Способ селективной быстродействующей защиты [Электронный ресурс] / Т.Е. Минакова // Nauka-rastudent.ru. – 2016. – №. 07 (031). – Режим доступа. URL: <http://nauka-rastudent.ru/31/3589/> (дата обращения: 27.01.2019).

285. Хомутов, С.О. Вопросы экономики в области эксплуатации электродвигателей на предприятиях агропромышленного комплекса России и стран СНГ / С.О. Хомутов // Ползуновский вестник. – 2006. – № 3. – С. 214–221.

286. Хомутов, О.И. Энерго и ресурсосбережение при эксплуатации и ремонте электродвигателей / О.И. Хомутов, В.И. Сташко, А.В. Левачев, А.А. Грибанов // Тезисы докладов всероссийской научно-технической конференции «Энерго и ресурсосбережение. Нетрадиционные возобновляемые источники энергии». – Екатеринбург: Изд-во УГТУ, 2000. – С. 102–104.

287. Онищенко, Г.Б. Автоматизированный электропривод промышленных установок / Г.Б. Онищенко, М.И. Аксенов, В.П. Грехов, М.Н. Зарицкий, А.В. Куприков, А.И. Нитиевская. – М.: РАСХН, 2001. – 520 с.

288. Захаров, А.В. Определение превышений температур и допустимых нагрузок закрытых асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором,

эксплуатируемых в широком диапазоне частоты вращения / А.В. Захаров, А.С. Кобелев, С.В. Кудряшов // Электричество. – 2010. – № 12. – С. 35–42.

289. Биргер, И.А. Техническая диагностика / И.А. Биргер.– М.: Машиностроение, 1978. – 240 с.

290. Ковалев, Е.Б. Статистический анализ и расчет нагрева асинхронных электродвигателей / Е.Б. Ковалев, Ю.В. Расков, Б.С. Голянд // Электричество. – 1975. – № 11. – С. 38–40.

291. Пат. на полезную модель №121086 Рос. Федерация, МПК G01R 31/34 (2006.01). Устройство для диагностики электродвигателей переменного тока / А.С. Глазырин, Т.А. Глазырина, В.В. Тимошкин, В.И. Полищук. – № 2012116366/28, заявл. 23.04.2012; опубл. 10.10.2012, бюл. № 28.

292. Пустахайлов, С.К. Разработка многоканальной системы мониторинга асинхронных электродвигателей электростанций: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.14.02 / Пустахайлов Сергей Константинович. – Ставрополь, 2006. – 24 с.

293. Сидельников, Л.Г. Обзор методов контроля технического состояния асинхронных двигателей в процессе эксплуатации / Л.Г. Сидельников, Д.О. Афанасьев // Вестник ПНИИПУ. Геология. Нефтегазовое и горное дело. – 2013. – № 7. – С. 127–137.

294. Гутов, И.А. Прогнозирование состояния электродвигателей на основе использования много факторных моделей старения изоляции: дис. ... канд. техн. наук: 05.20.02 / Гутов Игорь Алексеевич. – Барнаул, 1997. – 259 с.

295. Сташко, В.И. Моделирование состояния изоляции обмоток асинхронных двигателей сезонно эксплуатируемого электрооборудования на основе использования показателей волнового переходного процесса / В.И. Сташко, И.Б. Губин // Ползуновский вестник. – 2002. – № 1. – С. 51–57.

296. Белоусова, Н.В. Опыт тестового диагностирования обмоток электрических машин / Н.В. Белоусова, В.П. Калявин, А.В. Мозгалевский. – Л.: ЛДНТП, 1989. – 24 с.

297. Левачев, А.В. Диагностика изоляции асинхронных электродвигателей на основе использования параметров схемы замещения обмоток: дис. ... канд. техн. наук: 05.20.02 / Левачев Андрей Владимирович. – Барнаул, 2002. – 167 с.

298. Nussbaumer P., Vogelsberger M., Wolbank T. Exploitation of induction machine's high-frequency behavior for online insulation monitoring // 9th Annual. Int. Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics and Drives. – Valencia, Spain, 27–30 Aug. 2013. – Pp. 579-585.

299. Nussbaumer P., Wolbank T., Vogelsberger M. Separation of disturbing influences on induction machine's high-frequency behavior to ensure accurate insulation condition monitoring // 28th Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC'13). – Long Beach, USA, 17–21 March 2013. – Pp. 1158–1163.

300. Younsi, K. On-line capacitance and dissipation factor monitoring of AC stator insulation / K. Younsi, P. Neti, M. Shah, J. Zhou, J. Krahn, K. Weeber, C. Whitefield // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2010. – Vol. 17. – Issue. 5. – Pp. 1441–1452.

301. Neti P., Younsi K., Shah M. A novel high sensitivity differential current transformer for online health monitoring of industrial motor ground-wall insulation // Proc. 2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. – Denver, CO, USA, 15-19 Sept. 2013. – Pp. 2493–2499.

302. Babel A.S., Strangas E.G. Condition-based monitoring and prognostic health management of electric machine stator winding insulation // Proc. 21st International Conference on Electrical Machines (ICEM 2014). – Berlin, Germany, 2–5 Sep. 2014. – Pp. 1855–1861.

303. Абрамов, Б.И. К вопросу выбора типа электропривода для шахтных вентиляторов // Горный информационно-аналитический бюллетень / Б.И. Абрамов, Л.Х. Дацковский, И.К. Кузьмин, Ю.В. Шевырёв. – 2017. – № 7. – С. 13–21.

304. Zhang P., Du Yi, 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. – Issue 1. – Pp. 34–46.

305. Albers T., Bonnett A.H. Motor temperature considerations for pulp and paper mill applications // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2002. – Vol. 38. – Issue 6. – Pp. 1701-1713.

306. Абрамов, Б.И. 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.

307. Bredthauer J., Struck N. Starting of large medium voltage motors: Design, protection, and safety aspects // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1995. – Vol. 31. – Issue 5. – Pp. 1167–1176.

308. Farr L.B., Farr T.A. Considerations in medium voltage reduced voltage motor starting the good, the bad and the ugly // Proc. IEEE Petroleum and Chemical Industry Technical Conference (PCIC '07). – Calgary, Canada, 17-19 Sept. 2007. – Pp. 1–7.

309. Martin W., Eason A., Patel A.G. Low Voltage Motor Protection. – Milwaukee: Rockwell Automation, 2016. – 30 p.

310. Plesca A.T. Thermal Analysis of Overload Protection Relays using Finite Element Method // Indian Journal of Science and Technology. – 2013. – Vol. 6. – Issue 8. – Pp. 5120-5125.

311. 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. – Issue 4. – Pp. 921–937.

312. Sheng Z.W. Calculation of temperature rise of rotor bars and end rings of squirrel cage induction motors during starting // Explosion-proof Electric Machine. – 2005. – Vol. 40. – Pp. 12–14.

313. Костенко, М.П. Электрические машины. В 2-х ч. Ч. 2. Машины переменного тока: учеб. для вузов / М.П. Костенко, Л.М. Пиотровский. – Л.: Энергия, 1973. – 648 с.

314. Вольдек, А.И. Электрические машины / А.И. Вольдек. – Л.: Энергия, 1978. – 832 с.

315. Шрейнер, Р.Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты / Р.Т. Шрейнер. – Екатеринбург: УРО РАН, 2000. – 654 с.

316. Детлаф, А.А. Курс физики, Т. II, Электричество и магнетизм / А.А. Детлаф, Б.М. Яворский, М.Б. Милковская. – М.: Высшая школа, 1977. – 375 с.

317. ГОСТ Р МЭК 60034-2-1–2009 Машины электрические вращающиеся. Часть 2-1. Стандартные методы определения потерь и коэффициента полезного действия вращающихся электрических машин (за исключением машин для подвижного состава). – М.: Стандартинформ, 2011. – 53 с.

318. Полянин, А.Д. Справочник по интегральным уравнениям / А.Д. Полянин, А.В. Манжиров. – М.: Физматлит, 2003. – 608 с.

319. Staton D., Susnjic L. Induction Motors Thermal Analysis // *Strojarstvo*. – 2009. – Vol. 51(6). – Pp. 623–631.

320. Chan C.C., Wang H.-Q. An effective method of rotor resistance identification for high-performance induction motor vector control // *Transactions on Industrial Electronics*. – 1990. – Vol. 37. – Issue 6. – Pp. 477–482.

321. Gao Z., Habetler T.G., Harley R.G. A robust rotor temperature estimator for induction machines in the face of changing cooling conditions and unbalanced supply // *Proc. IEEE Int. Electric Machines and Drives Conference (IEMDC'05)*. – San Antonio, TX, USA, 15–18 May 2005. – Pp. 591–596.

322. Fu F.L. Engineering calculation of the starting temperature rise for the asynchronous motor // *Electric Machinery Technol.* – 1993. – Vol. 2. – Pp. 9–11.

323. Зюзев, А.М. Применение ФКУ для улучшения электромагнитной совместимости с сетью устройств плавного пуска асинхронных двигателей / А.М. Зюзев, Д.П. Степанюк, М.В. Бубнов // *Электроприводы переменного тока: Тр. междунар. шестнадцатой научно-технической конференции*. Екатеринбург, 05–09 октября 2015 г. – Екатеринбург: ФГАОУ ВПО «УрФУ им. первого Президента России Б.Н.Ельцина», 2015. – С. 83–88.

324. Гейлер, Л.Б. Электропривод в тяжелом машиностроении / Л.Б. Гейлер. – М.: Машиздат, 1958. – 587 с.

