

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, ГОСУДАРСТВЕННОГО КОМИТЕТА  
ПО КООРДИНАЦИИ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИХ РАБОТ СССР И НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА  
ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

6  
1965  
июнь

УДК 621.31

## Обобщение опыта применения в энергосистемах асинхронных режимов

Доктор техн. наук Л. Г. МАМИКОНЯНЦ, кандидат техн. наук М. Г. ПОРТНОЙ  
и кандидат техн. наук А. А. ХАЧАТУРОВ

ВНИИЭ

**Введение.** Использование кратковременных асинхронных режимов для целей повышения устойчивости и надежности работы энергосистем начало в СССР более 15 лет тому назад [Л. 1]. За последние годы область применения асинхронных режимов значительно расширилась.

Внедрение асинхронных режимов в эксплуатацию оказалось возможным в результате широкого применения автоматического регулирования и форсировки возбуждения на синхронных генераторах и компенсаторах, автоматической частотной разгрузки, самозапуска электродвигателей и других мероприятий, направленных на повышение устойчивости работы энергетических систем и промышленных предприятий, а также благодаря большой теоретической и экспериментальной работе по исследованию асинхронных режимов, проведенной научно-исследовательскими, проектными и наладочными организациями и энергосистемами.

Важное значение для дальнейшего развития теории и практики асинхронных режимов имеет обобщение опыта их применения в энергосистемах.

В статье изложены основные итоги такого обобщения, проведенного ВНИИЭ по материалам энергосистем и результатам анализа отдельных случаев асинхронного режима за период с января 1958 г. по январь 1961 г., а также частично в 1961—1962 гг.

Проведенный анализ охватывает 66 энергосистем, от которых были получены необходимые сведения. В 46 из 66 энергосистем асинхронные режимы имели место, в 12 энергосистемах их не было, хотя они и допускаются местными инструкциями, и в 8 энергосистемах асинхронные режимы вообще не применялись.

В статье рассматриваются асинхронные режимы, влияющие на энергосистему в целом или на отдельные ее части. К таким режимам относятся:  
· работа генераторов при потере возбуждения;

АПВ с самосинхронизацией (АПВС);  
несинхронное АПВ;  
нарушение синхронной работы и ресинхронизация.

Самосинхронизация отдельных машин, влияние которой ограничивается пределами станций, не рассматривается.

Ограниченностю объема статьи не позволяет дать описание и анализ отдельных конкретных случаев асинхронных режимов в энергосистеме. Поэтому приводятся главным образом статистические и обобщающие данные.

**Работа генераторов при потере возбуждения.** За 3 года в энергосистемах имели место 50 случаев потери возбуждения на турбогенераторах мощностью до 100 Мвт включительно. В 25 случаях возникший асинхронный режим завершился ресинхронизацией после восстановления нормального возбуждения и в 25 случаях генератор отключался от сети после кратковременной работы в асинхронном режиме от нескольких секунд до 30 мин.

При продолжительности работы в асинхронном режиме более 1,5—2 мин нагрузка генераторов составляла от 0,4 до 0,9 или в среднем 0,6 номинальной мощности генераторов. По сравнению с мощностью генераторов в режиме, предшествующем потере возбуждения, средняя нагрузка генераторов в асинхронном режиме составляла 78%.

Причины потери возбуждения турбогенераторов следующие в процентах:

повреждения в цепи ротора . . . . .	18
потеря возбуждения возбудителя . . . . .	18
повреждение возбудителя . . . . .	16
разрывы муфты возбудителя . . . . .	12
случайные отключения АГП . . . . .	14
прочие причины (ошибочное снижение возбуждения, снятие и установка шунтов в цепи возбуждения и др.)	22

Осмотры роторов турбогенераторов, проведенные в 22 случаях, показали, что никаких повреждений в результате асинхронного хода не произошло.

Помимо случаев работы турбогенераторов без возбуждения, в эксплуатации отмечен ряд случаев потери возбуждения у гидрогенераторов. Это, как правило, приводило к возникновению относительно длительного асинхронного хода в системе и завершалось отделением гидрогенераторов от системы. В то время как ни один из случаев потери возбуждения у турбогенераторов не привел к нарушению устойчивости системы, потеря возбуждения на гидрогенераторах приводила к выпадению из синхронизма ГЭС. Вследствие этих причин на гидрогенераторах целесообразно устанавливать специальную защиту, действующую на отключение генератора при потере возбуждения.

**АПВ с самосинхронизацией (АПВС).** Всего в энергосистемах имеется 16 комплектов устройств АПВС. Эти устройства установлены в основном на гидростанциях. Было зарегистрировано 32 случая работы АПВС, из них только 2 неуспешных. Время бестоковой паузы в цикле АПВС около 10 сек, время восстановления предаварийного режима (т. е. ресинхронизации и установления передаваемой мощности) примерно 2 мин.

Приведенные данные показывают, что АПВС применяется сравнительно редко. Это объясняется тем, что схема АПВС относительно сложнее и восстановление нормального режима происходит обычно значительно медленнее, чем при несинхронном АПВ. Поэтому АПВС применяется практически лишь в тех случаях, когда применение НАПВ недопустимо и когда допустимо кратковременное снятие возбуждения машин. Вместе с тем опыт применения АПВС показывает, что этот вид АПВ является эффективным способом повышения надежности параллельной работы электрических станций.

**Несинхронное АПВ (НАПВ).** Этот вид АПВ применяется в энергосистемах как наиболее простой и в то же время эффективный метод быстрого восстановления синхронизма при аварийных отключении линий электропередач с двусторонним питанием.

Практическое применение НАПВ началось в энергосистемах с 1954—1955 гг., когда были проведены первые экспериментальные исследования этого устройства в энергосистемах и определены

основные критерии допустимости НАПВ с точки зрения механических воздействий на генераторы и трансформаторы.

В настоящее время НАПВ широко применяется в большинстве энергосистем. Данные о применении НАПВ за 3 года приведены в табл. 1.

В этой таблице учтены все зарегистрированные случаи несинхронных АПВ, а также отдельные случаи несинхронных включений от руки.

Следует отметить, что за предыдущие 3 года, а именно с 1954 по 1957 гг., число случаев НАПВ составило 339, из них успешных было 257, или 76% [Л. 2]. Увеличение числа случаев работы устройств НАПВ в 1958—1960 гг. (на 70%) свидетельствует о дальнейшем распространении НАПВ в энергосистемах<sup>1</sup>.

Причины неуспешных НАПВ следующие:

устойчивое короткое замыкание . . . . .	77 случаев
ложная работа релейной защиты . . . . .	21 случай
отключение линии от руки при асинхронном ходе . . . . .	6 случаев
отказ привода выключателя . . . . .	1 случай
не выявлено причин неуспешных НАПВ . . .	12 случаев

Таким образом, основными причинами неуспешного НАПВ являются устойчивые повреждения на линиях.

Относительно большой процент неуспешных НАПВ вызван неправильной работой релейной защиты.

Только в шести случаях произведено отключение линии от руки при асинхронном ходе, возникшем после несинхронных включений, что составляет 1% общего числа случаев работы устройств НАПВ за 3 года. Такой же процент отключений линии от руки при асинхронном ходе был также за предыдущие 3 года (3 отключения из общего числа случаев работы НАПВ — 339) [Л. 2]. Хотя этот процент и мал, подобные случаи нежелательны, и поэтому необходимо тщательно анализировать каждый такой случай для разработки мероприятий по их устранению.

В некоторых энергосистемах несинхронное включение применяется не только как один из основных видов автоматики на линиях передачи, но и как нормальный способ восстановления параллельной работы разделенных частей энергосистем. Например, в объединенной энергосистеме Юга в период грозовой деятельности было 12 отключений линии 220 кв, связывающей две энергосистемы. Во всех 12 случаях линия была повторно включена от руки, и синхронизм восстанавливался практически сразу.

В ряде энергосистем (Харьковэнерго, Донбассэнерго и др.) успешно практикуется несинхронное включение вручную линий, отключившихся после неуспешных НАПВ.

Опыт этих энергосистем показывает, что целесообразно рассмотреть вопрос об установке двухкратного НАПВ в энергосистемах с интенсивной грозовой деятельностью.

**Нарушение синхронной работы и ресинхронизация.** Всего за период 1956—1961 гг. и частично

<sup>1</sup> По данным ОГРЭС только в 1962 г. было 298 случаев работы НАПВ.

Таблица 1  
Сведения о работе НАПВ в энергосистемах за 1958, 1959, 1960 гг.

Напряже- ния ЛЭП, кв	Число случаев НАПВ			Из них успешных			Всего случаев НАПВ за 3 года	Из них успешных за 3 года
	1958 г.	1959 г.	1960 г.	1958 г.	1959 г.	1960 г.		
35	—	1	—	—	1	—	1	1
60	3	4	2	1	2	4	9	7
110	185	208	148	148	168	125	541	441
154	—	—	2	—	—	—	2	—
220	8	5	20	7	2	11	33	20
Итого	196	218	172	156	173	140	586	469
В процен- тах	—	—	—	79	80	81	—	80

в 1962 г. зарегистрировано 104 случая нарушения синхронизма, из которых 36 завершились ресинхронизацией.

Следует отметить, что это далеко не полные данные, так как в системах с преобладанием турбогенераторов иногда имеют место кратковременные нарушения синхронизма, которые через 1—2 сек заканчиваются ресинхронизацией. Такие случаи, как правило, не регистрируются. Поэтому в действительности случаи нарушений синхронизма, сопровождающиеся ресинхронизацией, составляют значительно больший процент, чем это имеется в зарегистрированных данных.

Ниже рассматриваются следующие группы случаев нарушений синхронизма.

**Нарушение синхронизма на линиях передачи 220—500 кв, связывающих мощные гидростанции с системой.**

За рассматриваемый период таких случаев было 32. Из этого числа в 14 случаях кратковременный асинхронный ход завершился ресинхронизацией. В остальных случаях линия была отключена от защиты или вручную. Успеху ресинхронизации способствовала режимная автоматика, установленная на ГЭС, которая производила отключение части генераторов после нарушения синхронизма [Л. 3]. Характеристика случаев нарушения синхронизма представлена в табл. 2.

Таблица 2

Случаи нарушения синхронизма на ЛЭП, связывающих мощные гидростанции с системой

Причина нарушения синхронизма	Количество случаев	Из них	
		случаев ресинхронизации	случаев отключения ГЭС от системы
Превышение предела статической устойчивости . . . . .	7	2	5
Взаимное влияние электропередач при асинхронном ходе . . . . .	9	—	9
Потеря возбуждения . . . . .	13	9	4
Различная скорость изменения частоты на ГЭС и в системе при наборе нагрузки . . . . .	3	3	—
<b>Всего . . .</b>	<b>32</b>	<b>14</b>	<b>18</b>

Следует отметить, что ресинхронизация происходила бы гораздо чаще, если бы линии не отключались вследствие неправильных действий защиты или неправильных действий персонала, поскольку практически всегда имеется возможность снижения скорости гидроагрегатов до восстановления синхронизма.

Среди зарегистрированных случаев не было ни одного нарушения синхронной динамической устойчивости электропередачи вследствие коротких замыканий на них. Объясняется это тем, что нарушения устойчивости происходили главным образом в первые годы эксплуатации при работе блочных электропередач, когда каждое замыкание сопровождалось отключением линии. В дальнейшем при переходе на связанные схемы быстродействующие защиты и автоматика (отключающая часть генера-

торов при возникновении повреждений) обеспечивали сохранение устойчивости даже при наиболее тяжелых режимах работы электропередачи и всех видах коротких замыканий [Л. 3].

**Нарушение синхронизма по межсистемным слабым связям.** Всего зарегистрировано 44 случая. Основными причинами нарушения синхронизма являются:

превышение предела статической устойчивости вследствие медленного увеличения нагрузки электропередачи. Таких случаев было 30, что составляет 68% всех нарушений устойчивости по этой группе;

превышение предела статической устойчивости вследствие внезапного дефицита или избытка мощности в одной из соединяемых систем — 7 случаев (16%);

превышение предела статической устойчивости вследствие отключения одной из параллельных линий — 4 случая (9%);

прочие причины — 3 случая, или 7%.

Характеристика указанных случаев нарушения синхронизма представлена в табл. 3. Следует отметить, что не зарегистрировано ни одного нарушения динамической устойчивости, вызванного коротким замыканием. В 43% всех случаев нарушений устойчивости происходила ресинхронизация. В остальных случаях имело место деление системы, причем 25% из них происходили вследствие неправильной работы защиты или неправильных действий персонала.

Таблица 3

Случаи нарушения синхронизма по межсистемным слабым связям

Причина нарушения устойчивости	Количество случаев	Длительность асинхронного хода			Число случаев деления системы вручную	Число случаев деления системы защитами
		до 30 сек	30—120 сек	более 120 сек		
Перегрузка электропередачи . . . . .	30	11	17	2	13	2
Внезапное изменение мощности системы . .	7	2	4	1	4	1
Отключение параллельной линии . . . . .	4	1	2	1	1	1
Прочие причины . . . . .	3	2	—	1	1	—
<b>Итого . . .</b>	<b>44</b>	<b>16</b>	<b>23</b>	<b>5</b>	<b>19</b>	<b>6</b>

Нарушение синхронизма на линиях передачи, соединяющих небольшие по мощности энергосистемы с крупными объединенными системами. В последние годы несколько небольших энергосистем было соединено для параллельной работы с крупными. Работа таких энергосистем, как правило, характеризуется потреблением значительной мощности из крупных энергосистем. При нарушениях синхро-

Таблица 4

## Случаи нарушения синхронизма на линиях передачи, соединяющих небольшие энергосистемы с крупными объединенными системами

Причина нарушения синхронизма	Наброс мощности в процентах к мощности меньшей из систем	Длительность асинхронного хода	ЛЭП отключена	Примечание
Отключение линий в результате короткого замыкания и несинхронное включение от руки при установившейся разности частот 2 гц	25	30 сек	От руки	При подходе к синхронизму произошло выпадение из синхронизма ГЭС и возник асинхронный ход трех частей системы
Нарушение синхронной динамической устойчивости при коротком замыкании в системе	50	4 сек	От защиты	ЛЭП отключена ложным действием защиты ДЗ-402 при $s = 5\%$
При ошибочном несинхронном включении двух мощных частей энергосистемы возник асинхронный ход, в результате вышла из синхронизма небольшая энергосистема	40	1,4 мин	От руки	Через 2 мин обе мощные части системы ресинхронизировались
При отключении одной из параллельных линий произошло нарушение синхронизма по другой линии	200	2—3 мин	От защиты	В результате длительной работы в асинхронном режиме произошло повреждение успокоительной обмотки гидрогенератора и короткое замыкание статора
Нарушение синхронизма в результате короткого замыкания и последующего НАПВ	130	3—4 мин	От руки	В результате длительной работы в асинхронном режиме произошло повреждение успокоительных контуров двух СК
Нарушение синхронной динамической устойчивости в результате короткого замыкания в системе	—	—	От защиты	В результате длительной работы в асинхронном режиме один гидрогенератор, работавший в режиме СК, повредился и отключился от защиты
Нарушение синхронной динамической устойчивости в результате короткого замыкания в системе	—	3 мин	От руки	—

низма на линиях передач, связывающих небольшие энергосистемы с крупными, вследствие наброса мощности в небольших энергосистемах происходит резкое снижение частоты, сопровождаемое аварийным отключением потребителей.

За 1960—1961 гг. зарегистрировано семь таких случаев нарушений устойчивости, приведших к разделению системы и аварийному отключению потребителей (табл. 4).

Во всех случаях после нарушения синхронизма вследствие наброса значительной мощности и недостаточной частотной разгрузки возникал продолжительный асинхронный ход с относительно большим скольжением (больше 3—5%), что исключало возможность ресинхронизации.

Предотвратить возможность тяжелых последствий нарушений синхронизма можно путем применения следующих основных мероприятий: АЧР с АПВ по частоте; автоматического запуска гидрогенераторов при снижении частоты; автоматического перевода в активный режим гидрогенераторов, работающих в режиме синхронных компенсаторов (СК), и быстрого набора нагрузки на гидрогенераторах, работающих в активном режиме; отключения СК, ОАПВ, БАПВ и в отдельных случаях автоматического отключения части нагрузки при отключении

одной из параллельных линий или при увеличении угла электропередачи.

К прочим случаям относятся нарушения синхронизма на внутрисистемных и межсистемных транзитах с относительно жесткой связью вследствие коротких замыканий или перегрузки (табл. 5). Всего в этой группе зарегистрировано 15 случаев

Таблица 5

## Прочие случаи нарушения синхронизма

Причина нарушения синхронизма	Общее количество случаев	Количество случаев, завершенных ресинхронизацией	Асинхронный ход завершился делением системы	
			от руки	от защиты
Короткое замыкание по системе . Перегрузки ЛЭП вследствие отключения параллельной линии . Перегрузка ЛЭП при плавке гололеда . . . . . Отключение крупного генератора .	12 1 1 1	3 — — —	2 1 1 1	7 — — —
Всего . . . . .	15	3	5	7

нарушения устойчивости. Основными причинами нарушения устойчивости были короткие замыкания на отходящих линиях и на шинах подстанций. Эти случаи имели место главным образом в небольших энергосистемах и завершались делением системы на отдельные части (от действия защиты — семь, от руки — пять случаев) и в трех случаях ресинхронизацией.

**Выводы.** 1. Полученные данные свидетельствуют о том, что асинхронные режимы широко используются для повышения надежности работы станций и энергосистем.

2. Сохранение в работе турбогенераторов при потере возбуждения важно для энергосистем, так как подобные режимы имеют место довольно часто. При этом, как показывает опыт эксплуатации, работа турбогенераторов с косвенным охлаждением обмоток без возбуждения в течение 30 мин не представляет для них опасности.

3. Представленные материалы подтверждают правильность вывода о том, что асинхронный режим гидрогенераторов при потере возбуждения допускать нецелесообразно вследствие значительной перегрузки их реактивной мощностью. Такой режим гидрогенераторов часто приводит к нарушению синхронизма. Поэтому на гидростанциях целесообразно устанавливать специальную защиту, отключающую гидрогенератор от сети при потере возбуждения.

4. АПВ является эффективным способом восстановления параллельной работы. Однако это устройство имеет ограниченное распространение вследствие необходимости снятия возбуждения с генератора и относительной сложности схемы.

5. НАПВ является простым и эффективным способом быстрого восстановления синхронной работы. В 80% случаев после НАПВ происходит ресинхронизация. Длительный асинхронный режим после НАПВ наблюдался только в 1% всех случаев.

6. Во многих случаях кратковременный асинхронный ход после нарушения устойчивости завершался ресинхронизацией. Ресинхронизация могла происходить чаще, если бы не отключение линий электропередачи из-за неправильных действий защиты или неправильного действия персонала энергосистем.

7. Нарушения устойчивости электропередач, соединяющих небольшие энергосистемы, имеющие дефицит мощности, с крупными энергосистемами, вызывают, как правило, тяжелые аварии. Результирующую устойчивость таких электропередач следует обеспечивать специальными мероприятиями.

8. Работы по применению кратковременных асинхронных режимов в энергосистемах следует продолжить в следующих основных направлениях:

Изучение асинхронных режимов мощных турбогенераторов с непосредственным охлаждением обмоток.

Разработка защиты от потери возбуждения для гидрогенераторов и синхронных компенсаторов.

Разработка более совершенных, чем применяемые в настоящее время, выявительных органов асинхронного хода для осуществления автоматики ресинхронизации и деления.

Разработка устройств, обеспечивающих правильное действие защит при асинхронных режимах.

Учет и анализ в энергосистемах всех случаев нарушений устойчивости, коротких замыканий и других нарушений нормального режима основных электропередач и узлов нагрузки.

С этой целью энергосистемы должны быть оснащены в значительно большем количестве, чем в настоящее время, современными средствами регистрации аварийных режимов (автоматическими осциллографами, регистрирующими приборами с автоматическим переключением на ускоренную запись и др.).

Распространение передового опыта энергосистем по применению асинхронных режимов; организация изучения этих режимов персоналом диспетчерских служб и ЦСРЗАИ.

#### Литература

1. Сыромятников И. А., Режимы работы синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1952.
2. Мамиконянц Л. Г., Портной М. Г. и Хачатуров А. А. Несинхронное АПВ линий электропередачи с двусторонним питанием, Информационные материалы ВНИИЭ, Госэнергоиздат, 1959.
3. Соловьев С. А. и Беркович М. А., Режимная автоматика мощных гидроэлектростанций и электропередач 400—500 кв, «Электрические станции», 1963, № 8.

[21.10.1964]



# Применение метода статистических испытаний к оценке надежности энергосистем

М. Н. РОЗАНОВ

Москва

Большинство методов оценки надежности электрических сетей [Л. 1—3] и энергосистем [Л. 4—7] исходит из вероятности (относительной вероятной длительности) аварийных простоев элементов энергосистем. Затем в соответствии с положениями теории случайных событий [Л. 8] определяются вероятности совпадения аварийных и плановых простоев элементов системы с различными значениями нагрузки потребителей и подсчитывается математическое ожидание недоотпуска электроэнергии.

При такой постановке задачи по оценке надежности энергосистем или их отдельных звеньев предполагается равномерное распределение аварий за рассматриваемый период времени, в большинстве случаев равный году. Кроме того, невозможен учет ряда существенных факторов, таких как разделение недоотпуска электроэнергии на непредвиденный и известный заранее, отсрочка вывода агрегатов в плановый ремонт при появлении дефицита мощности в системе и т. п. И, наконец, указанный подход делает решение задачи о резерве генерирующей мощности и его размещении в объединенных энергосистемах с ограниченными пропускными способностями межсистемных связей — одной из наиболее важных задач, возникающих при планировании развития энергосистем, практически неосуществимым.

Более достоверные результаты определения математического ожидания народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения потребителей, вызванных дефицитом мощности в энергосистемах, могут быть получены при моделировании состояний элементов энергосистем и характеристик нагрузк на ЭЦВМ с использованием при этом элементов теории случайных процессов и метода статистических испытаний.

Моделирование на ЭЦВМ для отыскания оптимального плана развития энергосистем описывается в ряде американских работ [Л. 16].

Изложению методов математического моделирования для определения математического ожидания народнохозяйственного ущерба вследствие дефицита мощности в энергосистемах и посвящена настоящая статья.

Каждый элемент энергосистемы может находиться в одном из трех состояний: рабочем, плановом ремонте и аварийном простое. (Под рабочим состоянием будем понимать как собственно время работы элемента, так и то время, когда он не работает, но готов к работе.)

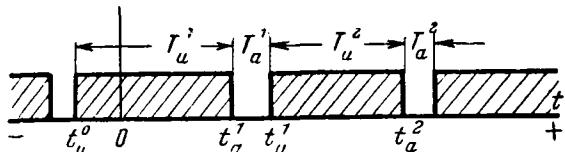


Рис. 1. Поток аварийных ремонтов (простое).

Ремонты плановые, текущие и капитальные, планируются таким образом, чтобы вызванное ими снижение надежности электроснабжения потребителей было наименьшим. Например, капитальный ремонт агрегатов электростанций проводится в основном во время летнего провала графика нагрузки системы; очевидна нецелесообразность вывода линий электропередач в плановый ремонт в период, когда по прогнозу возможно образование гололеда; при аварии одного элемента вывод в плановый ремонт другого элемента, его резервирующего, как правило, может быть отложен и т. п.

Аварийные состояния элементов обусловлены случайными событиями, а следовательно, и весь процесс, описывающий чередование состояний элементов, будет случайным процессом.

Последовательные аварийные состояния элемента можно представить в виде потока аварий [Л. 10]. Последний можно характеризовать длительностью интервала между авариями  $T_u$  и длительностью аварийного ремонта  $T_a$ , предположив, что плановые ремонты не влияют на распределение аварий (рис. 1). Если также предположить, что условия работы элемента не изменяются во времени, то для описания потока аварий достаточно знать функцию распределения интервалов между авариями  $F(T_u)$  и функцию распределения длительности аварийных ремонтов  $F(T_a)$ .

Однако, если причины аварий различны в различные сезоны года, как, например, для линий электропередачи летом — грозовые явления, зимой — пляска проводов при гололеде с ветром, то указанные функции будут различными для отдельных сезонов года.

В начальный период эксплуатации элемента обычно имеет место несколько повышенная аварийность вследствие дефектов оборудования, монтажа и т. п., что также должно учитываться.

Кроме того, известно, что для некоторых элементов наблюдается неравномерное распределение аварий в течение суток. В этих случаях функция распределения интервала между авариями может характеризовать лишь длительность этого интервала в днях, а для определения часа возникновения аварии необходимо дополнительно иметь закон распределения аварий в пределах суток.

Потоки аварий отдельных элементов в большинстве случаев можно рассматривать как независимые. Однако для воздушных и кабельных линий электропередачи, проходящих по одной трассе, а тем более для воздушных линий на двухцепных опорах должна учитываться корреляция потоков аварий.

В энергосистемах наблюдаются также случаи развития аварий, когда повреждение одного элемента приводит к выходу из работы смежных с ним элементов. Развитие аварий должно быть учтено введением соответствующей корреляции.

Случайный поток аварий может быть воспроиз-

веден (реализован) на ЭЦВМ при помощи метода статистических испытаний [Л. 11].

Получая от датчика случайных величин случайные числа  $R$ , равномерно распределенные в интервале 0; 1, можно (рис. 2) по известным функциям распределения длительности интервалов между авариями  $F(T_u)$  и длительности аварийного ремонта  $F(T_a)$  определить длительности интервала между авариями и аварийного ремонта в данной реализации. Зная, таким образом, длительность интервала между авариями и время ввода элемента в работу после последней аварии  $t_{u_0}^0$ , можно определить время выхода элемента при первой аварии:

$$t_a^1 = T_u^1 + t_{u_0}^0$$

и время ввода в работу после окончания аварийного ремонта:

$$t_u^1 = t_a^1 + T_a^1.$$

Выбирая вновь случайные числа  $R$ , можно получить последовательность аварийных простоев для промежутка времени желаемой длительности.

Заметим, что если распределение интервалов между авариями подчиняется показательному закону [Л. 8], то поток аварий является потоком без последействия и время первой аварии не зависит от того, сколько времени прошло от последней аварии до начала рассматриваемого периода. При этом

$$t_u^1 = T_u^1.$$

Такой закон принят, в частности, в [Л. 12] при решении задачи определения оптимального резерва генерирующих мощностей при проектировании концентрированных энергосистем.

Функция распределения случайных величин, распределенных по показательному закону, имеет следующий вид:

$$F(T) = 1 - e^{-\lambda t} \quad (t > 0),$$

где  $\lambda = \frac{1}{M|T|}$ , т. е. равно единице, деленной на математическое ожидание случайной величины.

Однако внедрение методов оценки надежности энергосистем в практику проектирования и эксплуатации невозможно без достоверных данных об аварийных и плановых ремонтах элементов энергосистем, а также о народнохозяйственном ущербе от перерывов электроснабжения потребителей. Сбору и обработке этих данных должно быть удалено самое серьезное внимание (см. приложение 1).

Впредь до получения необходимых данных можно пользоваться показательным распределением как для длительности интервалов между авариями, так и для длительности аварийных ремонтов, представляя в предыдущую формулу

$$\lambda_u = \frac{a}{8760};$$

$$\lambda_a = \frac{1}{T_{a,sp}},$$

где  $a$  — среднее число аварий элемента за год;  
 $T_{a,sp}$  — средняя продолжительность аварийного ремонта.

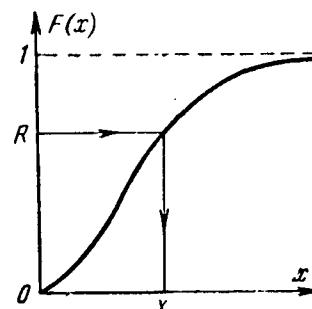


Рис. 2. Получение случайных чисел с заданным законом распределения.

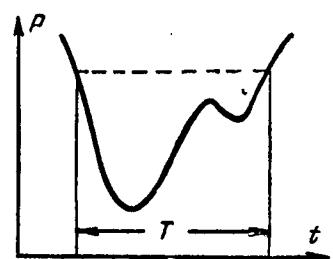


Рис. 3. График нагрузки.

Ниже рассматриваются возможные пути решения двух задач по оценке надежности энергосистем — эксплуатационной и проектной с помощью метода статистических испытаний.

В настоящее время при выборе наивыгоднейшего сочетания работающих агрегатов в энергосистеме [Л. 13] исходят из условий обеспечения минимума расхода топлива. Однако при этом отмечается [Л. 14], что останов части агрегатов уменьшает надежность работы системы и экономию от останова агрегатов следовало бы сопоставить с вероятным ущербом от недоотпуска потребителям электроэнергии при авариях.

Определение вероятного народнохозяйственного ущерба за период  $T$  провала графика нагрузки потребителей<sup>1</sup> (рис. 3) может быть выполнено на ЭЦВМ с помощью метода статистических испытаний.

Метод статистических испытаний состоит здесь в многократной реализации на ЭЦВМ случайного процесса аварийных выходов из работы агрегатов. Определяя в каждой реализации в соответствии с изложенным выше время выхода агрегатов в аварию и длительность их аварийногоостояния, можно при заданном критерии пуска-останова агрегатов по условию экономии топлива подсчитать величины дефицитов мощности, недоотпуск электротрэнергии потребителям  $\mathcal{E}$  и соответствующий народнохозяйственный ущерб  $U$ . Повторив расчет  $N$  раз, найдем математическое ожидание недоотпуска электроэнергии

$$M|\mathcal{E}| = \frac{\sum_{i=1}^N \mathcal{E}_i}{N}$$

и народнохозяйственного ущерба

$$M|U| = \frac{\sum_{i=1}^N U_i}{N}.$$

Погрешность в определении математического ожидания методом статистических испытаний существенно зависит от числа реализаций  $N$  и приблизительно обратно пропорциональна  $\sqrt{N}$ . Узнать количество реализаций, обеспечивающих необходимую

<sup>1</sup> Здесь и далее предполагаются известными удельные ущербы от перерывов электроснабжения потребителей.

мую точность расчетов, можно лишь после проведения экспериментальных расчетов на ЭЦВМ.

В приложении 2 дается описание краткосрочной аварийной математической модели энергосистемы для определения народнохозяйственного ущерба (или недоотпуска электроэнергии) при решении задачи о выборе наивыгоднейшего сочетания работающих агрегатов в энергосистеме.

Эта модель может быть дополнена, например, учетом вероятности отключения отдельных станций или частей системы из-за аварий на линиях электропередачи, межсистемных связях и т. п. Для этого должны быть известны функции распределения вероятности такого отделения, мощность отделившихся агрегатов, а также мощность отделившейся нагрузки. Кроме того, при недостаточно точном прогнозе может быть введен учет ошибки прогнозирования и т. д.

Накопление опыта краткосрочного аварийного математического моделирования при программировании и расчетах позволит подойти к решению более сложной задачи — созданию аварийной математической модели энергосистем и их объединений для более длительного периода времени (сезон, год) с учетом аварийных отключений агрегатов и электропередач и их плановых ремонтов, текущих и капитальных. Исследования на такой модели позволят обоснованно решать вопросы выбора и размещения резерва мощности в объединенных энергосистемах, выбора пропускной способности межсистемных связей, схем присоединения мощных станций к энергосистемам и ряд других.

Вот некоторые соображения, которые могут быть положены в основу создания долгосрочной (годичной) модели объединенной энергосистемы.

Пусть задана объединенная энергосистема, состоящая из нескольких (до 10—15) концентрированных энергосистем (рис. 4), соединенных межсистемными линиями электропередачи, в общем случае многоцепными. (Под концентрированными будем понимать такие энергосистемы, в которых связи между отдельными узлами не накладывают ограничений на потоки мощности ни в нормальных, ни в аварийных режимах работы.)

В каждой из систем заданы характеристики:

агрегатов — сезонные изменения располагаемой мощности (например, из-за изменения напора на ГЭС, температуры охлаждающей воды на ТЭС и т. п.), функции распределения длительности интервалов между авариями и длительности аварийных ремонтов, план капитальных и текущих ремонтов;

нагрузки — характерные суточные графики потребляемой мощности в каждой из энергосистем (с тем чтобы можно было воспроизвести суточные графики за любой рабочий день); народнохозяйственный ущерб от перерывов электроснабжения;

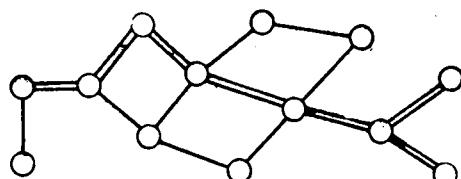


Рис. 4. Схема объединенной энергосистемы.

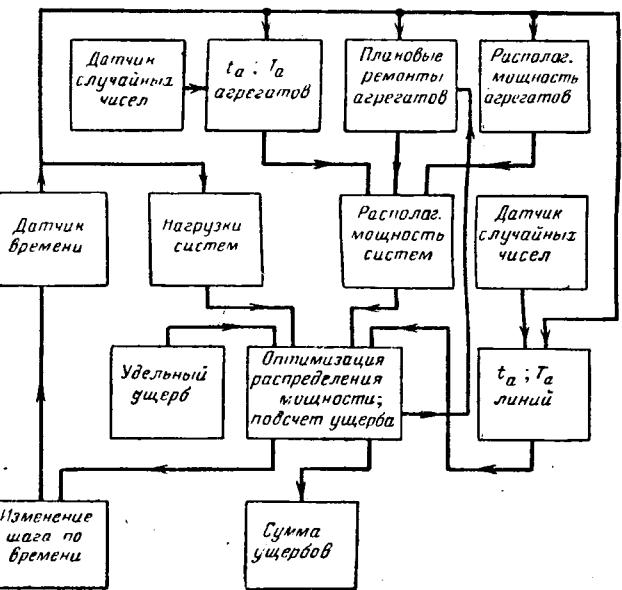


Рис. 5. Упрощенная структурная схема долгосрочной аварийной математической модели.

межсистемных линий электропередач — функции распределения длительности интервалов между авариями и длительности аварийного ремонта, предельная по условию устойчивости величина угла между векторами напряжений по концам межсистемных связей.

Расчет математического ожидания народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения начинается с определения времени выхода в аварию агрегатов и линий электропередач. Зная, какие агрегаты находятся в плановом ремонте и какие агрегаты и линии вышли в аварию, можно подсчитать дефицит мощности и недоотпуск электроэнергии.

Предварительно для каждого суточного максимума нагрузки находят распределение генерируемой мощности между нагрузками систем с учетом ограниченной пропускной способности межсистемных электропередач, отвечающее минимуму народнохозяйственного ущерба от недоотпуска электроэнергии. Здесь может быть использован один из итерационных методов оптимизации. Итерации обрываются, когда найдено распределение, при котором ущерб равен нулю, либо после определения величины минимума ущерба. При ущербе, равном нулю, аналогичный расчет повторяется для следующего суточного максимума. Если ущерб отличен от нуля, то производится определение часовых ущербов, начиная с часа первой аварии в интервале между предыдущим максимумом и данным. Одновременно прекращается вывод очередных агрегатов в плановый ремонт до тех пор, пока в системе наблюдается дефицит мощности. Отсрочка вывода в ремонт штрафуется, исходя из предположения о выполнении плана ремонтов за счет увеличения расходов на сверхурочные работы и т. п. Все часовые ущербы суммируются с дифференциацией по величине дефицита мощности и характеру перерыва электроснабжения — непредви-

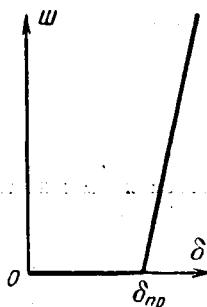


Рис. 6. Штрафная функция.

структурной схемой, изображенной на рис. 5.

Ограничения пропускной способности по условию статической устойчивости межсистемных линий электропередач могут быть учтены с помощью штрафных функций. Штрафная функция (рис. 6) равна нулю при угле по электропередаче, меньшем предельного, и резко возрастает при его превышении. Наклон штрафной функции легко выбрать таким, чтобы предельный угол превышался не более чем на  $2-3^\circ$ , что, учитывая принятый способ задания предела пропускной способности, вполне допустимо.

**Приложение 1. Рекомендации по сбору данных об аварийных и плановых ремонтах и их обработке<sup>2</sup>.** Методы сбора и обработки данных об аварийных и плановых ремонтах элементов энергосистем могут быть различными для отдельных видов элементов. Поэтому приводимые ниже рекомендации следует рассматривать как основу для их сбора и обработки, внося необходимые изменения в зависимости от конкретных особенностей элементов. Однако форма для сбора данных об аварийных и плановых ремонтах элементов должна быть единой с тем, чтобы можно было обобщать данные, собранные различными организациями или лицами.

Сбор статистических данных об аварийных и плановых ремонтах (простоях) элементов энергосистем должен производиться организациями, непосредственно эксплуатирующими энергетические установки, а обработка — одним из научно-исследовательских институтов Государственного производственного комитета по энергетике и электрификации СССР.

А. Сбор статистических данных об аварийных и плановых ремонтах элементов энергосистем (котлов, турбоагрегатов, трансформаторов, линий электропередач, сборных шин, выключателей, отделителей, разъединителей и т. д.) предполагается проводить по следующей форме.