325. Галкин, В.И. Современная теория ленточных конвейеров горных предприятий / В.И. Галкин, В.Г. Дмитриев, В.П. Дьяченко, И.В. Запенин, Е.Е. Шешко.– М.: Изд-во «Горная книга», Изд-во Московского государственного горного ун-та. 2011. – 545 с.

326. Браславский, И.Я. Асинхронный полупроводниковый электропривод с параметрическим управлением / И.Я. Браславский. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 224 с.

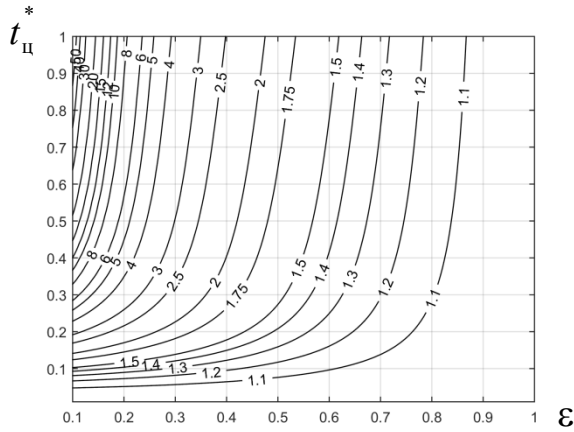
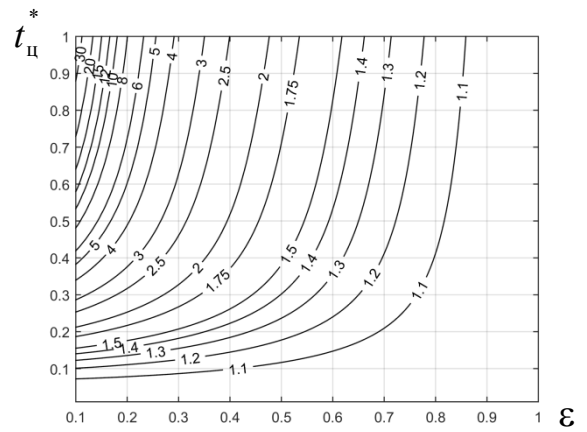
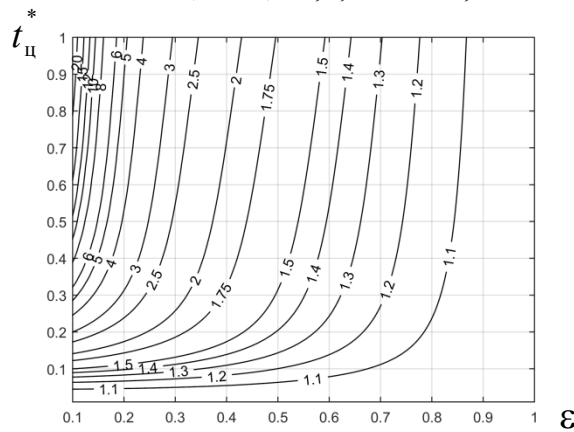
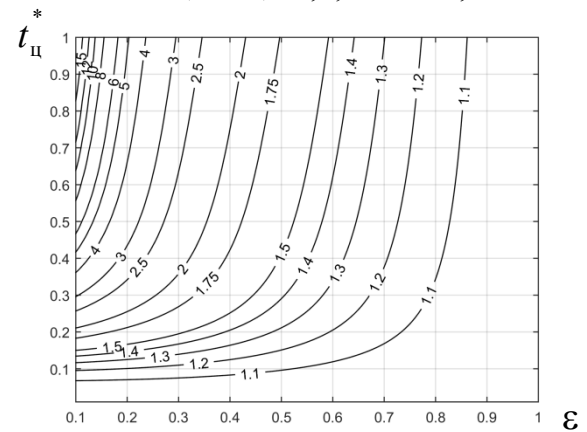
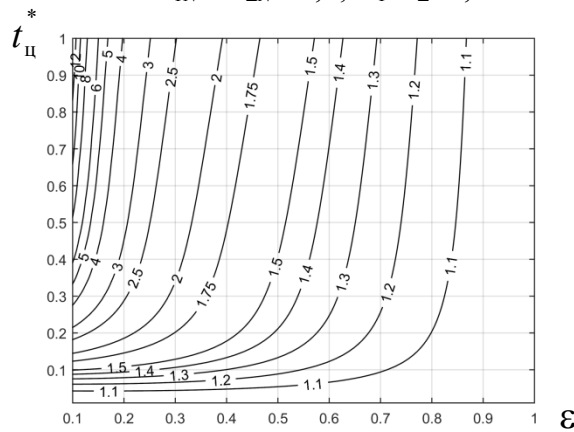
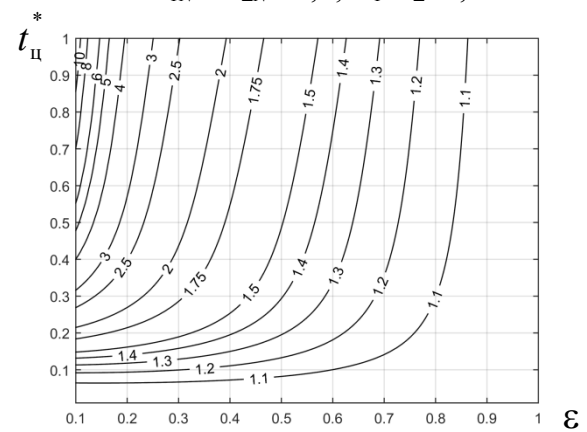
327. Зюзев, А.М. Методы косвенной оценки скорости двигателей в системах ТПН-АД / А.М. Зюзев, К.Е. Нестеров // Электротехника. – 2009. – № 9.– С. 45–49.

328. Рассудов, Л.Н. Электроприводы с распределенными параметрами механических элементов / Л.Н. Рассудов, В.Н. Мядзель. – Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 144 с.

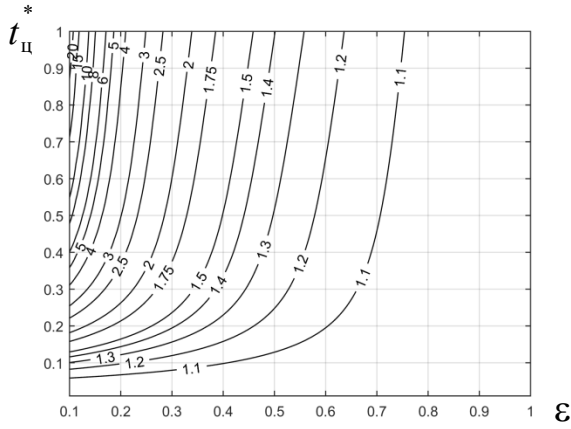
329. Шахмейстер, Л.Г. Теория и расчет ленточных конвейеров / Л.Г. Шахмейстер, В.Г. Дмитриев. – М.: Машиностроение, 1987. – 336 с.

Приложение 1

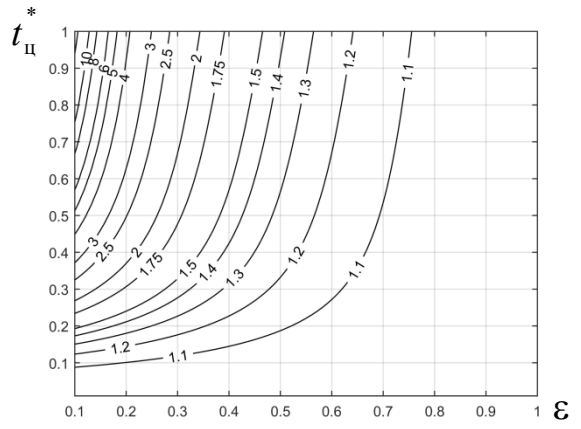
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)

1.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,03$ 1.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,045$ 1.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,03$ 1.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,045$ 1.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,03$ 1.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,045$ Рис. П1.1 – Изоляция класса F; режим S3; $\beta_0=0,4; \rho_N=0,7; i_0=0,7$

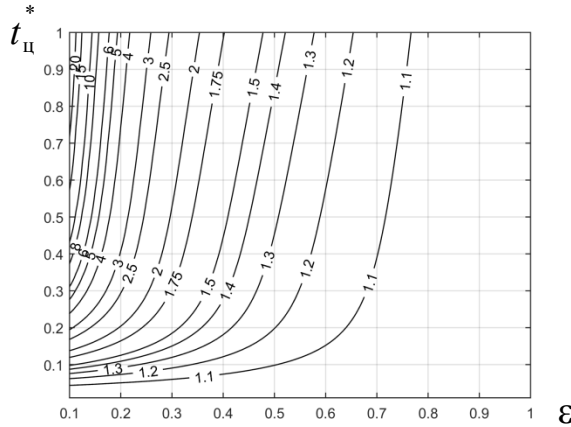
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)



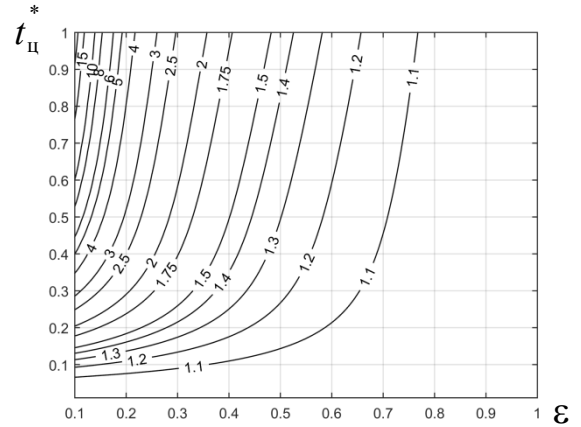
2.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,03$