#### 1. Наименование элемента.

#### 2. Характеристика элемента и условия работы.

#### 3. Таблица аварийных и плановых ремонтов

Время выхода в аварию или плановый ремонт	Время ввода в работу	Длительность ремонта, ч	Причина ремонта (аварии) и характер ремонтных и реконструктивных работ
Месяц, день, час			

**Приложения:** 1. Если во время работы наблюдается отклонение располагаемой мощности от номинальной, то его величина и причина должны быть отмечены.

2. Для линий в таблице следует указывать также успешные АПВ. 3. При сборе данных по оборудованию распределительных устройств должны быть приложены схемы распределительства, а по линиям электропередач — схема сети (в масштабе) с указанием характера трасс.

Б. Обработка данных об аварийных ремонтах элементов ведется для групп идентичных элементов, работающих в сход-

<sup>2</sup> Вопросы распространения статистических данных о повреждаемости элементов энергосистем на вновь сооружаемые объекты здесь не рассматриваются.

ных условиях эксплуатации. Для линий электропередач интервалы между авариями приводятся к одной длине, равной 100 км, по формуле

$$T_{ii} = T_{ii,\Phi} \frac{l_{\Phi}}{100},$$

где  $T_{ii}$  — приведенный интервал;  $T_{ii,\Phi}$  — фактический интервал.

Для выявления необходимости учета неравномерности распределения аварий в течение года строится гистограмма числа аварий по месяцам года. При неравномерном распределении аварий год делится на отдельные периоды, для которых определяются функции распределения.

Для построения функции распределения интервалов между авариями  $F(T_{ii})$  составляется ряд распределения в виде:

$$\begin{array}{lll} \text{длительность интервала} & T_{i1}, T_{i2}, \dots, T_{ii}, \dots, T_{in} \\ \text{число интервалов} & a_{i1}, a_{i2}, \dots, a_{ii}, \dots, a_{in} \\ \text{вероятность} & p_{i1}, p_{i2}, \dots, p_{ii}, \dots, p_{in}, \end{array}$$

где  $T_{ii}$  — длительность интервала между авариями в днях при

$$T_{ii(i-1)} < T_{ii} < T_{ii(i+1)};$$

$a_{ii}$  — число интервалов данной длительности;

$p_{ii}$  — вероятность появления интервала данной длительности, равная:

$$p_{ii} = \frac{a_{ii}}{n} \left( \sum_0^n p_{ii} = 1 \right);$$

$n$  — общее число интервалов в ряде.

При составлении ряда не учитываются аварии, причиной которых явилось повреждение смежного элемента, т. е. появившееся в результате развития аварий.

Функция распределения  $F(T_{ii})$  вычисляется по формуле

$$F(T_{ii}) = \sum_{T_{ii} < T_{ii}} p_{ii},$$

где суммирование ведется по значениям  $i$ , для которых  $T_{ii} < T_{ii}$ .

Функция распределения длительности аварийного ремонта вычисляется аналогично, но время измеряется в часах.

Распределение аварий по часам суток также представляется в виде ряда:

$$\begin{array}{llll} \text{час суток} & 1 & 2 & 3 \dots 24 \\ \text{число аварий} & a_1 & a_2 & a_3 \dots a_{24} \\ \text{вероятность} & p_1 & p_2 & p_3 \dots p_{24} \end{array}$$

по которому строится соответствующая функция распределения.

Для учета одновременных аварий на линиях электропередач можно либо выявить их долю по отношению к общему числу аварий, либо построить отдельную функцию распределения интервалов между этими авариями. Поскольку длительность ремонтов при одновременных авариях может отличаться от длительности ремонтов при авариях на отдельных электропередачах, то целесообразно также построить отдельную функцию распределения длительности одновременных аварийных ремонтов.

Для учета развития аварий необходимо выявить, на какие смежные элементы может распространяться авария данного элемента и какова вероятность такого распространения.

**Приложение 2. Краткосрочная аварийная математическая модель энергосистемы.** Исходные данные:

1. Располагаемая мощность агрегатов:

$$P_1, P_2, \dots, P_i, \dots, P_n.$$

2. Экономическая мощность агрегатов:

$$P_{ek1}, P_{ek2}, \dots, P_{eki}, \dots, P_{ekn},$$

где

$$P_{ek(i-1)} > P_{ek i} > P_{ek(i+1)}.$$

Здесь под экономической мощностью понимается такая мощность нагрузки системы, при которой по условию минимума расхода топлива целесообразен останов (пуск) данного агрегата, т. е.

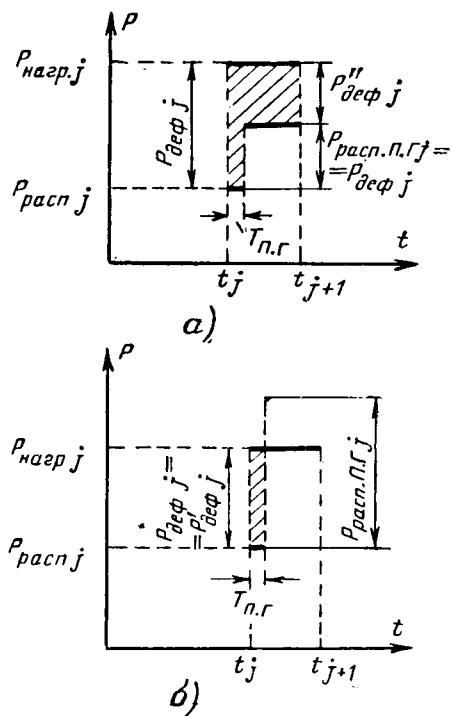


Рис. 7. Составляющие дефицита мощности.

при  $P_{\text{nagr},j} > P_{\text{эк},i}$  агрегат  $i$  по условию экономии топлива должен работать;

при  $P_{\text{nagr},j} \leq P_{\text{эк},i}$  агрегат  $i$  по условию экономии топлива должен стоять.

Экономическая мощность  $P_{\text{эк}}$  должна быть предварительно определена по условию минимума расхода топлива для рассматриваемых условий работы системы.

3. Время пуска агрегатов (включая время, необходимое для набора мощности до располагаемой):

$$T_{\text{п1}}, T_{\text{п2}}, \dots, T_{\text{пi}}, \dots, T_{\text{пn}}.$$

4. Номера агрегатов, для которых по техническим условиям допустим останов с целью экономии топлива.

5. Функции распределения длительности интервалов между авариями  $F(T_{\text{ii}})$  для каждого агрегата.

6. Функции распределения длительности аварийного простоя  $F(T_{\text{ai}})$  для каждого агрегата.

7. График нагрузки за рассматриваемый период времени  $T$ .

8. Удельный ущерб от недоотпуска электроэнергии потребителям:

$U'$  — при непредвиденном отключении длительностью  $T_{\text{п1}}$  (время пуска гидрогенераторов);

$U''$  — при непредвиденном отключении длительностью 1 ч;

$U$  — отключение с предупреждением (длительность не определена).

Требуется определить математическое ожидание народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения вследствие аварийных выходов из работы агрегатов за период времени  $T$ .

Задача решается методом статистических испытаний. Порядок расчета величины народнохозяйственного ущерба за одну реализацию случайного процесса аварийного выхода из работы агрегатов следующий:

I. Выбираются случайные числа и определяются момент выхода (в часах) в аварию каждого работающего агрегата  $t_{\text{ai}}$  и длительность аварийных простоя  $T_{\text{ai}}$ .

II. Определяется  $t_{\text{ai}}^{\text{мин}}$  и сравнивается с  $T$ :

$t_{\text{ai}}^{\text{мин}} > T$  — аварий за рассматриваемый период времени нет, дефицит мощности отсутствует, ущерб равен нулю, расчет данной реализации на этом заканчивается;

$t_{\text{ai}}^{\text{мин}} < T$  — авария есть и, следовательно, возможен дефицит мощности. Тогда производится выборка всех  $t_{\text{ai}}$ .

меньших  $T$ . Выбранные времена выхода в аварию располагаются в порядке их возрастания

$$t_{\text{ai}1}, \dots, t_{\text{ai}i}, \dots, t_{\text{ai}\phi},$$

где  $t_{\text{ai}1} = t_{\text{ai}}^{\text{мин}}$ ;

$t_{\text{ai}\phi}$  — последняя авария за период  $T$ .

Подсчитывается суммарная располагаемая мощность агрегатов, отключающихся в результате аварий в начале каждого часа:

$$P_{\text{расп},\alpha}, \dots, P_{\text{расп},\tau}, \dots, P_{\text{расп},\phi}.$$

III. В течение рассматриваемого периода до момента времени  $t_{\text{ai}}^{\text{мин}}$  дефицит мощности невозможен, поэтому расчет баланса мощности начинается с момента времени  $t_j = t_{\text{ai}}^{\text{мин}}$ .

Для момента времени  $t_j$ :

а) вычисляется располагаемая мощность агрегатов системы

$$P_{\text{расп},j} = \sum_{\text{раб}} P_{ij},$$

равная сумме располагаемых мощностей всех агрегатов, находящихся в работе.

Считаем, что:

при  $P_{\text{nagr},j} > P_{\text{эк},i}$  агрегат работает;

при  $P_{\text{nagr},j} \leq P_{\text{эк},i}$  агрегат стоит;

при  $t_{\text{ai}} + T_{\text{ai}} + T_{\text{п1}} \leq t_j \leq t_{\text{ai}}$  агрегат в аварийном простое.

Для тех агрегатов, которые по каким-нибудь причинам, кроме экономии топлива, не должны останавливаться, задано  $P_{\text{эк}}=0$ .

б) вычисляется дефицит мощности

$$P_{\text{деф},j} = P_{\text{nagr},j} - P_{\text{расп},j}^*,$$

при  $P_{\text{деф},j} \leq 0$  дефицита нет и расчет этого часа заканчивается;

при  $P_{\text{деф},j} > 0$  есть дефицит мощности.

При наличии дефицита мощности для его ликвидации пускаются остановленные агрегаты. В первую очередь вводятся гидроагрегаты, имеющие время пуска  $T_{\text{п1}}$ , равное нескольким минутам.

Вычисляется суммарная располагаемая мощность пускаемых гидроагрегатов:

$$P_{\text{расп.п1},j} = \sum_{\text{ост; } T_{\text{п1}} < 1} P_{ij},$$

т. е. располагаемая мощность пускаемых гидроагрегатов равна сумме располагаемых мощностей агрегатов, которые в данный момент времени стоят и имеют время пуска меньше 1 ч. Предполагается, что все турбоагрегаты имеют время пуска, равное 1 ч или большее.

По истечении времени  $T_{\text{п1}}$  дефицит мощности будет равен:

$$P''_{\text{деф},j} = P_{\text{деф},j} - P_{\text{расп.п1},j}.$$

Он также может быть больше или меньше нуля:

при  $P''_{\text{деф},j} > 0$  (рис. 7, а)  $P'_{\text{деф},j} = P_{\text{расп.п1},j}$ ;

при  $P''_{\text{деф},j} < 0$  (рис. 7, б)  $P'_{\text{деф},j} = P_{\text{деф},j}$ .

в) вычисляется ущерб за первый час после первой аварии:

$$U_j = P'_{\text{деф},j} T_{\text{п1}} U' + P''_{\text{деф},j} U''.$$

На этом расчет первого часа после первой аварии заканчивается.

IV. Определение ущерба в каждый из следующих часов  $j+1, \dots, j+k, \dots, T$  производится следующим образом.

Проверяется, не вышел ли в  $j+k$ -й час в аварию какой-нибудь агрегат. Для этого  $t_{j+k}$  сравнивается с  $t_{\text{ai}}$ . Если  $t_{j+k} \neq t_{\text{ai}}$ , то дальнейший расчет выполняется в соответствии с изложенным ниже подпунктом «а», если  $t_{j+k} = t_{\text{ai}}$  — в соответствии с подпунктом «б».

а)  $t_{j+k} \neq t_{\text{ai}}$ .

\* При определении величины дефицита мощности не учтено возможное снижение частоты в энергосистеме и связанное с ним снижение мощности, потребляемой нагрузкой, за счет регулирующего эффекта последней. Указанные обстоятельства при желании могут быть учтены.

Вычисляется располагаемая мощность работающих агрегатов:

$$P_{\text{расп}(j+k)} = \sum_{\text{раб}} P_{i(i+k)}.$$

Установить, работает или остановлен каждый из агрегатов, можно, сопоставляя мощности нагрузки  $P_{\text{нагр}(j+k)}$  с экономической мощностью  $P_{\text{эк}}$ .

Считается, что агрегат работает, если удовлетворяется одно из следующих неравенств:

$$P_{\text{нагр}(j+k)} > P_{\text{эк}}, \quad (\text{П-1})$$

$$\left. \begin{aligned} P_{\text{нагр}(j+k)} + P_{\text{расп}\alpha} + \sum_{i=1}^{i-1} P_{\text{расп. ост } i} &> P_{\text{эк}} \\ \text{при } t_{j+k} &\geq t_{ai\alpha} + T_{ni}; \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-2})$$

$$P_{\text{нагр}(j+k)} + P_{\text{расп}(\alpha+1)} + \sum_{i=1}^{i-1} P_{\text{расп. ост } i} > P_{\text{эк}}$$

при

$$t_{j+k} \geq t_{ai(\alpha+1)} + T_{ni} \quad (\text{П-3})$$

и т. д. до

$$t_{ai\tau} \leq t_{j+k-1}.$$

Неравенство (П-1) показывает, работал бы агрегат или нет, если бы аварий не было.

Неравенства (П-2) показывают, был ли целесообразен пуск агрегата после первой аварии и закончился ли его пуск к рассматриваемому часу. Мощность нагрузки, с которой сопоставляется экономическая мощность, увеличена на располагаемую мощность агрегатов, вышедших из работы при первой аварии, а также на сумму располагаемых мощностей агрегатов, которые по условию экономии топлива должны работать, но находятся в процессе пуска, т. е. для которых удовлетворяется лишь первое из неравенств (П-2).

Неравенства (П-3) показывают, был ли целесообразен пуск агрегата после второй аварии и успел ли закончиться его пуск и т. д., включая все аварии, произошедшие до рассматриваемого момента времени  $t_{j+k}$ ; если одно из неравенств показало, что агрегат находится в работе, проверка по остальным не выполняется.

Определяется величина дефицита мощности:

$$P_{\text{деф}(j+k)} = P_{\text{расп}(j+k)} - P_{\text{нагр}(j+k)}$$

и при положительном дефиците вычисляется ущерб от недоотпуска электроэнергии за данный час:

$$Y_{j+k} = P_{\text{деф}(j+k)} Y.$$

$$6) t_{j+k} = t_{ai\tau}.$$

В соответствии с пунктом IV, а вычисляется величина дефицита мощности от всех аварий, произошедших до данного часа.

Если

$$P_{\text{деф}(j+k)} > 0,$$

то дефицит увеличивается на мощность агрегатов, вышедших в аварию в данный час, т. е. на

$$P''_{\text{деф}(j+k)} = P_{\text{расп}\tau},$$

где

$$\tau = j+k.$$

Тогда ущерб за час  $j+k$  будет равен:

$$Y_{j+k} = P_{\text{деф}(j+k)} Y - P''_{\text{деф}(j+k)} Y''.$$

Если дефицит мощности от прежних аварий был равен нулю, то он может появиться вследствие аварий, произошедших в начале данного часа. Тогда

$$P_{\text{деф}(j+k)} = P_{\text{расп}(j+k)} - P_{\text{нагр}(j+k)} - P_{\text{расп}\tau}.$$

Затем в соответствии с указаниями пункта III, б вычисляются составляющие дефицита мощности и подсчитывается ущерб:

$$Y_{j+k} = P'_{\text{деф}(j+k)} T_{n,i} Y' + P''_{\text{деф}(j+k)} Y''.$$

Подобным образом производится расчет для каждого часа, начиная с  $j+1$  до  $T$ .

V. По полученным выше часовым ущербам подсчитывается суммарная величина ущерба за рассматриваемый период времени:

$$Y = \sum_{k=0}^{T-j} Y_{j+k}.$$

На этом заканчивается расчет одной реализации случайного аварийного процесса системы. Выполнив аналогичным образом  $N$  реализаций, можно получить, как указывалось в начале статьи, математическое ожидание ущерба от недоотпуска электроэнергии потребителям за рассматриваемый период времени.

#### Литература

- Грудинский П. Г. и Горский Ю. М., Метод оценки надежности схем электроснабжения, Труды МЭИ, вып. 20, Госэнергоиздат, 1956.
- Глазунов А. А. и Глазунов А. А., Электрические сети и системы, Госэнергоиздат, 1960.
- Розанов М. Н., Некоторые вопросы проектирования сетей электрических систем, ВЗЭИ, 1963.
- Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1963.
- Применение вероятностных методов для определения располагаемой мощности генераторов энергосистем, Доклад комитета АИЕЕ, «Энергетические системы и энергетическое оборудование», США (перевод ГЭИ), февраль, 1961.
- Розанов М. Н., О существующих методах определения необходимой величины резерва активной мощности в энергосистемах, Труды ВЗЭИ, «Электроэнергетика», 1961.
- Розанов М. Н., Вероятностный метод определения народнохозяйственного ущерба от недоотпуска электроэнергии вследствие дефицита мощности в энергосистеме, Доклад на научно-техническом совещании «Применение вероятностных и статистических методов при проектировании и эксплуатации энергетических систем и электрических сетей», Киев, 1963.
- Вентцель Е. С., Теория вероятностей, Физматгиз, 1962.
- Маркович И. М. и Волков Г. А., Основные принципы определения оптимального резерва мощности в энергосистеме, Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и транспорт, 1963, № 3.
- Шор Я. Б., Статистические методы анализа и контроля качества и надежности, изд-во «Советское радио», 1962.
- Бусленко Н. П. и др., Метод статистических испытаний, Физматгиз, 1962.
- Волков Г. А., Определение оптимального резерва генерирующих мощностей при проектировании развития энергосистем, «Электричество», 1963, № 6.
- Горнштейн В. М., Руководящие указания по выбору наивыгоднейшего распределения активной нагрузки между тепловыми электростанциями, Информационные материалы ВНИИЭ, № 24, Госэнергоиздат, 1958.
- Горнштейн В. М., К вопросу о выборе наивыгоднейшего сочетания работающих агрегатов (распределения резерва) в системе, Труды ВНИИЭ, вып. 13, Госэнергоиздат, 1961.
- Волков Г. А., Выбор оптимальной величины включенного резерва мощности в энергосистеме, Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и транспорт, 1963, № 3.
- Вопросы планирования развития энергосистем, переводы статей, изд-во «Энергия», 1964.

[6.7.1964]



# Регулирование переключений трансформаторов в замкнутых сетях

Инж. СТЕФАН НАНЧЕВ

Народная Республика Болгария

Один из известных методов, применяемый для достижения экономического распределения мощностей в замкнутых неоднородных сетях, — это установка вольтодобавочных трансформаторов. Знакомые нам способы определения добавочной э. д. с., которую надо ввести, чтобы достичь минимум активных потерь, не могут быть использованы непосредственно для автоматического регулирования вольтодобавочных трансформаторов.

В настоящей статье ставится задача определить подходящий принцип регулирования вольтодобавочных трансформаторов при минимуме активных потерь в сети и дать структурную схему регулятора.

**Принцип регулирования вольтодобавочных трансформаторов в замкнутых сетях, включающих в себя линии с различным  $X/R$ .** Рассмотрим замкнутый контур, получающий питание из одной точки и имеющий  $n$  потребителей. В таком случае число линий в контуре будет  $n+1$ . Примем, что направления токов и добавочной э. д. с. совпадают с обозначенным на рис. 1 направлением обхода контура.

Если предположить, что каким-то образом можно измерить токи, протекающие через все линии контура, за исключением одного, например  $I_{k-1,k}$ , тогда для тока нагрузки в точке  $k-1$  при естественном и экономическом распределении мощностей в контуре получим:

$$\begin{aligned} I_{k-1} = & I_{0,1} \frac{\dot{Z}_{0,1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} + I_{12} \frac{\dot{Z}_{12}}{\dot{Z}_{k-1,k}} + \dots \\ & \dots + I_{k-2,k-1} \left( \frac{\dot{Z}_{k-2,k-1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} + 1 \right) + I_{k,k+1} \frac{\dot{Z}_{k,k+1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} + \dots \\ & \dots + I_{n,n+1} \frac{\dot{Z}_{n,n+1}}{\dot{Z}_{k-1,k}}; \end{aligned} \quad (1)$$

$$\begin{aligned} I_{k-1} = & I_{0,1} \frac{R_{0,1}}{R_{k-1,k}} + \dots \\ & \dots + I_{k-2,k-1} \left( \frac{R_{k-2,k-1}}{R_{k-1,k}} + 1 \right) + I_{k,k+1} \frac{R_{k,k+1}}{R_{k-1,k}} + \dots \\ & \dots + I_{n,n+1} \frac{R_{n,n+1}}{R_{k-1,k}}, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\dot{I}_{q,q+1}$  — ток, протекающий через линию, связывающую точки  $q$  и  $q+1$  при естественном распределении ( $q=0, 1, 2, \dots, n$ );

$I_{\vartheta q, q+1}$  — то же при экономическом распределении;

$\dot{Z}_{q,q+1}$  — полное сопротивление линии;

$R_{q,q+1}$  — активное сопротивление линии.

Связь между токами при естественном распределении, токами при экономическом распределении и уравнительным током, вызванным добавочной э. д. с., выражается следующими уравнениями:

$$\begin{aligned} I_{0,1} = & I_{\vartheta 0,1} - I_y; \quad I_{1,2} = I_{\vartheta 1,2} - I_y; \dots; \\ I_{n,n+1} = & I_{\vartheta n,n+1} - I_y. \end{aligned} \quad (3)$$

Токи нагрузок остаются постоянными при любом распределении токов в контуре (пренебрегаем изменением нагрузки, вызванным изменением напряжения), поэтому можно приравнять правые части уравнений (1) и (2). После преобразования с учетом уравнения (3) получим:

$$\begin{aligned} I_y \frac{\dot{Z}_0}{\dot{Z}_{k-1,k}} = & I_{\vartheta 0,1} \left( \frac{\dot{Z}_{0,1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} - \frac{R_{0,1}}{R_{k-1,k}} \right) + \dots \\ & \dots + I_{\vartheta k-2,k-1} \left( \frac{\dot{Z}_{k-2,k-1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} - \frac{R_{k-2,k-1}}{R_{k-1,k}} \right) + \\ & + I_{\vartheta k,k+1} \left( \frac{\dot{Z}_{k,k+1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} - \frac{R_{k,k+1}}{R_{k-1,k}} \right) + \dots \\ & \dots + I_{\vartheta n,n+1} \left( \frac{\dot{Z}_{n,n+1}}{\dot{Z}_{k-1,k}} - \frac{R_{n,n+1}}{R_{k-1,k}} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

После подстановки в (4)  $I_y = \frac{\Delta E}{Z_0}$  и  $Z = R + jx$  получим:

$$\Delta E = j \sum_{q=0}^n I_{\vartheta q, q+1} R_{q, q+1} \left( \frac{X_{q,q+1}}{R_{q,q+1}} - \frac{X_{k-1,k}}{R_{k-1,k}} \right) \quad (5)$$

или для продольной и поперечной составляющих:

$$\Delta E' = \sum_{q=0}^n I_{\vartheta p, q+1} a_{q, q+1}, \quad (6)$$

$$\Delta E'' = \sum_{q=0}^n I_{\vartheta a, q+1} a_{q, q+1}, \quad (7)$$

где  $I_{\vartheta p, q+1}$  — реактивный ток, протекающий по линии между точками  $q$  и  $q+1$ , при экономическом распределении;

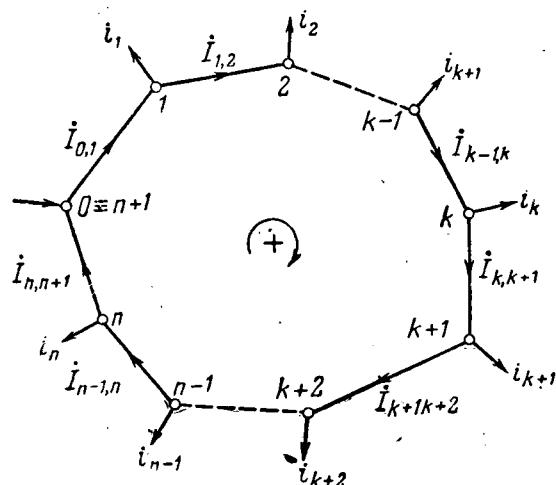


Рис. 1. Замкнутый контур с неоднородными линиями.

$I_{\text{за} q, q+1}$  — активный ток через ту же линию при экономическом распределении<sup>1</sup>.

На основании уравнений (6) и (7) можно сконструировать регуляторы для переключений вольтодобавочных трансформаторов. Необходимые для экономического распределения э. д. с.  $\Delta E'_z$  и  $\Delta E''_z$  получаются, если в уравнения (6) и (7) подставить токи, которые пройдут по линии при таком распределении. Если в тех же уравнениях заменить действительные величины тока, то найдутся э. д. с.  $\Delta E'_{\text{зад}}$  и  $\Delta E''_{\text{зад}}$ , получаемые задающими органами, которые работают по уравнениям (6) и (7). Регулятор сравнивает  $\Delta E'_{\text{зад}}$  и  $\Delta E''_{\text{зад}}$  с действительными величинами  $\Delta E'_d$  и  $\Delta E''_d$  и подает импульсы для переключения обмоток трансформаторов до тех пор, пока не будут соблюдены условия  $\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_d$  и  $\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_d$ .

Регулирование переключений трансформаторов в замкнутых сетях с различными номинальными напряжениями. Обычно в таких сетях применяются трансформаторы с регулированием под нагрузкой. Однако эти трансформаторы регулируют только продольную составляющую напряжения, и поэтому эффект от их применения для экономического распределения токов значительно меньше, чем при продольном и поперечном регулировании э. д. с. Если по технико-экономическим соображениям установка вольтодобавочных трансформаторов с поперечным регулированием невыгодна, то все-таки необходимо правильное регулирование трансформаторов, вводящих продольную э. д. с., так как при несогласованности в регулировании трансформаторов возможно появление больших уравнительных токов, ухудшающих к. п. д. сети.

В подобном случае нужно было бы применить уравнение (6), но это вносит ошибку. По уравнениям (6) и (7)  $\Delta E'_{\text{зад}}$  и  $\Delta E''_{\text{зад}}$  определяются токами, протекающими через линии. Эти токи изменяются при изменении  $\Delta E'_d$  и  $\Delta E''_d$ , и только при  $\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_d$  и  $\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_d$  распределение токов в сети отвечает экономическому (рис. 2). При отсутствии поперечного вольтодобавочного трансформатора всегда  $\Delta E''_d = 0$  и, следовательно, равенство  $\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_d$  никогда не выполняется. Тогда равенство  $\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_d$  получается при значениях, отличающихся от того, которое необходимо для экономического распределения токов. Поэтому необходима коррекция э. д. с.  $\Delta E'_{\text{зад}}$ , получаемой задающим органом, работающим по уравнению (6).

Электродвижущие силы  $\Delta E'_d$  и  $\Delta E''_d$  создают уравнительный ток, активная и реактивная составляющие которого определяются из следующих выражений:

$$I_{ya} = \frac{1}{R_0^2 + X_0^2} (\Delta E'_d R_0 + \Delta E''_d X_0); \quad (8)$$

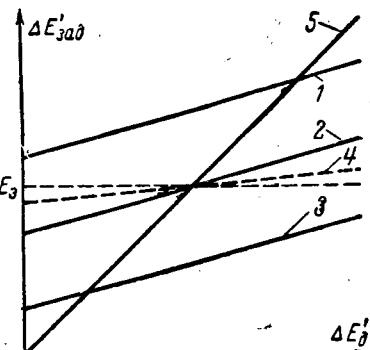
$$I_{yp} = \frac{1}{R_0^2 + X_0^2} (\Delta E'_d X_0 - \Delta E''_d R_0). \quad (9)$$

Подставив уравнения (3), (8) и (9) в уравнения (6) и (7), получим:

<sup>1</sup> Активные и реактивные составляющие тока взяты для точки приложения э. д. с.  $\Delta E$ .

Рис. 2. Изменение  $\Delta E'_{\text{зад}}$ .

1 —  $\Delta E'_{\text{зад}} = f(\Delta E'_d)$  при  $\Delta E''_d = 0$ ; 2 —  $\Delta E'_{\text{зад}} = f(\Delta E'_d)$  при  $\Delta E''_d = \Delta E''_z$ ; 3 —  $\Delta E'_{\text{зад}} = f(\Delta E'_d)$  при  $\Delta E''_d = 2\Delta E''_z$ ; 4 —  $\Delta E'_{\text{зад}} = f(\Delta E'_d)$  по уравнению (10); 5 —  $\Delta E'_{\text{зад}} = f(\Delta E'_d)$ .



$$\Delta E'_{\text{зад}} = \sum_{q=0}^n I_{p q, q+1} a_{q, q+1} + \frac{1}{R_0^2 + X_0^2} (\Delta E'_d X_0 - \Delta E''_d R_0) \sum_{q=0}^n a_{q, q+1}; \quad (10)$$

$$\Delta E''_{\text{зад}} = \sum_{q=0}^n I_{a q, q+1} a_{q, q+1} + \frac{1}{R_0^2 + X_0^2} (\Delta E'_d R_0 + \Delta E''_d X_0) \sum_{q=0}^n a_{q, q+1}. \quad (11)$$

Эти равенства верны, если только  $\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_d = \Delta E'_z$  и  $\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_d = \Delta E''_z$ .

Предположим, что  $\Delta E'_d = \Delta E'_z$  и  $\Delta E''_d = 0$ , тогда в уравнениях (10) и (11) будут отсутствовать члены, содержащие  $\Delta E'_d$ , и отсюда  $\Delta E'_{\text{зад}} \neq \Delta E'_z$  и  $\Delta E''_{\text{зад}} \neq \Delta E''_z$ . Искомые величины  $\Delta E'_{\text{зад}}$  и  $\Delta E''_{\text{зад}}$  первоначально найдутся из следующих уравнений:

$$\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_{\text{зад}0} - \frac{\Delta E''_z R_0}{R_0^2 + X_0^2} \sum_{q=0}^n a_{q, q+1}; \quad (10a)$$

$$\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_{\text{зад}0} + \frac{\Delta E''_z X_0}{R_0^2 + X_0^2} \sum_{q=0}^n a_{q, q+1}. \quad (11a)$$

Для того чтобы получить  $\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_z$ , применим метод последовательных приближений. Заменим в уравнении (11a)  $\Delta E''_z$  на  $\Delta E''_{\text{зад}0}$ , и полученная в результате этого величина  $\Delta E''_{\text{зад}}$  будет ближе к  $\Delta E''_z$ , чем к  $\Delta E''_{\text{зад}0}$ . Этот результат заменим снова в уравнении (11a) и т. д. В результате получим бесконечный ряд с границей:

$$\Delta E''_{\text{зад}} = \Delta E''_z = \Delta E''_{\text{зад}0} \frac{1}{1 - \frac{X_0}{R_0^2 + X_0^2} \sum_{q=0}^n a_{q, q+1}}. \quad (11b)$$

Заменяя полученное выражение в (10a) и, кроме того, имея в виду, что

$$\sum_{q=0}^n a_{q, q+1} = X_0 - R_0 \frac{X_{k-1, k}}{R_{k-1, k}},$$

получаем:

$$\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_s = \Delta E'_{\text{зад}0} - \Delta E''_{\text{зад}0} \frac{\frac{X_0}{R_0} - \frac{X_{k-1,k}}{R_{k-1,k}}}{1 + \frac{X_0}{R_0} \frac{X_{k-1,k}}{R_{k-1,k}}}.$$

Обозначив  $\operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{X_0}{R_0}$  и  $\operatorname{tg} \alpha_{k-1,k} = \frac{X_{k-1,k}}{R_{k-1,k}}$  и след-

лав преобразования, получим в итоге:

$$\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_{\text{зад}0} - \Delta E''_{\text{зад}0} \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha_{k-1,k}). \quad (106)$$

Уравнение (106) в сочетании с уравнениями (6) и (7) определяет принцип, по которому надо выполнить регулирование трансформаторов при отсутствии в сети вольтодобавочного трансформатора с поперечным регулированием.

**Применение выведенного выше принципа регулирования трансформаторов в замкнутых сетях.** Рассмотрим пример, когда сеть 110 кв получает напряжение по двум линиям 220 кв в двух различных точках (рис. 3). Линии в сети 110 кв обычно имеют близкие  $X/R$ , которые можно принять одинаковыми и равными  $X_c/R_c$ . Пусть произвольно взятое  $\frac{X_{k-1,k}}{R_{k-1,k}}$  равно  $\frac{X_c}{R_c}$ . Тогда для  $\Delta E'_{\text{зад}0}$  и  $\Delta E''_{\text{зад}0}$  получаем:

$$\Delta E'_{\text{зад}0} = I_{p1} R_1 \left( \frac{X_1}{R_1} - \frac{X_c}{R_c} \right) - I_{p2} R_2 \left( \frac{X_2}{R_2} - \frac{X_c}{R_c} \right) = I_{p1} a_1 - I_{p2} a_2; \quad (6a)$$

$$\Delta E''_{\text{зад}0} = I_{a1} a_1 - I_{a2} a_2. \quad (7a)$$

Для введения  $\Delta E'$  удобней всего использовать регулируемые под нагрузкой трансформаторы 220/110 кв (трансформаторы 1 и 2 на рис. 3). Для  $\Delta E''$  необходим специальный поперечный вольтодобавочный трансформатор. Если его установка невыгодна с точки зрения экономики, то мы должны удовлетвориться только существующими трансформаторами, и  $\Delta E'_{\text{зад}0}$  по уравнению (6) надо корректировать по уравнению (106), т. е.

$$\Delta E'_{\text{зад}} = \Delta E'_{\text{зад}0} - \Delta E''_{\text{зад}0} \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha_c) = I_{p1} a_1 - I_{p2} a_2 - (I_{a1} a_1 - I_{a2} a_2) \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha_c), \quad (12)$$

где  $I_{p1}$ ,  $I_{p2}$ ,  $I_{a1}$ ,  $I_{a2}$  — реактивные и активные токи, протекающие через линии 1 и 2;

$$a_1 = R_1 \left( \frac{X_1}{R_1} - \frac{X_c}{R_c} \right);$$

$$a_2 = R_2 \left( \frac{X_2}{R_2} - \frac{X_c}{R_c} \right);$$

$R_1$ ,  $X_1$ ,  $R_2$ ,  $X_2$  — активные и реактивные сопротивления линий 1 и 2 с учетом активных и реактивных сопротивлений трансформаторов;

$R_c$ ,  $X_c$  — активное и реактивное сопротивления сети 110 кв между точками, в которых включены трансформаторы 1 и 2;

$$\alpha_c = \operatorname{arctg} \frac{X_c}{R_c};$$

$$\alpha_0 = \operatorname{arctg} \frac{X_1 + X_2 + X_c}{R_1 + R_2 + R_c}.$$

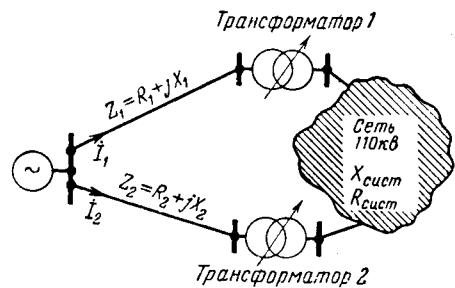


Рис. 3. Замкнутая сеть с двумя номинальными напряжениями.

Если обозначить  $a_3 = a_1 \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha_c)$  и  $a_4 = a_2 \operatorname{tg}(\alpha_0 - \alpha_c)$ , то уравнение (13) будет иметь следующий вид:

$$\Delta E'_{\text{зад}} = I_{p1} a_1 - I_{a1} a_3 - I_{p2} a_2 + I_{a2} a_4. \quad (12a)$$

Уравнение (12a) определяет принцип, по которому надо провести регулирование трансформаторов и структуру регуляторов. По этому уравнению регулирование можно провести двумя способами:

I. Необходимая для получения экономического распределения  $\Delta E'$  вводится только одним трансформатором, например 1, который регулируется по уравнению (12a). Трансформатор 2 устанавливается на ответвлении 0%. Величины активной и реактивной составляющих токов, протекающих через линии 1 и 2, подаются задающему органу регулятора. Ток  $I_1$  подается непосредственно от трансформаторов тока линии. Но для тока  $I_2$  необходимы два телеканала отдельно для каждой составляющей этого тока.

Если трансформатор 2 не установлен на ответвлении 0%, то он введет добавочную э. д. с., которая вызовет дополнительное перераспределение мощностей в контуре. Чтобы сохранить необходимое распределение мощностей, надо из заданной по уравнению (12a) э. д. с. вычесть ту, которая вводится трансформатором 2. При необходимости непрерывного регулирования трансформатора 2, связанного с требованием качества напряжения, нужен еще один телеканал. Если трансформатор 2 переключается не часто, а 1 или 2 раза в сутки, то эту коррекцию может делать вручную дежурный персонал.