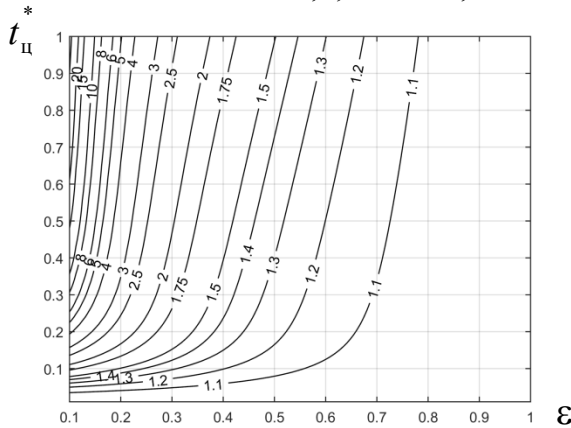
2.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,045$



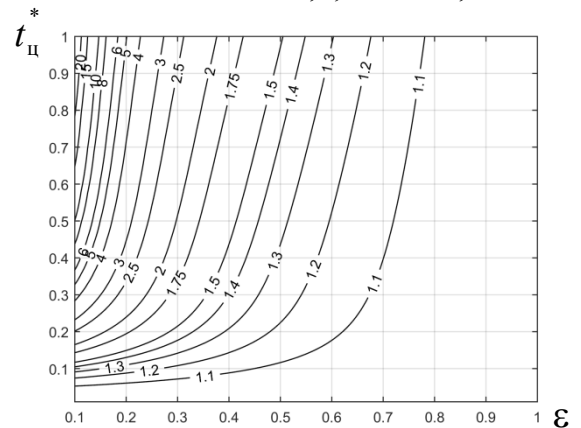
2.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,03$



2.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,045$



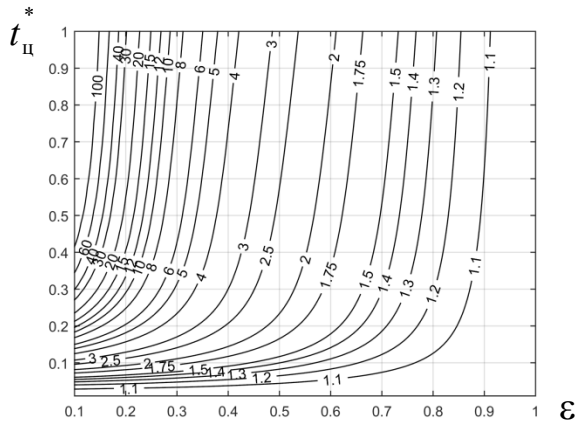
2.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,03$



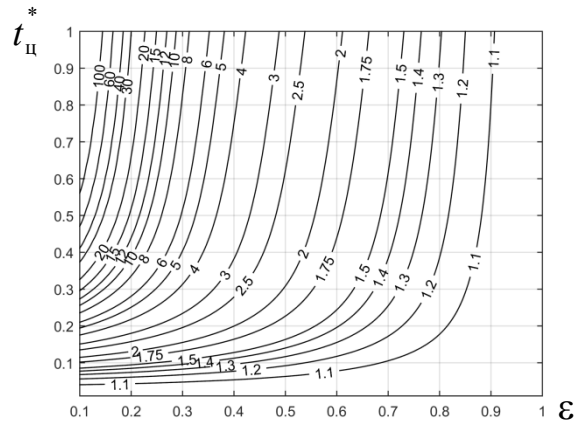
2.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,045$

Рис. П1.2 – Изоляция класса F; режим S6; $\rho_N=0,7; i_0=0,7$

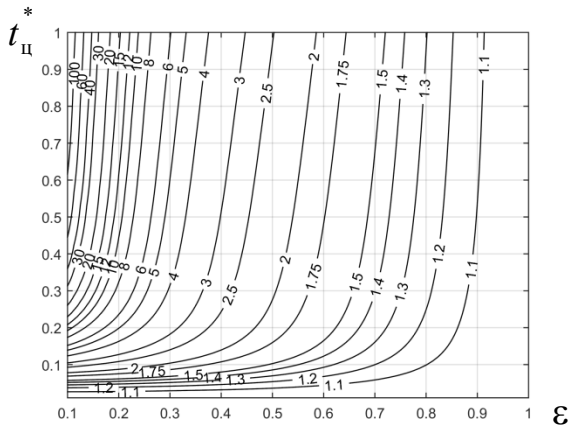
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)



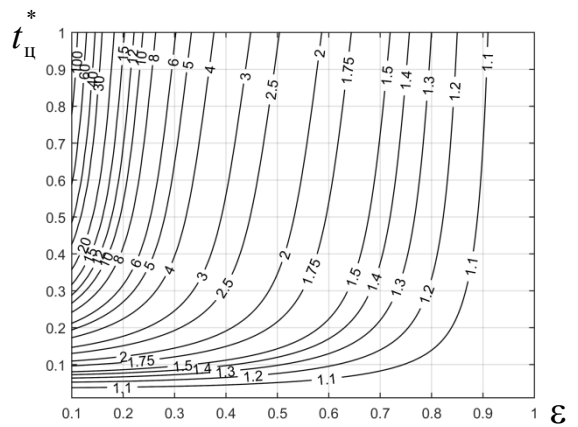
3.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,025$



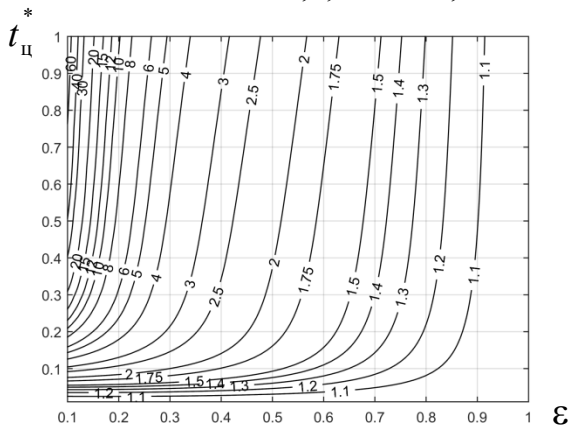
3.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,035$



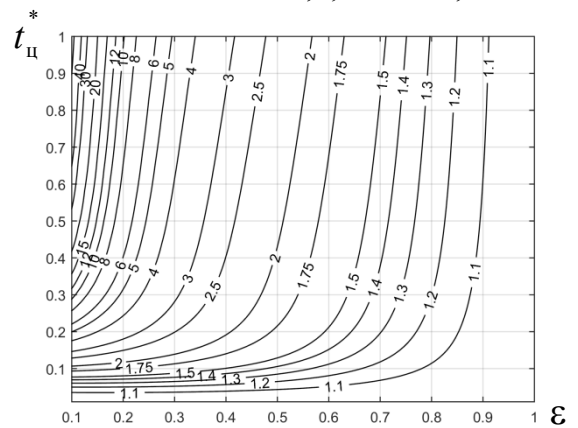
3.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,025$