На рис. 4 дана примерная структурная схема устройства для автоматического регулирования

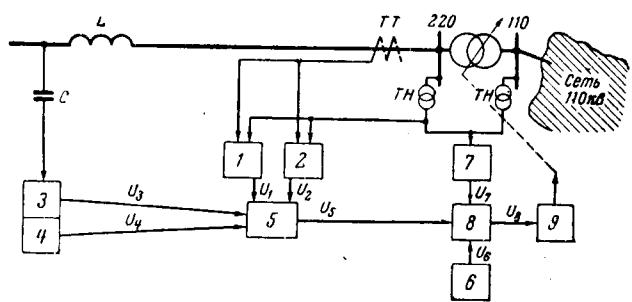


Рис. 4. Структурная схема регулирования напряжения трансформатора 1.

трансформатора 1. Назначение элементов этого устройства следующее:<sup>2</sup>

1. Измерительный орган для реактивного тока, дающий на выходе напряжение (ток),  $u_1 = kI_{P1}a_1$ .

2. Измерительный орган для активного тока  $u_2 = -kI_{A1}a_3$ .

3. Приемник телеканала, передающий величину реактивного тока по линии 2,  $u_3 = -kI_{P2}a_2$ .

4. То же для активного тока  $u_4 = kI_{A2}a_4$ .

5. Суммирующий орган  $u_5 = u_1 + u_2 + u_3 + u_4 = k(I_{P1}a_1 - I_{A1}a_3 - I_{P2}a_2 + I_{A2}a_4)$ .

6. Орган, определяющий введенную трансформатором 2 э. д. с.,  $u_6 = k\Delta E'_{2d}$ .

7. Измерительный орган, определяющий введенную трансформатором 1 э. д. с.,  $u_7 = k\Delta E'_{1d}$ .

8. Сравнивающий элемент  $u_8 = u_5 - u_6 - u_7$ .

9. Регулятор, подающий импульсы для переключения ответвлений трансформатора до тех пор, пока на его входе имеется напряжение (ток)  $u_{\text{вх}} = u_8 \neq 0$ .

II. Необходимая э. д. с. вводится двумя трансформаторами; э. д. с.  $\Delta E'_{\text{зад}}$  по уравнению (12а) можно разделить на две э. д. с., которые задаются отдельно каждому трансформатору:

$$\Delta E'_{1\text{зад}} = I_{P1}a_1 - I_{A1}a_3; \quad (13)$$

$$-\Delta E'_{2\text{зад}} = I_{P2}a_2 - I_{A2}a_4. \quad (14)$$

По уравнениям (13) и (14) вводимая каждым трансформатором э. д. с. определяется активной и реактивной составляющими тока, протекающего по линии к трансформатору. Тогда совершенно необязательно иметь два телеканала, передающие токи  $I_{P2}$  и  $I_{A2}$  до трансформатора 1. При более сложной конфигурации линий 220 кв подобное разделение вводимой трансформаторами э. д. с. сводит к минимуму употребление телеканалов.

<sup>2</sup> В рассматриваемом случае допущено, что напряжения трансформаторов 1 и 2 совпадают по фазе.

Структурная схема при этом способе регулирования отличается от описанной рис. 4 только тем, что в ней отсутствуют элементы 3 и 4.

Второй способ регулирования экономичнее первого, так как требует меньшего числа телеканалов и должен применяться в тех случаях, когда регуляторы можно поставить на оба трансформатора.

**Выводы.** 1. Регулирование трансформаторов в замкнутых сетях можно осуществить, используя критерий для минимума активных потерь в сети.

2. Если в сети установлены поперечные и продольные вольтодобавочные трансформаторы, то регулирование напряжения должно осуществляться ими совместно по уравнениям (6) и (7).

3. При отсутствии поперечных вольтодобавочных трансформаторов регулирование напряжения надо вести по уравнению (10б). Это уравнение можно использовать и при регулировании трансформаторов, которые связывают линии с различными напряжениями.

4. Чтобы провести регулирование, как правило, необходимы телеканалы, однако их число может быть сведено к минимуму, а в некоторых частных случаях телеканалы вообще могут не устанавливаться.

#### Литература

1. Холмский В. Г., Применение регулируемых трансформаторов в электрических сетях, Госэнергоиздат, 1950.

2. Москалев А. Г., Автоматическое регулирование режима энергетической системы по частоте и активной мощности, Госэнергоиздат, 1960.

3. Применение полупроводников в устройствах релейной защиты и системной автоматики, Госиздат, «Высшая школа», 1962.

4. Мемедяров О. С., Экономичное распределение мощностей между параллельно включенными линиями с различными напряжениями, Доклады на всесоюзной конференции по качеству напряжения и его регулированию в электрических сетях и системах, 1961.

[23.11.1964]



УДК 621.31

## Наивыгоднейшее распределение нагрузок в объединенных энергосистемах

*Кандидат техн. наук, доц. Г. М. ПАВЛОВ*

*Ленинград*

С созданием объединенных энергосистем задача наивыгоднейшего распределения нагрузок необходимо решать с учетом смежных систем энергообъединения [Л. 1 и 2].

Можно рассматривать энергообъединение как единое целое. Тогда методика решения задачи не будет отличаться от методики решения в отдельных энергосистемах. Недостатком такого способа является необходимость передачи большого объема информации в вычислительный центр.

Возможен и другой вариант решения поставлен-

ной задачи. В каждой из энергосистем объединения задача наивыгоднейшего распределения решается самостоятельно, а влияние смежных систем учитывается за счет получения информации только с пограничных точек. При этом значительно сокращается объем информации, передаваемой в вычислительный центр. Одним из основных вопросов при таком решении является раздельное определение частичных удельных потерь.

При решении задачи наивыгоднейшего распределения приходится оперировать частичными удель-

ными потерями, под которыми понимается отношение приращения потерь в сети к приращению мощности той станции, для которой определяется эта величина. Предполагается, что приращение мощности станции идет на покрытие нагрузки балансирующей точки.

Здесь уместно напомнить и подчеркнуть, что при определении частичных удельных потерь приращение мощности дается только на одной из станций, а мощности всех прочих станций и нагрузок, за исключением балансирующей точки, остаются неизменными, т. е.

$$\sigma_i = \frac{\partial \pi}{\partial P_i}. \quad (1)$$

Определим частичные удельные потери  $i$ -й станции в случае, когда мощность одной из станций, например  $j$ -й, зависит от мощности  $i$ -й станции. В этом случае

$$\frac{\partial \pi}{\partial P_i} = \frac{\partial \pi'}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi}{\partial P_j} \frac{\partial P_j}{\partial P_i}, \quad (2)$$

где  $\frac{\partial \pi'}{\partial P_i}$  — частичные удельные потери, обусловленные изменением только  $\partial P_i$ ;

$\frac{\partial \pi}{\partial P_j}$  — частичные удельные потери, обусловленные изменением только  $\partial P_j$ .

Изложенный принцип позволяет определять частичные удельные потери по частям, что составляет основу раздельного решения задачи в объединенных энергосистемах.

Рассмотрим объединение, состоящее из двух энергосистем  $A$  и  $B$ , связанных между собой двумя межсистемными ЛЭП (см. рисунок). Примем условно шины  $M$  и  $N$  за границу раздела между системами. Пусть нас интересует  $\sigma_i = \frac{\partial \pi}{\partial P_i}$ . Если бы при приращении  $\partial P_i$  обменные мощности оставались неизменными, то как в межсистемных ЛЭП, так и в системе  $B$  приращение потерь равнялось бы нулю и для нахождения  $\sigma_i$  можно было бы ограничиться только системой  $A$ . При этом

$$\sigma_i = \frac{\partial \pi}{\partial P_i} = \frac{\partial \pi'}{\partial P_i}. \quad (3)$$

Фактически, при  $\partial P_i$  происходит перераспределение обменных мощностей, вследствие чего появляется дополнительное приращение потерь в системах  $A$  и  $B$ . Это приращение необходимо учитывать при нахождении частичных удельных потерь  $i$ -й станции. Поскольку

$$\left. \begin{aligned} P_{\text{обм } NA} &= f_1(P_i), \\ P_{\text{обм } MA} &= f_2(P_i), \\ P_{\text{обм } NB} &= f_3(P_i), \\ P_{\text{обм } MB} &= f_4(P_i), \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

то частичные удельные потери для  $i$ -й станции можно найти по частям, а именно:

$$\frac{\partial \pi}{\partial P_i} = \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } NA}} \frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } MA}} \frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_i} \frac{\partial P_{\text{обм } NB}}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм } MB}} \frac{\partial P_{\text{обм } MB}}{\partial P_i}, \quad (5)$$

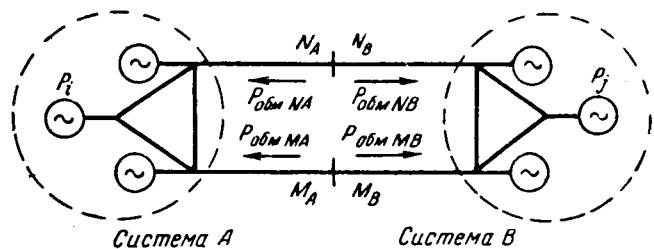


Схема энергообъединения.

где

$$\frac{\partial \pi'_A}{\partial P_i}, \quad \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } NA}}, \quad \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } MA}}, \quad \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм } NB}} \quad \text{и} \quad \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм } MB}}$$

— частичные удельные потери, обусловленные приращением только той мощности, которая указана в знаменателе. Прочие мощности полагаются неизменными, несмотря на зависимости (4).

Производные  $\frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_i}, \frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_i}, \frac{\partial P_{\text{обм } NB}}{\partial P_i}, \frac{\partial P_{\text{обм } MB}}{\partial P_i}$  можно найти с помощью расчетного стола переменного тока. По сути дела они представляют собой коэффициенты распределения вида  $a_{is} = \frac{\partial P_s}{\partial P_i}$  [Л. 1].

Учтем некоторые соотношения. Из рисунка следует:

$$\left. \begin{aligned} P_{\text{обм } NA} &= -P_{\text{обм } NB}, \\ P_{\text{обм } MA} &= -P_{\text{обм } MB}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

При приращении  $\partial P_i$  ( $\partial P_j$ ) сумма обменных мощностей не меняется, поэтому

$$\frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_i} + \frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_i} = 0$$

или

$$\frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_i} = -\frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_i}. \quad (7)$$

С учетом формул (6) и (7) для частных производных вида  $\frac{\partial P_{\text{обм } s}}{\partial P_{i(j)}}$  можем написать:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_i} &= -\frac{\partial P_{\text{обм } NB}}{\partial P_i} = -\frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_i} = \frac{\partial P_{\text{обм } MB}}{\partial P_i} = a_i, \\ \frac{\partial P_{\text{обм } NB}}{\partial P_j} &= -\frac{\partial P_{\text{обм } NA}}{\partial P_j} = -\frac{\partial P_{\text{обм } MB}}{\partial P_j} = \frac{\partial P_{\text{обм } MA}}{\partial P_j} = a_j. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Введем следующие обозначения:

$$\frac{\partial \pi'_A}{\partial P_i} = \sigma_{iA}, \quad \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } NA}} = \sigma_{NA}, \quad \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм } MA}} = \sigma_{MA},$$

$$\frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм } NB}} = \sigma_{NB}, \quad \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм } MB}} = \sigma_{MB}. \quad (9)$$

Эти частичные удельные потери определяются в каждой энергосистеме раздельно, например так, как в [Л. 3].

С учетом введенных обозначений получим для  $\frac{\partial \pi}{\partial P_i}$ :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \pi}{\partial P_i} = & \frac{\partial \pi_A}{\partial P_i} + \frac{\partial \pi_B}{\partial P_i} = [\sigma_{iA} + \alpha_i (\sigma_{NA} - \sigma_{MA})] + \\ & + [\alpha_i (\sigma_{MB} - \sigma_{NB})]. \end{aligned} \quad (10)$$

Основным условием оптимального распределения является минимум расхода топлива по всему объединению:

$$B_1 + \dots + B_i + \dots + B_j + \dots + B_n = B \rightarrow \min, \quad (11)$$

где  $n$  — суммарное число станций систем  $A$  и  $B$ .

Дополнительными условиями задачи являются условия сохранения баланса мощности в системе  $A$ :

$$\Sigma P_i + P_{\text{обм}} - \pi_A - \Sigma P_{\text{нA}} = W_A = 0 \quad (12)$$

и в системе  $B$ :

$$\Sigma P_j - P_{\text{обм}} - \pi_B - \Sigma P_{\text{нB}} = W_B = 0, \quad (13)$$

где  $P_{\text{обм}}$  — полная обменная мощность из системы  $B$  в систему  $A$ ;

$W_A$ ,  $W_B$  — обозначения функций.

Для определения минимума функции многих переменных по методу неопределенных множителей Лагранжа следует найти минимум вспомогательной функции

$$F = B + \lambda_A W_A + \lambda_B W_B, \quad (14)$$

где  $\lambda_A$ ,  $\lambda_B$  — неопределенные множители Лагранжа.

Для определения минимума приравняем нулю частные производные:

$$\frac{\partial F}{\partial P_i} = \frac{\partial B}{\partial P_i} + \lambda_A \frac{\partial W_A}{\partial P_i} + \lambda_B \frac{\partial W_B}{\partial P_i} = 0; \quad (15)$$

$$\frac{\partial F}{\partial P_j} = \frac{\partial B}{\partial P_j} + \lambda_A \frac{\partial W_A}{\partial P_j} + \lambda_B \frac{\partial W_B}{\partial P_j} = 0; \quad (16)$$

$$\frac{\partial F}{\partial P_{\text{обм}}} = \frac{\partial B}{\partial P_{\text{обм}}} + \lambda_A \frac{\partial W_A}{\partial P_{\text{обм}}} + \lambda_B \frac{\partial W_B}{\partial P_{\text{обм}}} = 0. \quad (17)$$

С учетом того, что

$$\frac{\partial P_{\text{обм}}}{\partial P_i} = 0, \quad \frac{\partial P_{\text{обм}}}{\partial P_j} = 0, \quad (18)$$

получим:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial W_A}{\partial P_i} &= 1 - \frac{\partial \pi_A}{\partial P_i}, & \frac{\partial W_B}{\partial P_j} &= 1 - \frac{\partial \pi_B}{\partial P_j}, \\ \frac{\partial W_B}{\partial P_i} &= -\frac{\partial \pi_B}{\partial P_i}, & \frac{\partial W_A}{\partial P_{\text{обм}}} &= 1 - \frac{\partial \pi_A}{\partial P_{\text{обм}}}, \\ \frac{\partial W_A}{\partial P_j} &= -\frac{\partial \pi_A}{\partial P_j}, & \frac{\partial W_B}{\partial P_{\text{обм}}} &= -1 - \frac{\partial \pi_B}{\partial P_{\text{обм}}}. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

Подставив эти значения производных в уравнения (15) и (16), найдем:

$$\frac{\partial B_i}{\partial P_i} + \lambda_A \left( 1 - \frac{\partial \pi_A}{\partial P_i} \right) + \lambda_B \left( -\frac{\partial \pi_B}{\partial P_i} \right) = 0; \quad (20)$$

$$\frac{\partial B_j}{\partial P_j} + \lambda_B \left( 1 - \frac{\partial \pi_B}{\partial P_j} \right) + \lambda_A \left( -\frac{\partial \pi_A}{\partial P_j} \right) = 0. \quad (21)$$

Неопределенные множители  $-\lambda_A$  и  $-\lambda_B$  — это частичные удельные расходы балансирующих точек систем  $A$  и  $B$ , т. е.

$$-\lambda_A = \delta_{0A}; \quad -\lambda_B = \delta_{0B}. \quad (22)$$

После преобразований получим:

$$\frac{\partial B_i}{\partial P_i} + \delta_{0A} \frac{\partial \pi_A}{\partial P_i} + \delta_{0B} \frac{\partial \pi_B}{\partial P_i} = \delta_{0A}; \quad (23)$$

$$\frac{\partial B_j}{\partial P_j} + \delta_{0B} \frac{\partial \pi_B}{\partial P_j} + \delta_{0A} \frac{\partial \pi_A}{\partial P_j} = \delta_{0B}, \quad (24)$$

откуда

$$\begin{aligned} \delta_i &= \delta_{0A} [1 - \sigma_{iA} - \alpha_i (\sigma_{NA} - \sigma_{MA})] - \\ &- \alpha_i \delta_{0B} (\sigma_{MB} - \sigma_{NB}); \end{aligned} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} \delta_j &= \delta_{0B} [1 - \sigma_{jB} - \alpha_j (\sigma_{NB} - \sigma_{MB})] - \\ &- \alpha_j \delta_{0A} (\sigma_{MA} - \sigma_{NA}), \end{aligned} \quad (26)$$

где

$$\frac{\partial B}{\partial P} = \delta.$$

Подставив в условие (17) значения производных  $\frac{\partial W_A}{\partial P_{\text{обм}}}$  и  $\frac{\partial W_B}{\partial P_{\text{обм}}}$  и учитя формулу (22), получим:

$$\delta_{0A} \left( 1 - \frac{\partial \pi_A}{\partial P_{\text{обм}}} \right) = \delta_{0B} \left( 1 + \frac{\partial \pi_B}{\partial P_{\text{обм}}} \right). \quad (27)$$

Это условие определяет собой равенство частичных удельных расходов в пограничных точках, которое для нашего случая можно записать следующим образом:

$$\begin{aligned} \delta_{0A} \left( 1 - \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм} NA}} \frac{\partial P_{\text{обм} NA}}{\partial P_{\text{обм}}} - \frac{\partial \pi'_A}{\partial P_{\text{обм} MA}} \frac{\partial P_{\text{обм} MA}}{\partial P_{\text{обм}}} \right) &= \\ = \delta_{0B} \left( 1 + \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм} NB}} \frac{\partial P_{\text{обм} NB}}{\partial P_{\text{обм}}} + \frac{\partial \pi'_B}{\partial P_{\text{обм} MB}} \frac{\partial P_{\text{обм} MB}}{\partial P_{\text{обм}}} \right). \end{aligned} \quad (28)$$

Обозначим  $\frac{\partial P_{\text{обм} NA}}{\partial P_{\text{обм}}} = \beta$ . При этом

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_{\text{обм} MA}}{\partial P_{\text{обм}}} &= (1 - \beta), & \frac{\partial P_{\text{обм} NB}}{\partial P_{\text{обм}}} &= -\beta, \\ \frac{\partial P_{\text{обм} MB}}{\partial P_{\text{обм}}} &= -(1 - \beta). \end{aligned}$$

С учетом этих обозначений, а также обозначений по формулам (9) условие (28) запишется в следующем виде:

$$\begin{aligned} \delta_{0A} [1 - \beta \sigma_{NA} - (1 - \beta) \sigma_{MA}] &= \\ = \delta_{0B} [1 - \beta \sigma_{NB} - (1 - \beta) \sigma_{MB}]. \end{aligned} \quad (29)$$

При раздельном решении задачи в смежную энергосистему необходимо передавать лишь информацию о значениях обменных мощностей или о величинах  $\delta$  и  $\sigma$  в пограничных точках.