3.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,035$



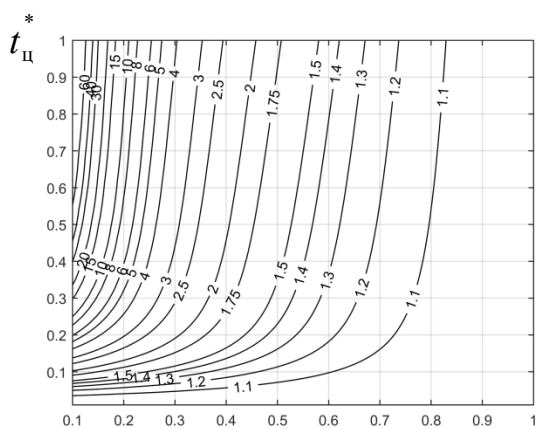
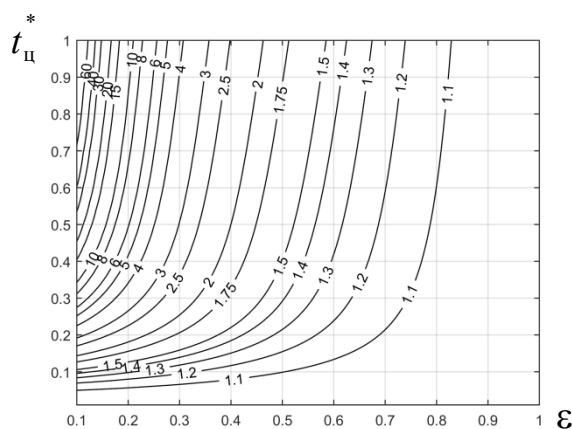
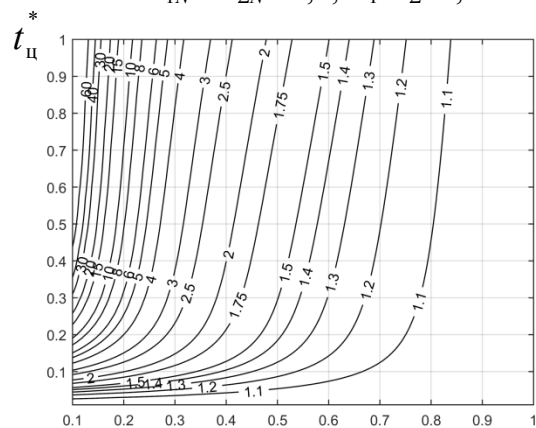
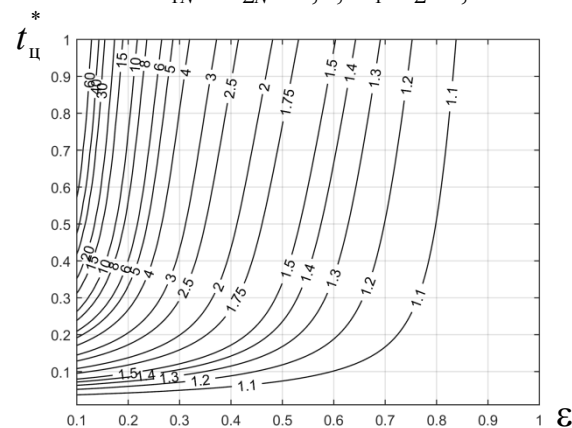
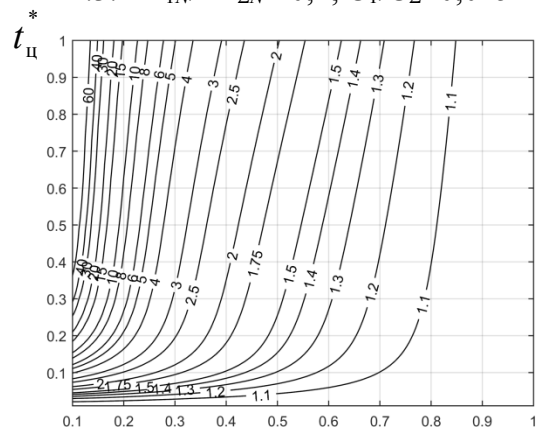
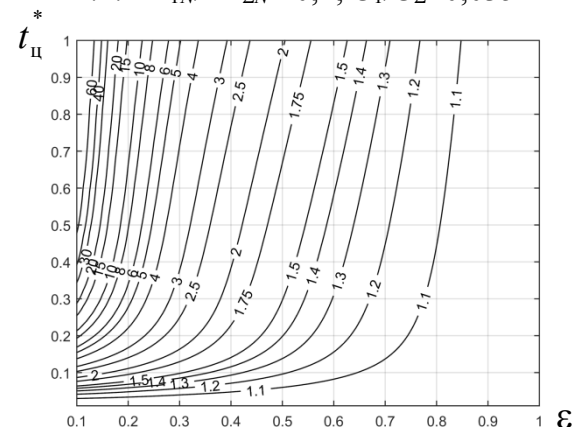
3.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,025$



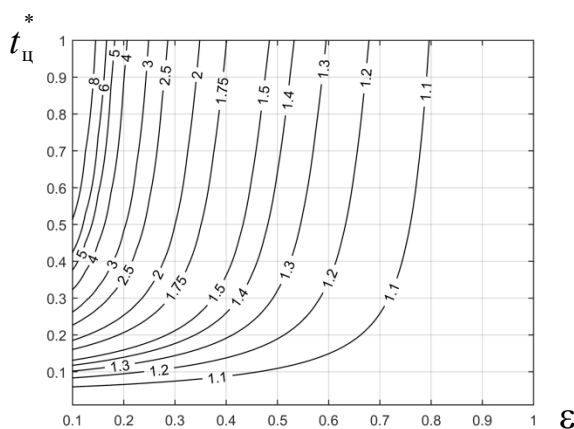
3.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,035$

Рис. П1.3 – Изоляция класса Н; режим S3; $\beta_0=0,4; \rho_N=0,7; i_0=0,7$

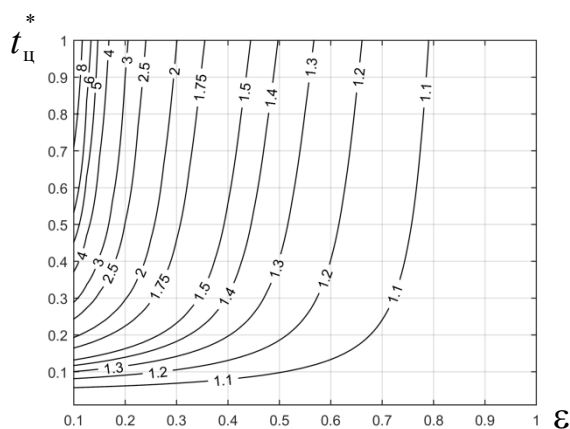
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)

4.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,025$ 4.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,3; C_1/C_{\Sigma}=0,035$ 4.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,025$ 4.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,035$ 4.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,025$ 4.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,035$ Рис. П1.4 – Изоляция класса Н; режим S6; $\rho_N=0,7; i_0=0,7$

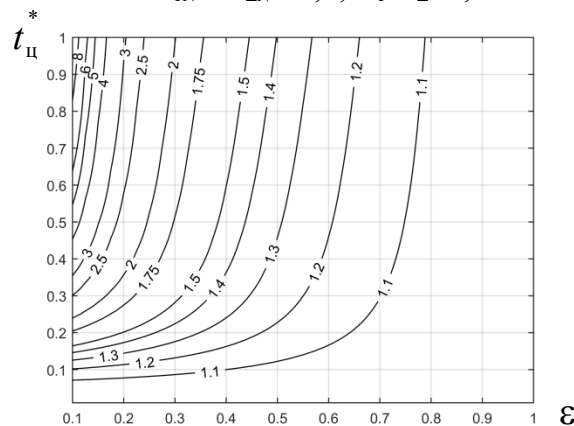
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)



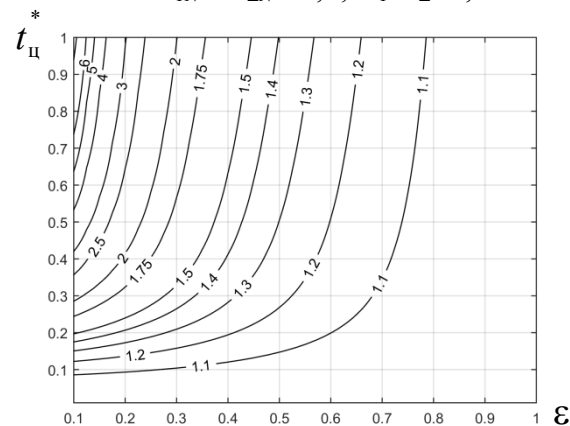
5.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



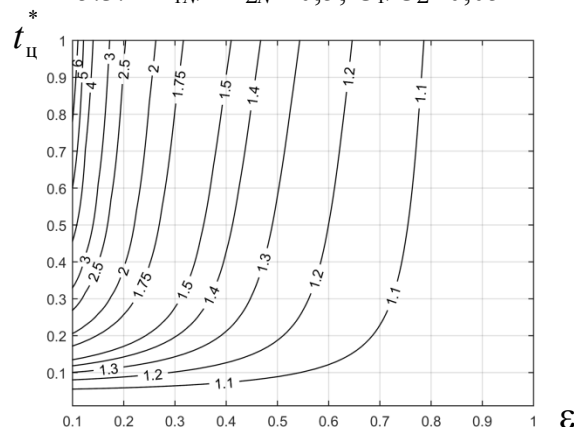
5.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



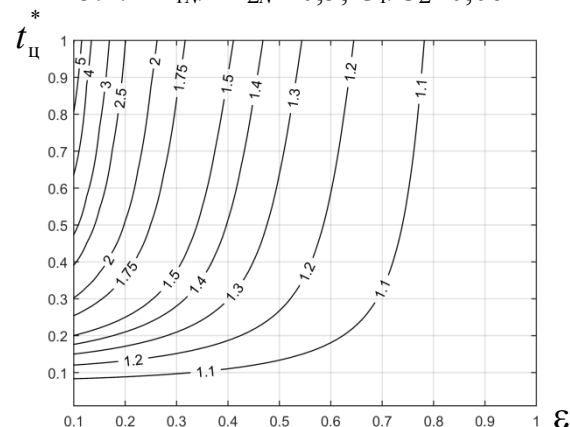
5.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,05$



5.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,06$



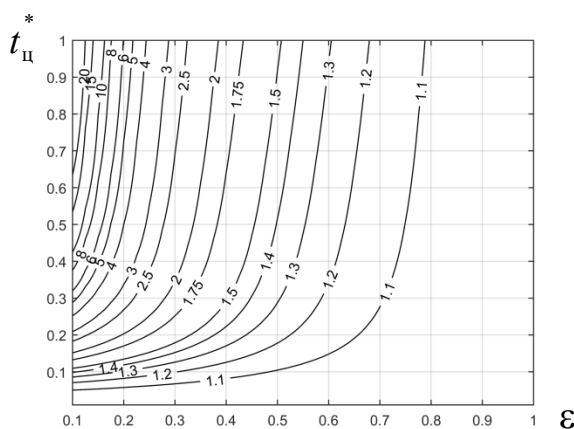
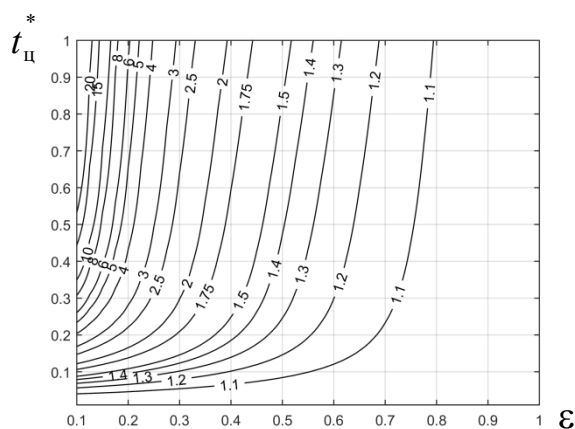
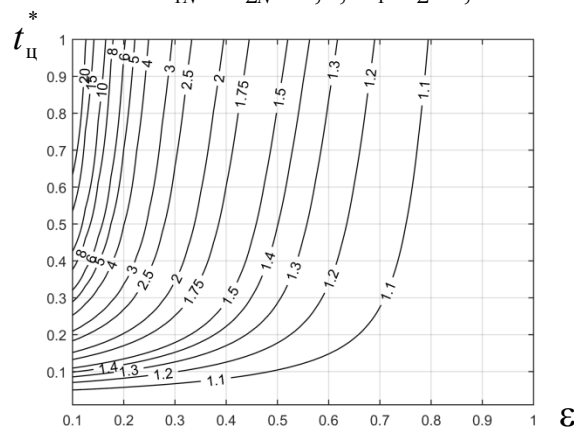
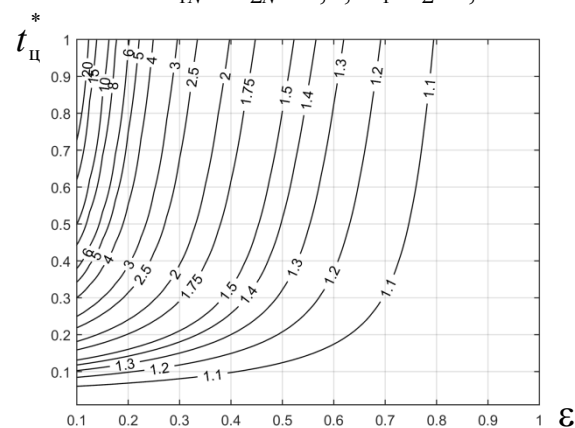
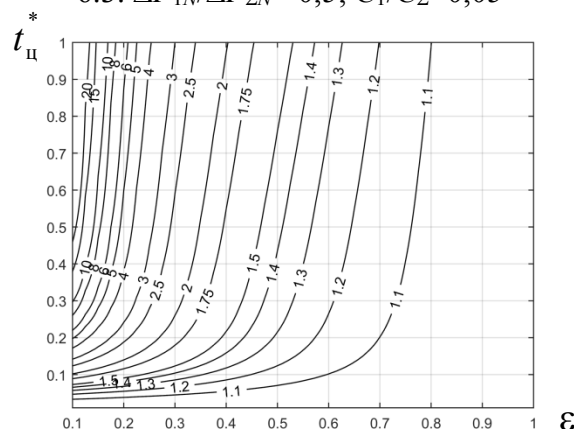
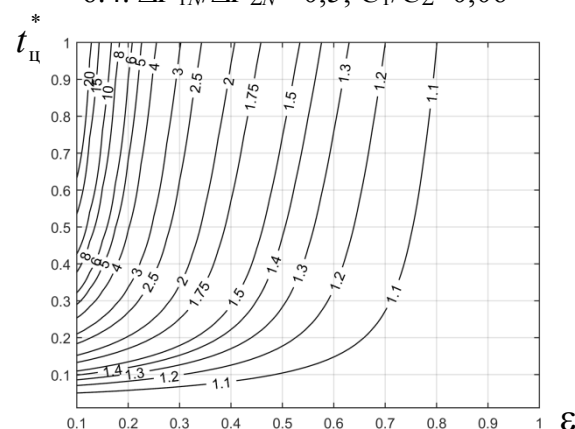
5.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,6; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



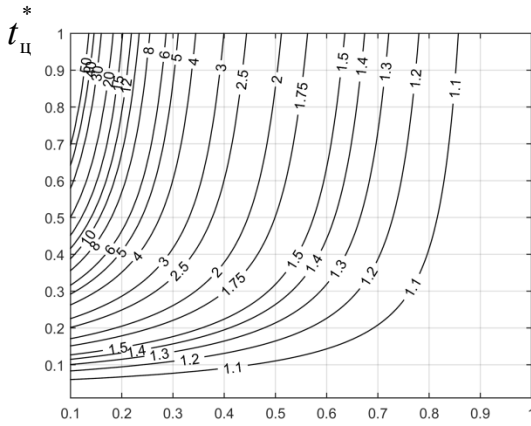
5.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,06$

Рис. П1.5 – Изоляция класса В; режим S3; $\beta_0=0,4; \rho_N=0,4; i_0=0,4$

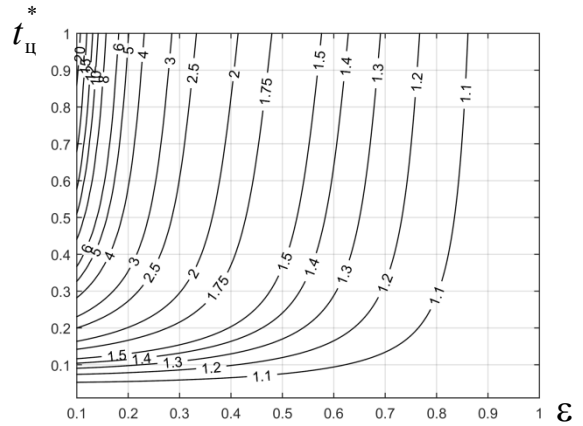
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)

6.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,4; C_1/C_{\Sigma}=0,04$ 6.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,04$ 6.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,05$ 6.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,06$ 6.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,6; C_1/C_{\Sigma}=0,04$ 6.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,5; C_1/C_{\Sigma}=0,06$ Рис. П1.6 – Изоляция класса В; режим S6; $\rho_N=0,4; i_0=0,4$

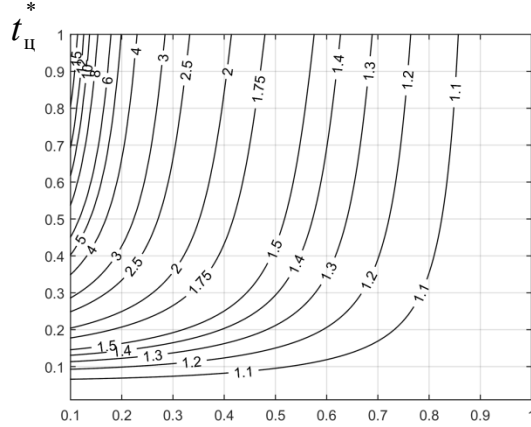
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)



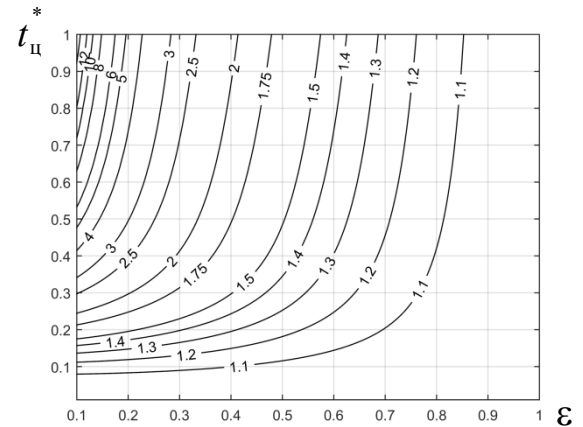
7.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,25; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



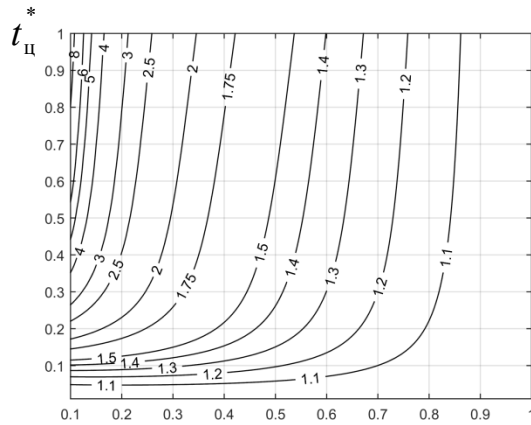
7.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



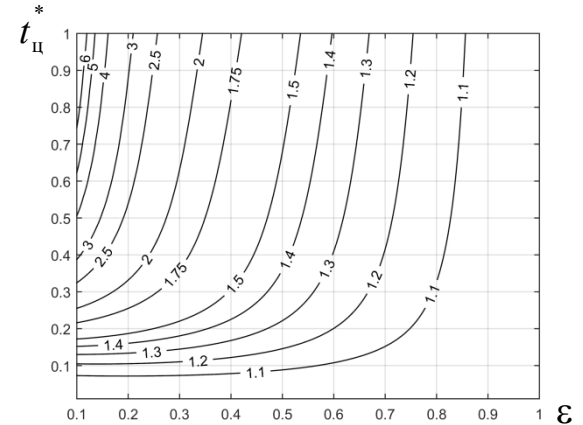
7.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,05$



7.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,06$



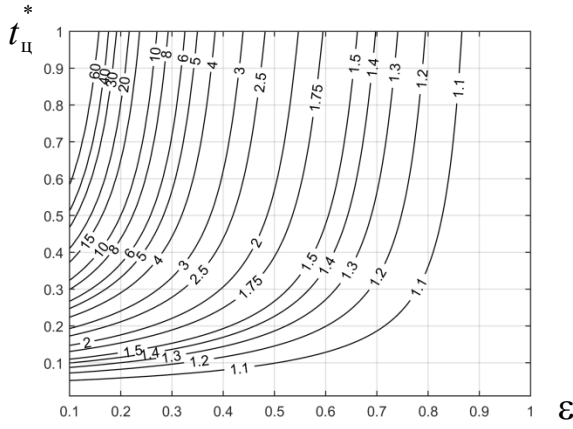
7.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,65; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