Рассмотренный принцип пригоден для объединения с любым числом межсистемных ЛЭП. Если две системы соединяются между собой всего одной межсистемной ЛЭП, то коэффициенты распределе-

# Абсолютный и относительные оптимумы при выборе экономичного состава агрегатов в энергосистеме

Кандидат техн. наук К. А. СМИРНОВ

Энергетический институт имени Г. М. Кржижановского

В основе большинства существующих методов расчета экономичного состава агрегатов в энергосистеме лежит применение критерия выгодности отключения и включения отдельных агрегатов.

Если часовые расходы, с которыми работает агрегат с номером  $i$ , больше, чем увеличение часовых расходов на остальных агрегатах энергосистемы при передаче на них нагрузки с агрегата  $i$ , то отключение агрегата будет выгодно. Это условие, представляющее собой критерий выгодности отключения агрегата, может быть выражено соотношением<sup>1</sup>

$$b_{bi} > \epsilon_{b,cr}, \quad (1)$$

где  $b_{bi}$  — удельный расход агрегата  $i$ , приведенный к некоторой базисной точке системы;

$\epsilon_{b,cr}$  — среднее значение приведенного к базисной точке относительного прироста расходов системы при передаче нагрузки с агрегата  $i$  на систему. Приведение этих величин к базисной точке позволяет учесть потери в сетях.

Критерий выгодности включения агрегата выражается аналогично условием:

$$b_{bi} < \epsilon_{b,cr}. \quad (2)$$

Однако в ряде задач вследствие влияния главным образом потерь в сетях расчет по этим критериям не приводит к однозначному решению.

В связи с этим необходимо ввести некоторые понятия об относительных и абсолютном оптимумах при выборе оптимального состава агрегатов.

Примем некоторый произвольный состав включенных агрегатов, при котором покрывается баланс мощностей при экономическом распределении мощностей между агрегатами.

Будем производить последовательное отключение или включение агрегатов в соответствии с критериями (1) и (2) в порядке наибольших удельных экономий, т. е. величин  $b_{bi} - \epsilon_{b,cr}$  или соответственно  $\epsilon_{b,cr} - b_{bi}$ , получаемых при изменении состояния агрегатов. При этом будем соблюдать эко-

<sup>1</sup> Смирнов К. А., Выбор наиболее экономичного состава включенных агрегатов, «Электричество», 1962, № 1.

ния  $a_{is}$  равны нулю, а  $\beta = 1$ . Решение задачи значительно упрощается, поскольку уравнения (25), (26), (29) принимают следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} \delta_i &= \delta_{0A} (1 - \sigma_{iA}), \\ \delta_j &= \delta_{0B} (1 - \sigma_{jB}), \\ \delta_{0A} (1 - \sigma_{NA}) &= \delta_{0B} (1 - \sigma_{NB}). \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Если обменная мощность достигает своего предельного значения, то, начиная с этого момента, она должна поддерживаться на заданном уровне. Поэтому частные производные вида  $\frac{\partial P_{obm}}{\partial P_i} = a_{is}$  ста-

мичное распределение мощностей между агрегатами.

В результате каждого отключения или включения очередного агрегата мы будем получать некоторое конечное снижение расходов в энергосистеме, и, поскольку суммарное возможное снижение расходов ограничено, неизбежно придем к некоторому составу агрегатов, при котором получить какую-либо дополнительную экономию от изменения состояния какого-нибудь агрегата уже не представится возможным, т. е. отключение или включение любого из агрегатов соответственно критериям (1) и (2) будет уже невыгодным.

Этот состав агрегатов мы можем считать оптимальным. Однако состав агрегатов, отвечающий этому условию, мы определим лишь как относительный оптимум. В общем случае могут быть и другие составы агрегатов в данной энергосистеме, для которых соблюделено это же условие и которые, следовательно, тоже будут являться относительными оптимумами. В указанном случае тот из относительных оптимумов, который дает минимум минимorum расходов в энергосистеме, является абсолютным оптимумом.

Пусть, например, на шины электростанции, выдающей свою мощность в энергосистему по линии электропередачи с относительно большими потерями, работает несколько агрегатов различной мощности. Считаем, что при данном исходном режиме соответственно критерию (1) выгодно отключать каждый из этих агрегатов, причем выгодность их отключения определяется как экономическими характеристиками самих агрегатов, так и в значительной степени тем, что при отключении каждого из агрегатов происходит сильная разгрузка линии электропередачи, передающей мощность в энергосистему, и потери в ней существенно снижаются. Но после отключения одного из агрегатов, например агрегата № 1, линия разгрузится, и отключение каждого из остальных агрегатов станет уже невыгодным, так как снижение потерь в разгруженной линии при отключении каждого из

новятся равными нулю, и в каждой энергосистеме задача наивыгоднейшего распределения нагрузок может решаться независимо от смежной системы.

## Литература

- Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1963.
- Kirchmayer L. K., Economic control of interconnected systems, 1959.
- Маркович И. М., Общая формула потерь мощности в сетях и вычисление удельных приростов потерь, «Электричество», 1962, № 4.

[9.3.1965]



остальных агрегатов будет незначительным. Следовательно, состав агрегатов, в котором агрегат № 1 отключен, а остальные агрегаты включены, есть относительный оптимум. Но может оказаться, что вместо агрегата № 1 был отключен какой-нибудь другой агрегат, поскольку его отключение в исходном режиме выгодно; и в этом случае благодаря разгрузке линии отключение каждого из остальных агрегатов, в том числе агрегата № 1, станет уже невыгодным. Таким образом, мы получили бы новый относительный оптимум, отличный от первого. Возможно, что относительные оптимумы могли быть получены и при ряде других комбинаций отключенных агрегатов на этой электростанции.

В этом простом примере, очевидно, меньшие расходы будут в том из полученных двух относительных оптимумов, где не работает агрегат, отключение которого в исходном режиме дает большую абсолютную, а не удельную экономию расходов. Однако в более сложном случае отключение агрегатов в порядке наибольших абсолютных экономий расходов также может не привести к наилучшему решению.

Определение абсолютного оптимума для сложной энергосистемы путем сравнения всех возможных комбинаций включения имеющихся агрегатов при соблюдении баланса мощностей потребовало бы чрезмерно большого объема вычислений, даже если иметь в виду использование современных вычислительных машин.

Вообще отыскание абсолютного оптимума для сложной энергосистемы довольно затруднительно в связи с тем, что выгодность изменения состояния каждого агрегата зависит от относительного размещения остальных агрегатов в энергосистеме, их мощности и экономических характеристик и от конкретного состава включенных агрегатов. Наряду с этим для частного случая, когда агрегаты, которые могут изменять свое состояние, расположены в энергосистеме концентрированно и могут считаться размещенными в одном узле энергосистемы, представилось возможным разработать приемлемый для расчета метод определения всех относительных оптимумов. Сопоставление последних приводит к абсолютному оптимуму.

Общая задача для сложной энергосистемы может быть с известным приближением решена по следовательным решениям этих частных задач для отдельных районов.

Для простоты рассмотрим лишь задачу без учета влияния расходов, связанных с пуском агрегатов.

Примем, что базисная точка находится в рассматриваемом узле системы. Тогда значения мощностей агрегатов с индексами  $i$  и их удельные расходы, приведенные к базисной точке, будут равны их действительным значениям  $P_i$  и  $b_i$ . Будем считать, что расходная характеристика системы без агрегата  $i$ , приведенная к данной узловой точке, т. е. кривая зависимости расходов в системе от нагрузки, приложенной в этой узловой точке,  $G_{\text{систем}} = f(P_v)$  может быть в рассматриваемом диапазоне представлена кривой второго порядка.

Тогда вторая производная  $\frac{d^2G_{\text{систем}}}{dP_h^2} = \gamma$  будет постоянна, и критерии (1) и (2) для каждого агрегата  $i$  выражаются соответственно неравенствами

$$b_i > \varepsilon + \frac{\gamma P_i}{2} \text{ и } b_i < \varepsilon - \frac{\gamma P_i}{2},$$

где  $\varepsilon$  — значение относительного прироста системы в рассматриваемой узловой точке до изменения состояния агрегата  $i$ .

Величина  $\gamma$  всегда положительна. Она отражает изменения относительных приростов всех остальных агрегатов системы и прироста потерь в сетях при изменении состояния агрегата  $i$ . Можно с допустимым приближением принять, что в рассматриваемой области изменения режима при заданной нагрузке величина  $\gamma$  имеет для различных составов включенных агрегатов одинаковое значение.

Поставим перед собой задачу отыскания всех относительных оптимумов.

Для этого будем задаваться различными значениями относительного прироста системы  $\varepsilon$  и выяснять, в каком состоянии, т. е. во включенном или отключенном, должен находиться каждый из рассматриваемых агрегатов, исходя из соблюдения условий (1) и (2), если при этом имеет место относительный оптимум. При этом сначала мы не будем интересоваться соблюдением баланса мощностей в энергосистеме. Получив составы агрегатов, удовлетворяющие при данном  $\varepsilon$  условиям (1) и (2), выберем те из них, при которых соблюдается баланс мощностей.

Пусть принятый относительный прирост системы равен  $\varepsilon_{\text{пр}}$ . Пользуясь критериями выгодности отключения и включения агрегатов, попробуем определить должен ли в режиме системы при этом значении относительного прироста каждый из агрегатов быть во включенном или отключенном состоянии, если имеет место относительный оптимум.

Условия (1) и (2) выгодности отключения и включения агрегатов для данного режима представим в следующем виде:

1.  $b_i > \varepsilon_{\text{пр}} + \frac{\gamma P_i}{2}$  — если агрегат включен, то его выгодно отключить;

2.  $b_i < \varepsilon_{\text{пр}} + \frac{\gamma P_i}{2}$  — если агрегат включен, то его следует оставить в работе;

3.  $b_i > \varepsilon_{\text{пр}} - \frac{\gamma P_i}{2}$  — если агрегат отключен, то его следует оставить отключенным;

4.  $b_i < \varepsilon_{\text{пр}} - \frac{\gamma P_i}{2}$  — если агрегат отключен, то его выгодно включить в работу.

Рассмотрим по очереди каждый из агрегатов  $i$ .

Если у агрегата  $i$  удельный расход  $b_i$  будет настолько велик, что соблюдается условие п. 1, то, поскольку величины  $\varepsilon_{\text{пр}}$ ,  $\gamma$  и  $P_i$  положительны, соблюдается и условие п. 3; и соответственно этим условиям, если имеет место относительный оптимум, агрегат может быть только в отключенном состоянии. Действительно, если агрегат включен, то согласно условию п. 1 его выгодно отключить, и,

таким образом, режим при его включенном состоянии не будет относительным оптимумом, а если он отключен, то согласно условию п. 3 его нужно оставить отключенным, и при этом режим может быть относительным оптимумом.

Если у агрегата  $i$  удельный расход будет настолько мал, что соблюдается условие п. 4, то соблюдается и условие п. 2, и, если имеет место относительный оптимум, агрегат может быть только во включенном состоянии.

Наконец, если удельный расход агрегата  $b_i$  находится в пределах, в которых условия пп. 1 и 4 не соблюдаются, то для агрегата соблюдаются условия пп. 2 и 3, и если агрегат включен, то согласно второму условию он должен оставаться включенным, т. е. должен работать; с другой стороны, если агрегат отключен, то согласно условию п. 3 он должен оставаться отключенным, т. е. он не должен работать. Следовательно, для таких агрегатов с помощью критериев (1) и (2) нельзя однозначно определить, в каком состоянии должен при этом  $\varepsilon$  находиться агрегат, и, напротив, можно утверждать, что если при данном  $\varepsilon$  имеет место относительный оптимум, то такой агрегат может быть как во включенном, так и отключенном состояниях. Такие агрегаты будем называть неопределенными.

Таким образом, с точки зрения соблюдения критериев (1) и (2) режим с данным  $\varepsilon$  может быть относительным оптимумом в том случае, если: агрегаты, для которых соблюдено условие п. 1, отключены, для которых соблюдено условие п. 4 — включены, а все остальные агрегаты являются неопределенными и могут находиться как во включенном, так и в отключенном состояниях. Следовательно, для этих последних агрегатов должны быть рассмотрены все возможные варианты их включения.

Всю область возможных значений величины  $\varepsilon$  разобьем на отдельные зоны, в каждой из которых имеет место неизменное соблюдение любым из агрегатов условий пп. 1—4, т. е. если, например, для какого-нибудь агрегата  $i$  в начале данной зоны соблюдается условие п. 1, то оно должно соблюдаться для него на протяжении всей этой зоны.

Если идти в направлении повышения значений  $\varepsilon$ , то каждая зона будет заканчиваться и будет

начинаться следующая, если для какого-нибудь агрегата, который может быть только отключенным, т. е. для которого ранее соблюдалось условие п. 1, оно перестанет соблюдаться и будут соблюдены условия пп. 2 и 3, т. е. агрегат станет неопределенным, или когда для какого-нибудь из неопределенных агрегатов станет соблюдаться условие п. 4 и агрегат сможет быть только включенным.

Для каждой зоны выясним, какие из агрегатов должны быть включены, какие отключены, а какие являются неопределенными. Рассматривая все возможные варианты включения неопределенных агрегатов, получим соответственно возможные составы агрегатов, которые в этой зоне значений  $\varepsilon$  могут быть относительными оптимумами. Те составы из них, при которых в данной зоне  $\varepsilon$  соблюдается баланс мощностей, будут относительными оптимумами данной зоны.

Исходя из этого принципа, нетрудно также ограничить величину области  $\varepsilon$ , подлежащую разбивке на указанные зоны, в которых могут быть относительные оптимумы, причем число этих зон будет не столь велико. В свою очередь, число неопределенных агрегатов в каждой зоне будет также небольшим. Таким образом, общее число вариантов, которые нужно будет рассматривать, не будет чрезмерно велико, и задача может быть практически решена. В этом методе та часть расчета, в которой рассматриваются указанные зоны, требует относительно небольшого машинного времени. Основное время необходимо для расчета некоторого исходного относительного оптимума, поскольку это требует расчета ряда стационарных режимов энергосистемы, и для последующей корректировки расчета режима, которая может потребоваться.

В заключение отметим, что наряду с приведенным методом в ряде случаев можно применить метод последовательного отключения и включения агрегатов с учетом критериев (1) и (2), принимая различные очередности отключений и получая, таким образом, различные относительные оптимумы. При получении достаточно большого числа относительных оптимумов можно будет считать, что наиболее экономичный из них будет по величине расходов достаточно близок к абсолютному оптимуму.

[2.3.1965]



# Применение теории преобразователей к электромагнитному кондукционному насосу

Кандидат техн. наук Ю. А. БИРЗВАЛК

Институт физики АН Латвийской ССР

Электромагнитный кондукционный насос [Л. 1—3] служит для прокачивания электропроводящих жидкостей, в первую очередь жидких металлов. Механическая сила в насосе создается вследствие взаимодействия магнитного поля с постоянным током, подводимым к жидкому металлу. Основная часть тока протекает через жидкость в области сильного магнитного поля, в так называемой рабочей зоне. Эту часть именуют рабочим током ( $I_d$ , рис. 1) и определяют из уравнения

$$p_e = \frac{I_d B}{b}, \quad (1)$$

где  $B$  — магнитная индукция;

$b$  — высота канала (перпендикулярно направлению магнитного поля);

$p_e$  — электромагнитный напор.

Определенная часть тока — обходной ток  $I_b$  — как бы «обходит» магнитное поле по краям насоса и не создает напора. На величину токов  $I_d$  и  $I_b$  влияет противо-э. д. с.  $E$ , связанная с производительностью  $Q$  уравнением

$$Q = \frac{Eb}{B}. \quad (2)$$

Это обстоятельство учитывается коэффициентами  $k_d$  и  $k_b$  (рис. 1), которые так же, как и величины  $r_d$ ,  $r_b$ ,  $r_t$  (соответственно сопротивления рабочей и обходной зон и стенок канала), определяются при помощи токовых коэффициентов [Л. 3].

Канал насоса можно представить в качестве преобразователя электрической мощности  $P_1 = UI$  в гидравлическую  $P_2 = p_e Q$  (рис. 2) и применить к нему общую теорию преобразователей [Л. 4]. При этом канал насоса может рассматриваться как четырехполюсник с уравнениями в следующей  $z$ -форме:

$$\begin{aligned} U &= z_{11} I + z_{12} Q, \\ p_e &= z_{21} I + z_{22} Q. \end{aligned} \quad (3)$$

Коэффициенты  $z_{ij}$  определяются согласно общим правилам теории четырехполюсников:

$$\begin{aligned} z_{11} &= \frac{U}{I} \Big|_{Q=0} = \frac{r_d}{1+R_b}; \quad r_{12} = \frac{U}{Q} \Big|_{I=0} = \frac{B}{b(1+R_b)}; \\ z_{21} &= \frac{p_e}{I} \Big|_{Q=0} = \frac{B}{b(1+R_b)} = z_{12}; \\ z_{22} &= \frac{p_e}{Q} \Big|_{I=0} = -\frac{B^2 R_d}{b^2 r_d (1+R_b)}. \end{aligned}$$

Здесь

$$R_b = \frac{r_d}{r_b} + \frac{r_d}{r_t}; \quad R_d = k_d (1 + R_b) - 1.$$

При выводе выражения для  $z_{22}$  использовано соотношение [Л. 3], формула (7-3):

$$I_a = \frac{I - E R_d / r_d}{1 + R_b}.$$

Положительные направления величин выбраны таким образом ([Л. 5], рис. 99), что

$$z_{12} = z_{21}, \quad |a| = a_{11} a_{22} - a_{12} a_{21} = 1. \quad (4)$$

Это необходимо для того, чтобы в насосном режиме оказались положительными величины  $U$ ,  $I$ ,  $p_e$  и  $Q$ .