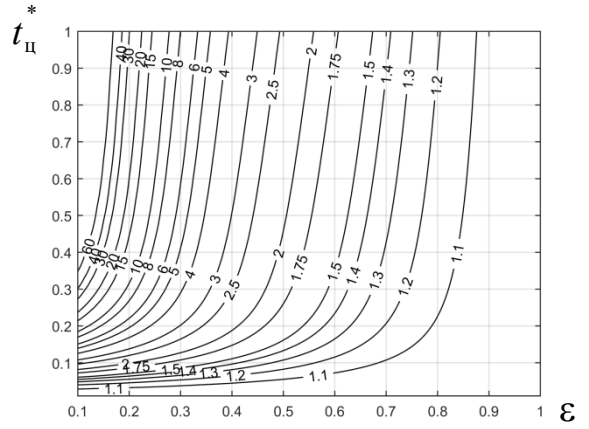
7.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,65; C_1/C_{\Sigma}=0,06$

Рис. П1.7 – Изоляция класса F; режим S3; $\beta_0=0,3; \rho_N=0,5; i_0=0,3$

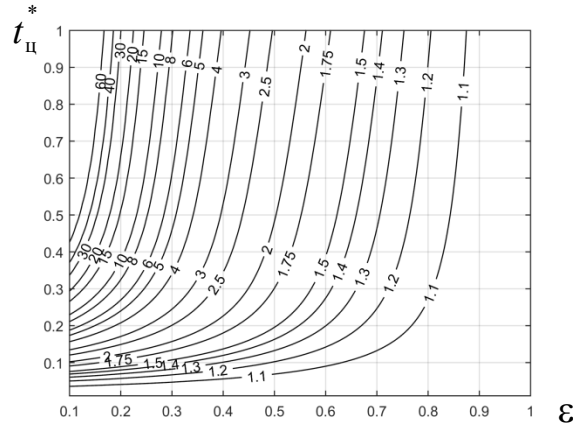
Номограммы для определения значения коэффициента ускорения расхода
термического ресурса изоляции k_v при $\vartheta=0,8$ (по вертикали относительное время
цикла, по горизонтали продолжительность включения)



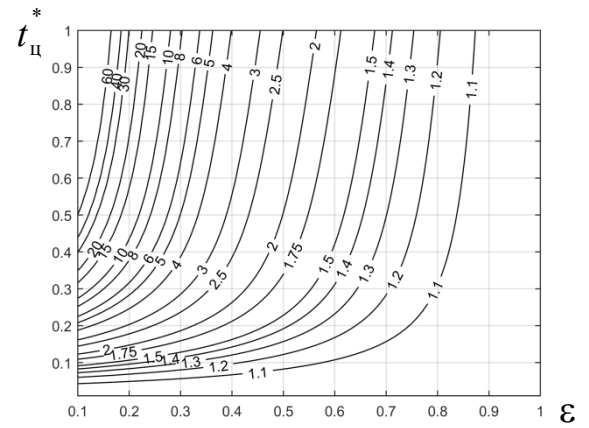
8.1. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,25; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



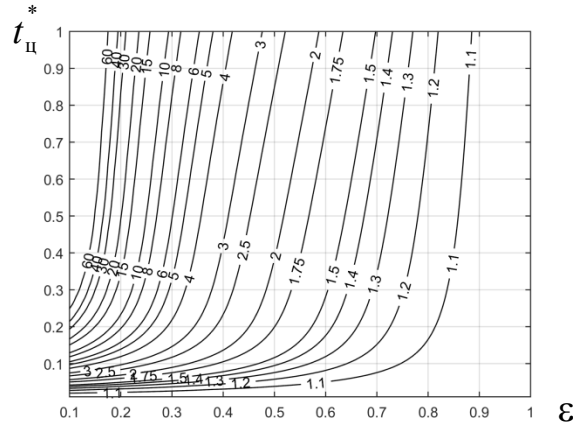
8.2. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



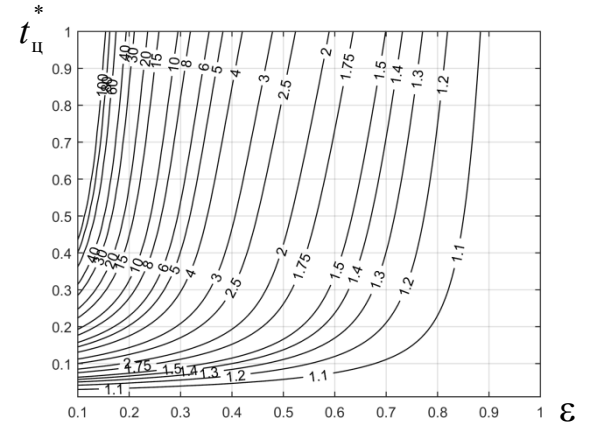
8.3. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,05$



8.4. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,45; C_1/C_{\Sigma}=0,06$



8.5. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,65; C_1/C_{\Sigma}=0,04$



8.6. $\Delta P_{1N}/\Delta P_{\Sigma N}=0,65; C_1/C_{\Sigma}=0,06$

Рис. П1.8 – Изоляция класса F; режим S6; $\rho_N=0,5; i_0=0,3$

Приложение 2

Свидетельства об официальной регистрации программ для ЭВМ

Дорошенко В.А., Зюзев А.М., Липанов В.М., Метельков В.П., Новиков В.В., Поляков В.Н., Попов А.С., Шутько В.Ф. Программный моделирующий комплекс “Электропривод бурового агрегата” (“ЭЛЬБА”). Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003610813. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 2 апреля 2003 г.

АВТОРСКИЙ ЭКЗЕМПЛЯР

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ РОССИЙСКОЕ АГЕНТСТВО ПО ПАТЕНТАМ И ТОВАРНЫМ ЗНАКАМ (РОСПАТЕНТ)
СВИДЕТЕЛЬСТВО Об официальной регистрации программы для ЭВМ
№ 2003610813
<p>На основании Закона Российской Федерации “О правовой охране программ для электронных вычислительных машин и баз данных”, введенного в действие 20 октября 1992 года, Российским агентством по патентам и товарным знакам выдано настоящее свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ</p> <p>Программный моделирующий комплекс “Электропривод бурового агрегата” (“ЭЛЬБА”)</p> <p>Правообладатель(ли): <i>Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Уральский Государственный Технический Университет - УГТУ (RU)</i></p> <p>Автор(ы): <i>(см. на обороте)</i></p> <p>Страна: Российская Федерация по заявке № 2003610272, дата поступления: 3 февраля 2003 г.</p>
<p>Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ г. Москва, 2 апреля 2003 г.</p>
<p><i>Генеральный директор</i>  А.Д. Коровин</p>


Зюзев А.М., Метельков В.П., Попов А.С. Программный моделирующий комплекс "Электропривод станка-качалки с асинхронным двигателем" ("ЭСКАДа"). Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003612481. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 12 ноября 2003 г.

АВТОРСКИЙ
ДИПЛОМ



РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ
**РОССИЙСКОЕ АГЕНТСТВО ПО ПАТЕНТАМ
И ТОВАРНЫМ ЗНАКАМ**
(РОСПАТЕНТ)

СВИДЕТЕЛЬСТВО

Об официальной регистрации программы для ЭВМ

№ 2003612481

На основании Закона Российской Федерации "О правовой охране программ для электронных вычислительных машин и баз данных", введенного в действие 20 октября 1992 года, Российским агентством по патентам и товарным знакам выдано настоящее свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ

**Программный моделирующий комплекс
"Электропривод станка-качалки с асинхронным двигателем" ("ЭСКАДа")**

Правообладатель(и):
Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Уральский Государственный Технический Университет-УрГТУ (RU)

Автор(ы):
*Зюзев Анатолий Михайлович, Метельков Владимир Павлович,
Попов Алексей Станиславович (RU)*

Страна: Российская Федерация
по заявке № 2003611978, дата поступления: 16 сентября 2003 г.

Зарегистрировано в
Реестре программ для ЭВМ
г. Москва, 12 ноября 2003 г.