Для сокращения записи введем обозначения:  $z_{11} = r$ ,  $z_{12} = z_{21} = W$  (коэффициент преобразования),  $z_{22} = z$  (здесь  $z < 0$ ). Уравнения (3) при этих обозначениях примут вид:

$$\begin{aligned} U &= rI + WQ, \\ p_e &= WI + zQ. \end{aligned} \quad (3a)$$

Запишем уравнения канала в  $a$ -форме:

$$\begin{aligned} U &= a_{11} p_e + a_{12} Q, \\ I &= a_{21} p_e + a_{22} Q. \end{aligned} \quad (5)$$

Здесь

$$\begin{aligned} a_{11} &= \frac{r}{W} = \frac{b r_d}{B}; \quad a_{12} = -\frac{|z|}{W} = \frac{B k_d}{b}; \\ a_{21} &= \frac{1}{W} = \frac{b(1+R_b)}{B}; \quad a_{22} = -\frac{z}{W} = \frac{B R_d}{b r_d}. \end{aligned}$$

Обозначив через  $r_c$  сопротивление последовательной обмотки возбуждения насоса и подводящих шин, представим его в виде четырехполюсника, имеющего матрицу

$$\|a\| = \begin{vmatrix} 1 & r_c \\ 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Перемножая матрицы четырехполюсников  $I$  и  $II$  (рис. 3), находим уравнения насоса с учетом сопротивления обмотки и подводящих шин:

$$\begin{aligned} U_g &= \frac{b r_d}{B} (1 + R_c) p_e + \frac{B}{b} \left( k_d + \frac{r_c}{r_d} R_d \right) Q, \\ I &= \frac{b(1+R_b)}{B} p_e + \frac{B R_d}{b r_d} Q, \end{aligned} \quad (6)$$

где

$$R_c = \frac{r_c}{r_d} + \frac{r_c}{r_b} + \frac{r_c}{r_t}.$$

Принимая во внимание соотношения

$$r = \frac{a_{11}}{a_{21}}; \quad W = \frac{1}{a_{21}}; \quad z = -\frac{a_{22}}{a_{21}},$$

получаем уравнения (6) в  $z$ -форме:

$$\begin{aligned} U_g &= r_d \frac{1+R_c}{1+R_b} I + \frac{B}{b(1+R_b)} Q, \\ p_e &= \frac{B}{b(1+R_b)} I - \frac{B^2 R_d}{b^2 r_d (1+R_b)} Q. \end{aligned} \quad (7)$$

Найдем основные соотношения, характеризующие работу насоса при записи его уравнений в виде (3a) или (7).

Электромагнитный к. п. д. насоса, определенный из уравнений (3a), равен:

$$\eta_e = \frac{p_e Q}{U I} = \frac{1}{\left(1 - \frac{z}{z_2}\right) \left[ 1 + \frac{rz}{W^2} \left( \frac{z_2}{z} - 1 \right) \right]}, \quad (8)$$

где  $z_2 = p_e/Q$  — гидравлическое нагрузочное сопротивление насоса.

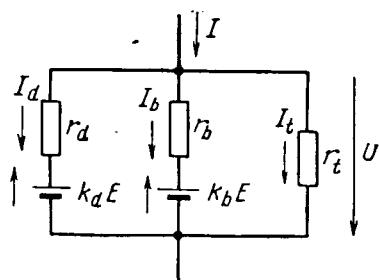


Рис. 1. Эквивалентная схема канала насоса.

Безразмерная величина  $rz/W^2 = -R$  играет важную роль в анализе работы насоса. При учете внешнего сопротивления  $r_c$  получаем:

$$\frac{rz}{W^2} = -R_d - \frac{r_c R_d (1 + R_b)}{r_d} = -R_d (1 + R_c) = -R, \quad (8a)$$

где  $R$  — безразмерный параметр насоса (введенный в работе [Л. 3], где он обозначен через  $\bar{R}$ ).

Путем дифференцирования выражения (8) по  $z_2/z$  находим, что максимум к. п. д. имеет место при

$$\left(\frac{z_2}{z}\right)_{\text{опт}} = -\sqrt{1 - \frac{W^2}{rz}} = -\sqrt{1 + \frac{1}{R}}. \quad (9)$$

Подставляя сюда значение  $z$ , получаем:

$$z_{\text{опт}} = \left(\frac{p_e}{Q}\right)_{\text{опт}} = \frac{B^2 R_d}{B^2 r_d (1 + R_b)} \sqrt{1 + \frac{1}{R}}. \quad (10)$$

Максимальное значение к. п. д.

$$\eta_{e \text{ макс}} = 1 - 2(\sqrt{R^2 + R} - R) \quad (11)$$

имеет место в режиме, аналогичном случаю согласованного включения четырехполюсника.

Из уравнений (3a) можно также найти выражение для входного сопротивления насоса

$$z_1 = \frac{U}{I} = r + \frac{W^2}{z_2 - z}, \quad (12)$$

из которого следует:

$$z_2 = \frac{p_e}{Q} = z + \frac{W^2}{z_1 - r}. \quad (12a)$$

Введем относительные сопротивления

$$Z_1 = \frac{z_1}{r}, \quad Z_2 = \frac{z_2}{z}. \quad (13)$$

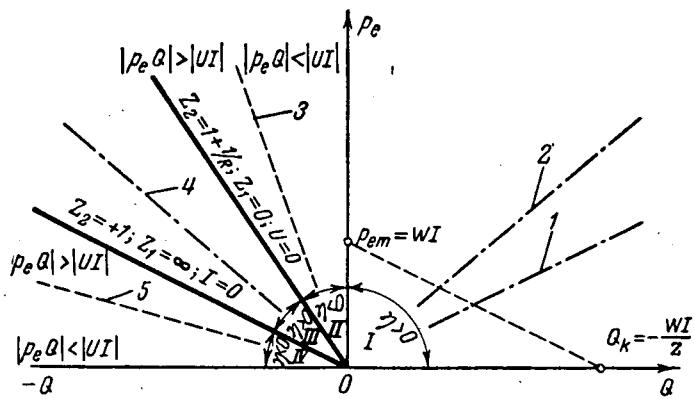


Рис. 4. Плоскость  $p_e Q$  с прямыми, ограничивающими области режимов преобразования.

Угол наклона для прямой  $Z_2=1$  произвольный; для других прямых угол наклона рассчитан при  $R=0,5$ .

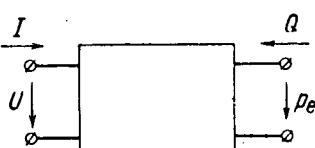


Рис. 2. Представление канала насоса четырехполюсником.

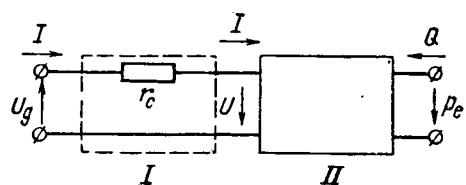


Рис. 3. Каскадное соединение четырехполюсников, содержащих внешнюю цепь (I) и канал насоса (II).

Тогда с учетом формулы (8) имеем:

$$\tau_{lc} = \frac{p_e Q}{U I} = \frac{1}{\left(1 - \frac{1}{Z_2}\right)[1 - R(Z_2 - 1)]} = \\ = \left(1 - \frac{1}{Z_1}\right)[1 - R(Z_1 - 1)], \quad (14)$$

а также

$$Z_1 = 1 - \frac{1}{R(Z_2 - 1)}, \quad Z_2 = 1 - \frac{1}{R(Z_1 - 1)}. \quad (15)$$

Исследование формул (14), (15) позволяет выявить четыре характерных режима работы преобразователя<sup>1</sup> при  $p_e > 0$ . На рис. 4 границы между этими режимами показаны сплошными линиями. При  $p_e < 0$  режимы аналогичны; им соответствуют третий и четвертый квадранты плоскости координат.

*Режим I.* При  $p_e > 0$ ,  $Q > 0$ ,  $z_2 > 0$ ,  $Z_2 < 0$  (первый квадрант) имеем обычный насосный режим:  $U > 0$ ,  $I > 0$ ,  $z_1 > 0$ ;  $\eta_e > 0$ . Условие  $Z_2 =$

<sup>1</sup> Автор благодарен Г. М. Шараповой, обратившей его внимание на эти режимы.

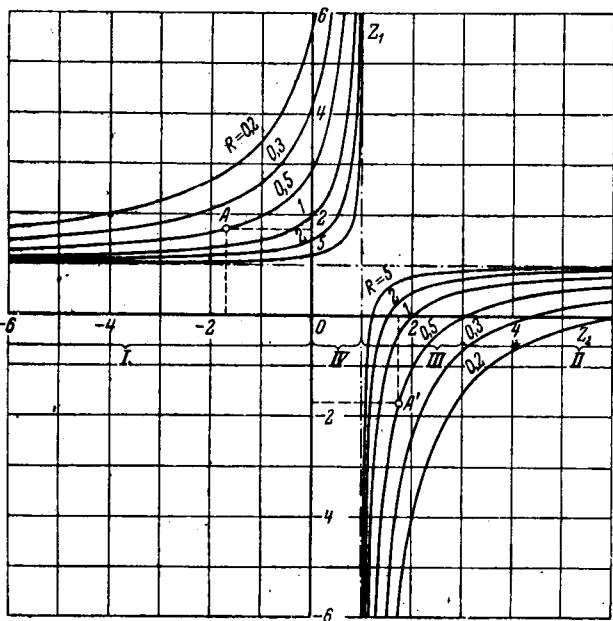


Рис. 5. Зависимость относительного входного сопротивления  $Z_1$  от относительного нагрузочного сопротивления  $Z_2$ .

Точка  $A$  соответствует режиму максимального к. п. д. насоса, точка  $A'$  — максимальному к. п. д. генератора (при  $R=0,5$ ). Границы режимов II—IV указаны для  $R=0,5$ .

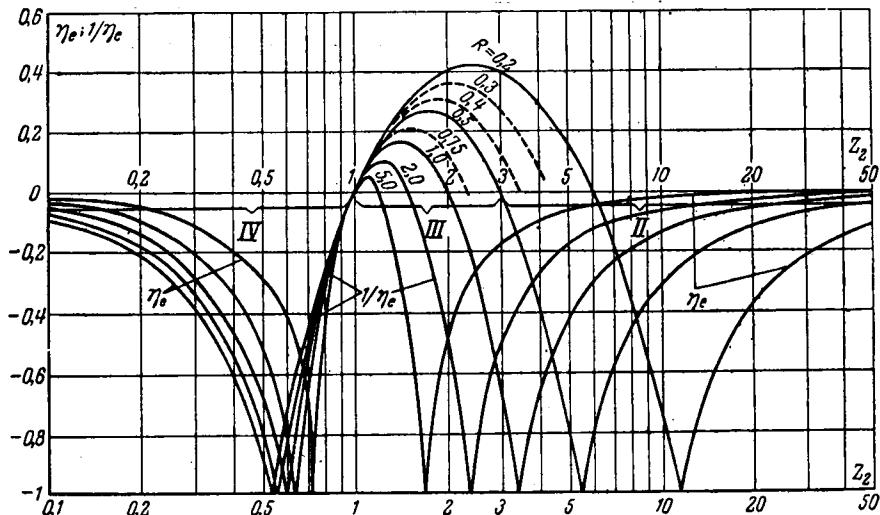
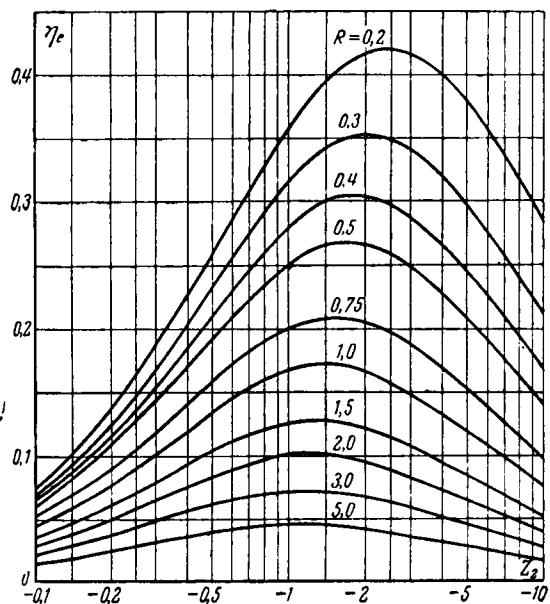


Рис. 6. Зависимость электромагнитного к. п. д. преобразователя от относительного нагрузочного сопротивления.  
а —  $Z_2 < 0$  (режим I); б —  $Z_2 > 0$  (режимы II—IV). Границы режимов II—IV указаны для  $R = 0.5$ .

$= -\sqrt{1+1/R}$  (прямая 2) соответствует максимальному к. п. д., а условие  $Z_2 = -1$  (прямая 1) — минимальному току (условие Бэрнеса [Л. 3]). На рис. 5 для этого и других режимов показаны зависимости  $Z_1$  от  $Z_2$  при различных значениях  $R$ . На рис. 6 даны зависимости к. п. д. насоса от  $Z_2$ .

**Режим II.** При  $1+1/R < Z_2 < \infty$  наблюдается режим торможения. Здесь  $U > 0$ ,  $I > 0$ ,  $z_1 > 0$ ,  $\eta_e < 0$ . Отрицательное значение к. п. д.  $\eta_e$  означает, что насос потребляет как электрическую, так и гидравлическую мощности, которые превращаются в джоулевы потери в сопротивлениях схемы. При этом может иметь место как соотношение  $|p_e Q| > |UI|$ , так и  $|p_e Q| < |UI|$ . Граница между этими случаями (линия 3) определяется уравнением:

$$Z_2 = Z_{2p} = \left(1 + \frac{1}{R}\right) \left(1 + \sqrt{\frac{1}{1+R}}\right). \quad (16)$$

При  $Z_2 = Z_{2p}$  имеем  $\eta_e = -1$ . При  $Z_2 < Z_{2p}$  к. п. д.  $|\eta_e| > 1$ .

**Режим III.** При  $1 < Z_2 < 1 + 1/R$  имеет место генераторный режим, когда  $U < 0$ ,  $I > 0$ ,  $z_1 < 0$ . Условие  $Z_2 = \sqrt{1+1/R}$  (линия 4) соответствует режиму максимального к. п. д., равного

$$\eta_{e \text{ макс}} = 1 - 2(\sqrt{R^2 + R} - R). \quad (17)$$

**Режим IV.** При  $0 < Z_2 < 1$  вновь существует режим торможения. Здесь  $U < 0$ ,  $I < 0$ ,  $z_1 > 0$ . Прямая 5, определяемая уравнением

$$Z_2 = Z_{2Q} = \left(1 + \frac{1}{R}\right) \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1+R}}\right), \quad (18)$$

отделяет область, где  $|p_e Q| < |UI|$ , от области, где  $|p_e Q| > |UI|$ . Как и в режиме II, здесь  $\eta_e < 0$  и насос потребляет как гидравлическую, так и электрическую энергию. Следует заметить, что для режимов II и IV понятие к. п. д. имеет весьма условный смысл, так как оно определяется только отношение двух видов энергий, которые обе полностью превращаются в тепло,

Отметим, что в координатах  $p_e$ ,  $Q$  (рис. 4) прямая  $Z_2 = 1$  параллельна нагрузочной характеристике насоса при  $I = \text{const}$ , пересекающей координатные оси в точках  $p_{em} = WI$  и  $Q_k = -WI/z$ . Эта характеристика находится из второго уравнения (3а).

В теории четырехполюсников широко используется постоянная передачи  $g$ . Исходя из соотношения  $|a| = -1$ , находим для нашего случая:

$$\begin{aligned} \operatorname{sh} g &= \sqrt{a_{11} a_{22}} = \sqrt{R}; \\ \operatorname{ch} g &= \sqrt{a_{12} a_{21}} = \sqrt{1+R}; \\ g &= \ln(\sqrt{1+R} + \sqrt{R}). \end{aligned}$$

Нетрудно убедиться, что в режиме согласованного включения, когда  $\eta_e = \eta_{e \text{ макс}} = e^{-2g}$ , получаем выражение (11). Также можно показать, что

$$\begin{aligned} z_{1c} &= \pm z \sqrt{1+1/R}, \quad z_{2c} = \pm z \sqrt{1+1/R}, \\ a_{11} &= \operatorname{sh} g \sqrt{\frac{z_{1c}}{z_{2c}}}, \quad a_{12} = \operatorname{ch} g \sqrt{z_{1c} z_{2c}}, \\ a_{21} &= \frac{\operatorname{ch} g}{\sqrt{z_{1c} z_{2c}}}, \quad a_{22} = \operatorname{sh} g \sqrt{\frac{z_{2c}}{z_{1c}}}. \end{aligned}$$

Отметим в заключение, что насос является линейным преобразователем только в случае  $B = \text{const}$ . Однако основной энергетический параметр насоса  $R = -rz/W^2$  не зависит от  $B$ .

#### Литература

1. Вольдек А. И., Электромагнитные насосы для жидкых металлов, «Электричество», 1960, № 5.
2. Кирко И. М., Магнитогидродинамические явления в масштабах земной лаборатории «Электричество», 1959, № 4.
3. Бирзвалик Ю. А., Эквивалентная схема канала насоса постоянного тока и расчет насоса на максимум к. п. д., сб. «Прикладная магнитогидродинамика», Труды Института физики АН Латв. ССР, вып. XII, Рига, 1961.
4. Харкевич А. А., Теория преобразователей, Госэнергоиздат, 1948.
5. Нейман Л. Р. и Калантаров П. Л., Теоретические основы электротехники, Госэнергоиздат, 1959, ч. 11.

[22.8.1964]

# О нагреве массивных роторов синхронных двигателей при пуске

Кандидат техн. наук, доц. А. К. НИКОЛАИДЕ

Румынская Народная Республика

Изучению электромагнитного поля и термического эффекта в массивных роторах синхронных машин посвящено много работ [Л. 3—7].

В работе [Л. 1] при определенных допущениях приводятся кривые температуры стали в зависимости от длительности пуска для определенных роторов с известными данными. Кривые построены путем графического интегрирования уравнения распространения тепла.

В работе [Л. 2] данная задача возобновляется, и указываются другие положения, при которых возможно применение с некоторыми уточнениями расчетного метода, приведенного в работе [Л. 1].

В работе [Л. 8] дается аналитический метод расчета температуры поверхности массивного ротора и так же, как в работе [Л. 1], предполагается, что скорость вращения линейно зависит от времени.

Аналитический расчет нагрева ротора быстрее, чем метод графического интегрирования [Л. 1], приводит к нужному результату. Поэтому в тех случаях, когда показатели стали отличаются от тех, по которым строились кривые в [Л. 1], предпочтительнее пользоваться аналитическим методом расчета.

В настоящей работе дается аналитическое решение данного вопроса для случая, когда скорость вращения является функцией времени в виде целого многочлена. Остальные допущения остаются те же, что в [Л. 1 и 8].

**Расчет нагрева массивного ротора при пуске.** Согласно предположению, что скорость вращения ротора является функцией времени, можно записать:

$$n_r = f_r(t) = \sum_{i=1}^n a_i \frac{t^i}{t_d^i}, \quad (1)$$

где  $a_i$  — коэффициенты формы кривой скорости;

$t$  — время, отсчитываемое от начала пуска;

$t_d$  — длительность пуска.

Для всех встречающихся на практике случаев кривую  $n_r = f_r(t)$  можно аппроксимировать первыми членами многочлена (1).