Генеральный директор
 *А.И. Коровин*



Зюзев А.М., Метельков В.П. Термодинамическая модель асинхронного двигателя для продолжительного режима работы. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2015614646. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 22 апреля 2015 г.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2015614646

«Термодинамическая модель асинхронного двигателя для продолжительного режима работы»

Правообладатель: *Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина» (RU)*

Авторы: *Метельков Владимир Павлович (RU),
Зюзев Анатолий Михайлович (RU)*

Заявка № **2015610304**

Дата поступления **06 марта 2015 г.**

Дата государственной регистрации
в Реестре программ для ЭВМ **22 апреля 2015 г.**

*Врио руководителя Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

Л.Л. Курий



Зюзев А.М., Метельков В.П. Термодинамическая модель асинхронного двигателя для повторно-кратковременного режима работы. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2015614708. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 24 апреля 2015 г.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2015614708

«Термодинамическая модель асинхронного двигателя для повторно-кратковременного режима работы»

Правообладатель: *Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина» (RU)*

Авторы: *Метельков Владимир Павлович (RU),
Зюзев Анатолий Михайлович (RU)*

Заявка № **2015611527**

Дата поступления **10 марта 2015 г.**

Дата государственной регистрации
в Реестре программ для ЭВМ **24 апреля 2015 г.**

*Врио руководителя Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

 *Л.Л. Курий*



Зюзов А.М., Метельков В.П. Термодинамическая модель асинхронного двигателя с учетом температурного изменения параметров. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2015661800. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 09 ноября 2015 г.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2015661800

**Термодинамическая модель асинхронного двигателя с
учетом температурного изменения параметров**

Правообладатель: **Федеральное государственное автономное
образовательное учреждение высшего профессионального
образования «Уральский федеральный университет имени
первого Президента России Б.Н.Ельцина» (RU)**


Авторы: **Метельков Владимир Павлович (RU),
Зюзов Анатолий Михайлович (RU)**

Заявка № **2015618602**

Дата поступления **17 сентября 2015 г.**

Дата государственной регистрации
в Реестре программ для ЭВМ **09 ноября 2015 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

 **Г.П. Ивлиев**



Зюзев А.М., Костылев А.В., Метельков В.П., Степанюк Д.П. Модель асинхронного электропривода с тиристорным преобразователем напряжения в Matlab/Simulink.. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2015663156. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 11 декабря 2015 г.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2015663156

Модель асинхронного электропривода с тиристорным преобразователем напряжения в Matlab/Simulink

Правообладатель: *Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина» (RU)*

Авторы: *Зюзев Анатолий Михайлович (RU), Костылев Алексей Васильевич (RU), Метельков Владимир Павлович (RU), Степанюк Дмитрий Павлович (RU)*

Заявка № **2015660167**

Дата поступления **27 октября 2015 г.**

Дата государственной регистрации

в Реестре программ для ЭВМ **11 декабря 2015 г.**



Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Г.П. Ивлиев Г.П. Ивлиев

Метельков В.П., Зюзев А.М. Термодинамическая модель асинхронного двигателя с радиальными каналами для исследования пусковых режимов (TDM-AM). Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2018614391. Российское агентство по патентам и товарным знакам. Зарегистрировано в Реестре программ для ЭВМ 20 июня 2018 г.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2018617205

Термодинамическая модель асинхронного двигателя с радиальными каналами для исследования пусковых режимов (TDM_AM)

Правообладатель: **Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н.Ельцина» (RU)**

Авторы: **Метельков Владимир Павлович (RU),
Зюзев Анатолий Михайлович (RU)**


Заявка № **2018614391**

Дата поступления **03 мая 2018 г.**

Дата государственной регистрации

в Реестре программ для ЭВМ **20 июня 2018 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

 **Г.П. Ивлиев**



Приложение 3

Патенты на полезные модели

Пат. на полезную модель № 96564 Рос. Федерация, МПК В65G 15/28 (2006.01).
Ленточный конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков. – № 2009147427/22, заявл.
21.12.2009; опубл. 10.08.2010, бюл. № 22.

ПМ №96564

http://www1.fips.ru/wps/portal/IPS_Ru#1542712370467

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

(19) **RU** (11) **96 564** (13) **U1**

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ,
ПАТЕНТАМ И ТОВАРНЫМ ЗНАКАМ
(51) МПК
B65G 15/28 (2006.01)

(12) **ФОРМУЛА ПОЛЕЗНОЙ МОДЕЛИ**

Статус: не действует (последнее изменение статуса: 27.12.2013)
Пошлина: учтена за 1 год с 21.12.2009 по 21.12.2010

(21)(22) Заявка: 2009147427/22, 21.12.2009

(24) Дата начала отсчета срока действия патента:
21.12.2009

(45) Опубликовано: 10.08.2010 Бюл. № 22

Адрес для переписки:
620002, г.Екатеринбург, УГТУ-УПИ, ул.
Мира, 19, Центр интеллектуальной
собственности, Т.В. Маркс

(72) Автор(ы):
Либерман Яков Львович (RU),
Метельков Владимир Павлович (RU)

(73) Патентообладатель(и):
Государственное образовательное
учреждение высшего профессионального
образования "Уральский государственный
технический университет-УПИ имени
первого Президента России Б.Н. Ельцина"
(RU)

(54) **ЛЕНТОЧНЫЙ КОНВЕЙЕР**

Формула полезной модели

Ленточный конвейер, содержащий ленту, охватывающую приводной барабан и установленный на направляющих натяжной барабан, ось которого соединена со штоком управляемого привода поступательного движения, отличающийся тем, что он снабжен первым и вторым тахогенераторами, компаратором и блоком определения модуля сигнала, входной вал первого тахогенератора кинематически связан с валом приводного барабана, входной вал второго тахогенератора кинематически связан с осью натяжного барабана, выход первого тахогенератора соединен с первым входом компаратора, выход второго тахогенератора соединен со вторым входом компаратора, выход компаратора соединен со входом блока определения модуля сигнала, а выход блока определения модуля сигнала соединен с управляющим входом управляемого привода, при этом управляемый привод выполнен самотормозящимся.

Пат. на полезную модель № 96565 Рос. Федерация, МПК В65G 23/44 (2006.01).
Ленточный конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков. – № 2009147425/22, заявл.
21.12.2009; опубл. 10.08.2010, бюл. № 22.

ПМ №96565

http://www1.fips.ru/wps/portal/IPS_Ru#1542712537240

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

(19) **RU** (11) **96 565** (13) **U1**

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ,
ПАТЕНТАМ И ТОВАРНЫМ ЗНАКАМ
(51) МПК
B65G 23/44 (2006.01)

(12) ОПИСАНИЕ ПОЛЕЗНОЙ МОДЕЛИ К ПАТЕНТУ

Статус: не действует (последнее изменение статуса: 27.12.2017)
Пошлина: учтена за 5 год с 22.12.2013 по 21.12.2014

(21)(22) Заявка: 2009147425/22, 21.12.2009

(24) Дата начала отсчета срока действия патента:
21.12.2009

(45) Опубликовано: 10.08.2010 Бюл. № 22

Адрес для переписки:
620002, г.Екатеринбург, Мира, 19, УГТУ-
УПИ, Центр интеллектуальной
собственности, Т.В. Маркс

(72) Автор(ы):
Либерман Яков Львович (RU),
Метельков Владимир Павлович (RU)

(73) Патентообладатель(и):
Государственное образовательное
учреждение высшего профессионального
образования "Уральский государственный
технический университет-УПИ имени
первого Президента России Б.Н. Ельцина"
(RU)

(54) ЛЕНТОЧНЫЙ КОНВЕЙЕР**(57) Реферат:**

В заявке предлагается ленточный конвейер, содержащий ленту, охватывающую приводной барабан и установленный на направляющих натяжной барабан, ось которого соединена со штоком управляемого привода поступательного движения, и датчик натяжения, установленный на набегающей на приводной барабан ветви ленты. Отличительной особенностью конвейера является то, что он снабжен дополнительным датчиком натяжения ленты, установленным на сбегавшей с приводного барабана ветви ленты, задатчиком сигналов, блоком деления сигналов и компаратором. Датчик натяжения, установленный на набегающей ветви ленты соединен с первым входом блока деления, датчик натяжения, установленный на сбегавшей ветви ленты, соединен со вторым входом блока деления, выход блока деления соединен с первым входом, а задатчик со вторым входом компаратора. Выходной сигнал компаратора, поступающий на управляющий вход привода, корректирует положение натяжного барабана и, соответственно, натяжение ленты, тем самым устраняя ее проскальзывание.

Пат. на полезную модель № 97721 Рос. Федерация, МПК В65G 23/44 (2006.01).
Конвейер / Я.Л. Либерман, В.П. Метельков. – № 2009147433/11, заявл. 21.12.2009;
опубл. 20.09.2010, бюл. № 26.

ПМ №97721

http://www1.fips.ru/wps/portal/IPS_Ru#1542712613020

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

(19) **RU** (11) **97 721** (13) **U1**

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ,
ПАТЕНТАМ И ТОВАРНЫМ ЗНАКАМ
(51) МПК
B65G 23/44 (2006.01)

(12) ФОРМУЛА ПОЛЕЗНОЙ МОДЕЛИ

Статус: не действует (последнее изменение статуса: 27.12.2017)
Пошлина: учтена за 5 год с 22.12.2013 по 21.12.2014

(21)(22) Заявка: 2009147433/11, 21.12.2009

(24) Дата начала отсчета срока действия патента:
21.12.2009

(45) Опубликовано: 20.09.2010 Бюл. № 26

Адрес для переписки:
620002, г.Екатеринбург, Мира, 19, Центр
интеллектуальной собственности, Т.В.
Маркс

(72) Автор(ы):
Либерман Яков Львович (RU),
Метельков Владимир Павлович (RU)

(73) Патентообладатель(и):
Федеральное государственное автономное
образовательное учреждение высшего
профессионального образования
"Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б.Н.
Ельцина" (RU)

(54) КОНВЕЙЕР

Формула полезной модели

Конвейер, содержащий ленту, охватывающую приводной барабан и установленный на направляющих натяжной барабан, ось которого соединена со штоком управляемого привода поступательного движения, отличающийся тем, что он снабжен первым датчиком импульсов, кинематически связанным с приводным барабаном, вторым датчиком импульсов, кинематически связанным с натяжным барабаном, блоком синхронизации импульсов, реверсивным счетчиком импульсов, преобразователем «код-напряжение», сглаживающим фильтром, блоком определения модуля сигнала, таймером, ключевой схемой и схемой задержки, причем выход первого датчика соединен с первым входом блока синхронизации, выход второго датчика соединен со вторым входом блока синхронизации, первый выход блока синхронизации соединен с суммирующим входом счетчика, второй выход блока синхронизации соединен с вычитающим входом счетчика, кодовый выход счетчика связан со входом преобразователя «код-напряжение» через ключевую схему, выход преобразователя «код-напряжение» соединен со входом блока определения модуля сигнала через сглаживающий фильтр, выход блока определения модуля сигнала подключен к управляющему входу управляемого привода, а таймер соединен с управляющим входом ключевой схемы и через схему задержки связан с шиной сброса счетчика.

Приложение 4

Акты о внедрении (использовании) результатов работы



Закрывое акционерное общество
«Автоматизированные системы и комплексы»

620137, г. Екатеринбург, ул. Студенческая, д. 1-Д
тел.: (343) 385-97-75, факс: (343) 385-97-75 (доб.1125)

E-mail: asc@asc-ural.ru, www.asc-ural.ru

ОКПО 47689612, ОГРН 1026604939107

ИНН/КПП 6660121309/667001001



УТВЕРЖДАЮ:

Генеральный директор

Занчевский В.Ю.

«26» июня 2019 г.

АКТ

о внедрении результатов докторской диссертационной работы

Метелькова Владимира Павловича

«Развитие теории и разработка методов эффективной оценки теплового состояния электродвигателей при проектировании и эксплуатации асинхронных электроприводов»

Комиссия: В.К. Кривовяз, Е.Ф. Тетяев, С.И. Шилин, Е.А. Гурентьев составила настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы В.П. Метелькова использованы в производственной и научно-исследовательской деятельности ЗАО «Автоматизированные системы и комплексы» при разработке систем асинхронных электроприводов в рамках соглашения о сотрудничестве между ФГАОУ ВО УрФУ имени первого Президента России Б.Н.Ельцина и ЗАО «Автоматизированные системы и комплексы» № 35-04/299.

1. Используются методики выбора и проверки асинхронных двигателей по нагреву, в основу которых положены следующие научные результаты диссертационной работы:

- Методика прямой оценки теплового состояния асинхронного двигателя на основе вычисления расхода термического ресурса изоляции при помощи моделирования с использованием термодинамических моделей асинхронных двигателей;

- Методика определения параметров 2-массовой термодинамической модели асинхронного двигателя при различных вариантах задания исходных данных, с целью использования этой модели для прямой и косвенной оценки теплового состояния двигателя;

- Методика использования косвенной оценки теплового состояния асинхронного двигателя на этапе проектирования электропривода на основе классических методов проверки по нагреву с учетом коэффициента ускорения расхода термического ресурса изоляции.

2. Используется методика оценки нагрева ротора при пуске высокоинерционных электроприводов, в основу которой положены следующие научные результаты диссертационной работы:

- Выражения для оценки подъема температуры роторной обмотки на основе решения уравнения Фредгольма;

- Термодинамическая модель асинхронного двигателя с радиальной системой вентиляции.

Использование вышеуказанных методик в практической деятельности ЗАО «Автоматизированные системы и комплексы» позволяет обеспечить обоснованную оценку теплового состояния асинхронных двигателей в электроприводах широкого круга производственных механизмов и осуществить рациональную компоновку энергосилового канала электропривода.

3. Использован алгоритм работы тепловой защиты на основе двухканальной термодинамической модели асинхронного двигателя, применение которого позволяет повысить надежность функционирования систем защиты регулируемых асинхронных электроприводов серий «Вариант», систем приводов для горно-рудной промышленности (ПЧ ТТЕТ, ПЧ ТТЖТ), тяговых приводов городского электротранспорта и упростить настройку этих систем.

4. Внедрена система тепловой защиты на основе ресурсного подхода с использованием измерения температуры обмотки статора асинхронного двигателя, функционирующая параллельно с традиционной системой защиты и позволяющая повысить эффективность защиты асинхронных электроприводов за счет более объективной оценки влияния теплового состояния обмотки на долговечность ее изоляции в системах приводов для горно-рудной промышленности (ПЧ ТТЕТ, ПЧ ТТЖТ), тяговых приводах городского электротранспорта.

5. Использован алгоритм работы системы мониторинга теплового состояния АД на основе вычисления остаточного термического ресурса обмотки статора асинхронного двигателя с целью прогнозирования вероятной продолжительности его работы до выхода из строя в тяговых приводах городского электротранспорта.

Председатель комиссии

Кривовяз В.К.

Члены комиссии:

Тетяев Е.Ф.

Шилин С.И.

Гурентьев Е.А.



Юр. адрес: РФ, 620102, г. Екатеринбург, ул. Московская, д. 198, оф. 17
 т.: (343) 216-13-11
 ОП Север: РФ, 624356, Свердловская обл. г. Качканар, ул. Тургенева, д. 1
 т.: (34341) 6-11-85 ф. 6-04-12
 ОП Юг: РФ, 623377, Свердловская обл. г. Полевской с. Косой Брод,
 ул. Урицкого, 6
 т/ф.: (34350) 4-92-20
 web: www.robiteks.ru E-mail: secretar-ekb@robiteks.ru

УТВЕРЖДАЮ:

Директор АО «Робитэкс»

Устинов

«27» июля 2019г.

АКТ

использования результатов докторской диссертационной работы

Метелькова Владимира Павловича

«Развитие теории и разработка методов эффективной оценки теплового состояния электродвигателей при проектировании и эксплуатации асинхронных электроприводов»

Результаты диссертационной работы на соискание ученой степени доктора технических наук Метелькова Владимира Павловича внедрены в практику деятельности АО «РОБИТЭК» при разработке преобразователей частоты серии УПЧ R5000 ЮР11540, предназначенных для управления асинхронными двигателями. В ходе выполнения работ по договору с УрФУ № П975.210.008/16, «Разработка микропроцессорной системы управления частотно-регулируемого электропривода»:

1. Использована двухканальная термодинамическая модель асинхронного двигателя в составе системы его тепловой защиты. Модель позволила решить проблему задания начальных условий после перерыва в работе и упростить задание параметров системы защиты.
2. Используются алгоритмы, обеспечивающие возможность защиты двигателя в ситуациях как быстрого, так и медленного нарастания температуры.
3. Используются соотношения для учета влияния скорости асинхронного двигателя на теплоотдачу, которые позволяют обеспечить более точный учет изменения условий охлаждения двигателя.

Использование вышеуказанных результатов позволило упростить настройку системы тепловой защиты асинхронного двигателя и повысить надежность ее работы.

Девятериков В.В.

Орлов Н.И.

Сисин С.А.



**Уральский
федеральный
университет**

имени первого Президента
России Б.Н.Ельцина

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Уральский федеральный университет
имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» (УрФУ)

ул. Мира, 19, Екатеринбург, 620002
факс: +7 (343) 375-97-78; тел.: +7 (343) 374-38-84
контакт-центр: +7 (343) 375-44-44, 8-800-100-50-44 (звонок бесплатный)
e-mail: rector@urfu.ru, www.urfu.ru
ОКПО 02069208, ОГРН 1026604939855, ИНН/КПП 6660003190/667001001

№ _____
На № _____ от _____

УТВЕРЖДАЮ:
Проректор по науке

Кружжев В.В.

« 2019 г.

Внедрение результатов докторской
диссертационной работы Метелькова В.П.
в учебный процесс УрФУ



А К Т

о внедрении результатов докторской диссертационной работы
«Развитие теории и разработка методов эффективной оценки теплового состояния
электродвигателей при проектировании и эксплуатации асинхронных электроприводов
Метелькова Владимира Павловича
в учебный процесс образовательных программ бакалавриата 13.03.02
«Электроэнергетика и электротехника» и магистратуры 13.04.02 «Электроэнергетика и
электротехника» (программа «Электропривод и автоматизация технологических
комплексов»)

Результаты диссертационной работы на соискание ученой степени доктора
технических наук Метелькова Владимира Павловича используются в Уральском
федеральном университете имени первого Президента России Б.Н. Ельцина:

- В учебном процессе образовательной программы бакалавриата 13.03.02
«Электроэнергетика и электротехника» и отражены в рабочих программах дисциплин
«Основы электропривода» (модуль № 1131590 «Основы электротехники») и
«Электрический привод вспомогательных механизмов» (модуль № 1131875
«Распределение и потребление электрической энергии»), где рассматриваются вопросы
систем тепловой защиты и мониторинга теплового состояния электродвигателей,
а также дисциплины «Теория электропривода» (модуль № 1131765 «Электрические и
электромеханические преобразователи»), где рассматриваются вопросы надежности и
ресурса электроприводов;

- В учебном процессе образовательной программы бакалавриата 13.03.02 «Электроэнергетика и электротехника» при проведении практических и лабораторных занятий по упомянутым выше дисциплинам используются программы для ЭВМ с номерами свидетельств о государственной регистрации № 2015614646, № 2015614708, № 2015661800, № 2015663156, № 2018614391;

- В учебном процессе направления 13.04.02 «Электроэнергетика и электротехника» (образовательная программа магистратуры «Электропривод и автоматизация технологических комплексов»), а именно программные комплексы «ЭЛЬБА» (свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003610813) и «ЭСКАДА» (свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2003612481) используются при проведении практических занятий по дисциплине «Динамика многомассовых систем электропривода», входящей в состав модуля №1132905 «Управление технологическими комплексами».

Директор Уральского энергетического института,
доктор технических наук

С.Ф. Сарапулов