Скольжение

$$s = 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{t^i}{t_d^i}. \quad (2)$$

Обозначим через  $p$  потери, отнесенные к единице поверхности. Объемная плотность потерь  $p_v$  на глубине  $y$  от поверхности ротора определится из соотношения

$$\int_0^\infty \rho j^2 dy = \int_0^\infty p_v dy = p. \quad (3)$$

Предположим, что плотность тока  $j$  экспоненциально зависит от  $y$ , следовательно,

$$j = j_{y=0} e^{-\alpha y}. \quad (4)$$

Потери, согласно одному из допущений, принятых в [Л. 1 и 8], принимаются пропорциональными скорости вращения; имея это в виду, определим объемную плотность потерь:

$$p_v = 2ap \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{t^i}{t_d^i} \right) e^{-2\alpha y}. \quad (5)$$

Уравнение теплопередачи для элементарного объема внутри массивного ротора на глубине  $y$  будет иметь следующий вид:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} - \frac{1}{a} \frac{\partial \theta}{\partial t} = -\frac{2\alpha p}{k} \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{t^i}{t_d^i} \right) e^{-2\alpha y}. \quad (6)$$

Рассмотрим предельные условия:

1. Для всей поверхности теплоотдачи ротора (если допустить существование теплоотдачи в сторону воздушного зазора) будем иметь соотношение:

$$\left( \frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_s = -h\theta_s$$

или

$$\left( \frac{\partial \theta}{\partial y} \right)_{y=0} = h\theta_{y=0}.$$

2. Поток тепла в бесконечности равняется нулю, т. е.

$$\left( \frac{\partial \theta}{\partial y} \right)_{y=\infty} = 0.$$

3. Так как предполагается, что в начальный момент температура ротора одинакова во всех своих точках и равна температуре охлаждающей среды, то

$$\theta(y, t)_{t=0} = 0.$$

Делаем замены переменной:

$$\tau = am^2 t; \quad (7)$$

$$\eta = my, \quad (8)$$

где

$$m = 2\alpha. \quad (9)$$

Обозначаем:

$$f = \frac{mk}{p} \theta. \quad (10)$$

С учетом соотношений (7), (8), (9) уравнение (6) принимает вид:

$$\frac{\partial^2 f}{\partial \eta^2} - \frac{\partial f}{\partial \tau} = - \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{\tau^i}{\tau_d^i} \right) e^{-\eta}. \quad (11)$$

Учитывая рассмотренные выше предельные и начальные условия и применяя к уравнению (11) двойное преобразование Карсона, получаем при  $h=0$  общее выражение для  $f(\tau, \eta)$ :

$$\begin{aligned}
 f(\tau, \eta) = & \frac{1}{2} \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{i!}{\tau_d^i} \right) \exp(-\eta + \tau) \times \\
 & \times \operatorname{erfc} \left( V\tau - \frac{\eta}{2V\tau} \right) + \frac{1}{2} \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{i!}{\tau_d^i} \right) \times \\
 & \times \exp(\eta + \tau) \operatorname{erfc} \left( V\tau + \frac{\eta}{2V\tau} \right) + \\
 & + \frac{2V\tau}{V\pi} e^{-\eta^2/4\tau} - \eta \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2V\tau} - \sum_{i=1}^n a_i \frac{i!}{\tau_d^i} \times \\
 & \times \left[ \sum_{j=0}^i 4\tau^{j+1/2} \left( I^{2j+1} \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2V\tau} \right) \right] - \\
 & - \left( 1 - \sum_{i=1}^n a_i \frac{i!}{\tau_d^i} \right) e^{-\eta} + \sum_{i=1}^n a_i \frac{i!}{\tau_d^i} \sum_{j=1}^i \frac{\tau^j}{j!} e^{-\eta}. \quad (12)
 \end{aligned}$$

Значения функций  $\exp$ ,  $\operatorname{erf}$ ,  $\operatorname{erfc}$ ,  $I^n \operatorname{erfc}$  в зависимости от различных величин аргумента определяются по таблицам [Л. 9]. Превышение температуры поверхности ротора определяется из выражения (12) при  $\eta=0$ .

Для практических расчетов выражение (12) упрощается, так как члены, содержащие  $I^j \operatorname{erfc}$ , можно не учитывать при значениях  $j \geq 4$ . Кроме того, аппроксимируя кривую  $n_r = f_r(t)$  первыми членами, можно записать выражение (12) в более удобном для расчета виде. Особый практический интерес представляет случай линейной зависимости скорости вращения во время пуска [Л. 1 и 2]. В этом случае

$$n=1; a_1=1, \quad (13)$$

а выражение (12) упрощается и принимает вид:

$$\begin{aligned}
 f(\tau, \eta) = & \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \exp(-\eta + \tau) \times \\
 & \times \operatorname{erfc} \left( V\tau - \frac{\eta}{2V\tau} \right) + \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \exp(\eta + \tau) \times \\
 & \times \operatorname{erfc} \left( V\tau + \frac{\eta}{2V\tau} \right) + \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \frac{2V\tau}{V\pi} e^{-\eta^2/4\tau} - \\
 & - \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \eta \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2V\tau} - \frac{1}{3\tau_d} (4\tau^2 + \eta^2\tau) \frac{e^{-\eta^2/4\tau}}{V\pi} + \\
 & + \frac{1}{6\tau_d} \eta (6\tau + \eta^2) \operatorname{erfc} \frac{\eta}{2V\tau} - \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) e^{-\eta} + \\
 & + \frac{\tau}{\tau_d} e^{-\eta}. \quad (14)
 \end{aligned}$$

Превышение температуры поверхности ротора при линейном изменении скорости вращения определяем из (14), полагая  $\eta=0$ .

Заменяя функцию  $\operatorname{erfc}$  асимптотическим ее развитием, для первого члена  $f(\tau)$  получаем выражение

$$\left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \frac{1}{\pi} \sum_{v=0}^{\infty} \frac{(-1)^v \Gamma(v + \frac{1}{2})}{\tau^{v+\frac{1}{2}}}, \quad (15)$$

которым можно пренебречь при  $\tau \geq 4$ . В этом случае функция записывается в виде

$$\begin{aligned}
 f(\tau) = & \frac{\tau}{\tau_d} + \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right) \frac{2V\tau}{V\pi} - \frac{4\tau^{3/2}}{3\tau_d V\pi} - \\
 & - \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right). \quad (16)
 \end{aligned}$$

Приравняв нулю производную функцию  $f(\tau)$ , определим  $\tau$ , при котором  $f(\tau)$  максимальна:

$$\frac{\tau}{\tau_d} = \left[ \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_d}} + \frac{1}{4} \sqrt{\frac{\pi}{\tau_d} + 8 \left( 1 - \frac{1}{\tau_d} \right)} \right]^2. \quad (17)$$

С помощью выражений (14) и (16) можно строить кривые  $f(\tau, \eta)$  и  $f(\tau)$  для различных значений  $\tau_d$ . Заметим, что максимум  $f(\tau)$  наступает при значении  $\tau$ , приблизительно равном  $0,7 \tau_d$ .

**Расчетные примеры нагрева массивных роторов.**  
1. Турбогенератор с массивным ротором Т2120/80:  $P_H=5000$  квт,  $S_H=6250$  ква,  $U_H=6300$  в,  $I_H=570$  а,  $n=3000$  об/мин. Применяется в качестве синхронного компенсатора.

Экспериментально определено [Л. 1]:

$$r'_K=0,27 \text{ ом.}$$

Среднее напряжение на зажимах машины при пуске равно  $0,38 U_H$  или  $2400$  в; ток —  $2,63 I_H$  или  $1520$  а.

Потери в роторе при пуске

$$P_K=3I^2_d r'_K=3(1520)^2 0,27=1,870 \cdot 10^6 \text{ вт.}$$

Поверхность ротора (учитывая лишь поверхность зубцов)

$$S_p=1,85 \cdot 10^4 \text{ см}^2.$$

Потери на единицу поверхности

$$p \approx 100 \text{ вт/см}^2.$$

Продолжительность пуска

$$t_d=28 \text{ сек.}$$

Необходимо отметить, что параметры массивного ротора могут быть определены также по расчетным формулам, указанным в [Л. 7].

Для ротора данной машины в [Л. 1] приводятся величины:  $k=0,49$  вт/см·°C;  $\delta=7,8$  г/см<sup>3</sup>;  $c=0,5$  дж/г·°C;  $m=1,6$  см<sup>-1</sup>.

На основании известных данных имеем:

$$\tau_d=am^2 t_d=0,125(1,6)^2 28=9;$$

$$a=\frac{k}{c\delta}=\frac{0,49}{0,5 \cdot 7,8}=0,125;$$

$$\frac{p}{mk}=\frac{100}{1,6 \cdot 0,49}=127.$$

При  $\tau=\tau_d$ , т. е. в конце пуска согласно выражению (16) имеем:

$$\begin{aligned}
 f = & 1 + \left( 1 - \frac{1}{9} \right) \frac{2V\tau}{V\pi} - \frac{4 \cdot 9^{3/2}}{3 \cdot 9 V\pi} - \\
 & - \left( 1 - \frac{1}{9} \right) = 0,87.
 \end{aligned}$$

Из выражения (10) получаем:

$$\theta=110^\circ \text{ С.}$$

При  $\tau = 0,7\tau_d$  определяем максимальное значение:

$$f_{\max} = 1,03,$$

следовательно,

$$\theta_{\max} = 130^\circ\text{C}.$$

Графический расчет [Л. 1] для подобного случая дает:

$$\theta_{\max} = 140^\circ\text{C}.$$

Указатели температуры [Л. 1] показали средний нагрев на поверхности ротора  $75^\circ\text{C}$ .

2. Синхронный двигатель СМ-6000-2:

$$S_n = 4500 \text{ ква}; P_n = 3800 \text{ квт}; U_n = 10000 \text{ в};$$

$$I_n = 260 \text{ а; } \cos \varphi = 0,9; n = 3000 \text{ об/мин.}$$

Интересующие нас данные [Л. 1]:

$$k = 0,49 \text{ вт/см}\cdot^\circ\text{C}; \delta = 7,8 \text{ г/см}^3; c = 0,5 \text{ дж/г}\cdot^\circ\text{C};$$

$$m = 1,33 \text{ см}^{-1}; p = 130 \text{ вт/см}^2; t_d = 28 \text{ сек.}$$

Дальнейший расчет ведем аналогично предыдущему:

$$a = \frac{k}{cd} = \frac{0,49}{0,5 \cdot 7,8} = 0,125;$$

$$\frac{p}{mk} = \frac{130}{1,33 \cdot 0,49} = 199;$$

$$\tau_d = am^2 t_d = 0,125 (1,33)^2 28 = 6,2.$$

При  $\tau = \tau_d$  согласно формуле (16) имеем:

$$f = 0,65,$$

следовательно,

$$\theta = 130^\circ\text{C}.$$

При  $\tau = 0,7\tau_d$  находим максимальное значение:

$$f_{\max} = 0,76; \theta_{\max} = 150^\circ\text{C}.$$

Графический расчет [Л. 1] для подобного случая дает:

$$\theta_{\max} = 160^\circ\text{C}.$$

Максимальные нагревы, установленные указателями температуры, не превысили  $145^\circ\text{C}$ .

Следовательно, принятые формулы дают результаты, весьма близкие к экспериментальным.

**Заключение.** Расчет превышения температуры

массивного ротора синхронной машины при асинхронном пуске возможен по формуле

$$\theta = \frac{p}{mk} f(\tau, \eta),$$

где  $\tau$  и  $\eta$  определяются из соотношений (7) и (8), а величина  $f(\tau, \eta)$  — выражения (12), причем в зависимости от рассматриваемого случая выражение (12) можно упростить.

Особый интерес представляет случай линейной зависимости скорости вращения во время пуска, к которому сводятся многочисленные положения, встречающиеся на практике.

Как видно из рассмотренных в статье примеров, расчетные результаты удовлетворительно совпадают с экспериментальными.

Обозначения, принятые в статье:

- $c$  — удельная теплоемкость металла,  $\text{вт}\cdot\text{сек}/\text{г}\cdot^\circ\text{C}$ ;
- $a$  — температуропроводность,  $\text{см}^2/\text{сек}$ ;
- $h$  — коэффициент конвекции поверхности металла,  $\text{см}^{-1}$ ;
- $k$  — проводимость металла  $\text{вт}/\text{см}\cdot^\circ\text{C}$ ;
- $t$  — время, сек;
- $t_d$  — длительность пуска, сек;
- $p$  — потери на единицу поверхности,  $\text{вт}/\text{см}^2$ ;
- $a$  — обратная величина глубины проникновения электромагнитного поля,  $\text{см}^{-1}$ ;
- $\delta$  — плотность металла,  $\text{г}/\text{см}^3$ ;
- $\theta$  — превышение температуры ротора над охлаждающей средой в точке, расположенной на глубине  $y$  от поверхности ротора.

## Литература

1. Сыромятников И. А., Режимы работы синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1952.
2. Ливанова О. В. и Шатрова С. Г., О нагреве массивного ротора синхронного двигателя при его пуске, «Электричество», 1962, № 2.
3. Avramescu A., Efectul pelicilar tranzistoriu. Bul. St. al. Acad. RPR, Științe tehn. și chim. v. 4, 1952, nr. 3—4, p. 225—239.
4. Avramescu A., Über die Zeitkonstante des Skinfeffektes, Elektrotechn. Z. (ETZ-A), v. 80, 1959, nr. 3, p. 78—82.
5. Avramescu A., Efectul de amortizare a curenților turbionari tranzistorii în miezuri magnetice, Comunicările Acad. RPR, v. 9, 1959, nr. 4, p. 337—347.
6. Нейман Л. Р., Поверхностный эффект в ферромагнитных телах, Госэнергоиздат, 1949.
7. McConnell H. M., Sverdrup E. F., The Induction machine with solid iron rotor, Transactions AIEE, v. 74, pt III, 1955, p. 343—348.
8. Nicolaide A. C., Incluzarea rotoarelor masive ale mașinilor sincrone la funcționarea asincron, Electrotehnica, v. 8, 1960, nr. 12, p. 409—416.
9. Лыков А. В., Теория теплопроводности, Госэнергоиздат, 1952.

[29.5.1964]



# Предельные углы регулирования реверсивного ионного преобразователя

Инж. М. Я. ПИСТРАК

ВНИИ Электропривод

Одним из важных факторов, который необходимо учитывать при проектировании реверсивного ионного электропривода постоянного тока, является минимально допустимое значение угла опережения зажигания  $\beta$ , определяемое условиями нормальной коммутации инвертора.

Угол  $\beta$  связан с углом коммутации  $\gamma$  уравнением [Л. 1]:

$$\cos(\beta - \gamma) = \cos \beta + \frac{I_d x_t}{\sqrt{2} E_2 \sin \frac{\pi}{m}}, \quad (1)$$

где  $I_d$  — среднее значение выпрямленного тока инвертора;

$x_t$  — индуктивное сопротивление фазы преобразовательного трансформатора, приведенное к вторичной обмотке;

$E_2$  — действующее значение фазного напряжения вторичной обмотки трансформатора;

$m$  — число фаз вторичной обмотки трансформатора.

Для нормальной коммутации инвертора необходимым условием является:

$$\beta - \gamma > \delta, \quad (2)$$

где  $\delta$  — угол восстановления запирающего действия сетки.

В [Л. 1] на основании выражения (1) построены кривые зависимости угла коммутации  $\gamma$  от угла  $\beta$  для различных значений нагрузки инвертора, выраженных в долях амплитуды фазного напряжения  $\frac{I_d x_t}{\sqrt{2} E_2}$ .

С помощью этих кривых может быть определено предельное по условиям нормальной коммутации значение угла  $\beta$  для данного значения относительной нагрузки.

Однако эти данные еще не в полной мере характеризуют параметры ионного электропривода, так как они не дают ответа на вопрос о допустимой максимальной э. д. с. двигателя в процессе инвертирования, а следовательно, и о допустимом максимальном напряжении преобразователя в предшествовавшем процессу инвертирования выпрямительном режиме.

Обычно принято считать, что в системах с одновременным управлением группами вентиляй реверсивного ионного преобразователя допустимый диапазон изменения угла  $\beta$  должен быть ограничен некоторым минимальным значением этого угла, определяемым из условий коммутации инвертора [Л. 2—5]. При этом часто принимают  $\beta_{\min} \approx 30$  эл. град.

Ограничение диапазона изменения  $\beta$  приводит к тому, что во многих случаях для исключения непрерывного уравнительного тока между группами вентиляй приходится ограничивать также и минимальное значение угла регулирования  $\alpha$  выпрямителя и, следовательно, недоиспользовать ионный преобразователь по напряжению.

Между тем при решении этого вопроса следует учитывать различные условия коммутации инвертора при нагрузке его рабочим током, что соответствует инверторному режиму преобразователя, и при нагрузке только лишь уравнительным током, что имеет место в выпрямительном режиме.

В данной статье рассматриваются условия использования преобразовательного трансформатора и вопросы, связанные с согласованным управлением выпрямителем и инвертором с учетом отмеченных особенностей.

**Определение минимально допустимого угла регулирования выпрямителя из условий коммутации рабочего тока инвертора.** Рассмотрим сначала процесс инвертирования тока двигателя независимого возбуждения при неизменной величине магнитного потока. В этом случае инвертирование происходит путем увеличения угла  $\beta$ . Если задана величина максимального тормозного тока двигателя и рассчитано соответствующее этому току минимально допустимое по условиям коммутации инвертора значение угла  $\beta$ , то тем самым однозначно определяется максимально допустимое значение э. д. с. двигателя при торможении.

Последняя в свою очередь зависит от угла регулирования  $\alpha$  выпрямителя, соответствующего скорости вращения двигателя до начала торможения. Таким образом, задача сводится к тому, чтобы найти соотношение, связывающее допустимый угол  $\beta$  в инверторном режиме работы преобразователя с углом  $\alpha$  в предшествующем выпрямительном режиме.

Это соотношение является справедливым как для схем с согласованным управлением группами вентиляй, так и для схем с раздельным управлением, а также с одним комплектом вентиляй и переключателем полярности.

Среднее значение тока инвертора в тормозном режиме работы привода

$$I_d = \frac{E_a - \Delta E - E_{d0} \cos \beta}{\frac{x_t m}{2\pi} + Sr}, \quad (3)$$

где  $E_a$  — э. д. с. якоря двигателя;

$E_{d0}$  — максимальное значение среднего выпрямленного напряжения при идеальном холостом ходе и полностью открытых сетках;

$\frac{x_t m}{2\pi}$  — эквивалентное сопротивление, учитывающее падение напряжения от коммутации тока между анодами;

$Sr$  — суммарное активное сопротивление цепи выпрямленного тока;

$\Delta E$  — падение напряжения в дуге вентиля.

Обозначим:

$\alpha_0$  и  $\beta_0$  — углы регулирования выпрямителя и инвертора в предшествующем процессу торможения выпрямительном режиме работы преобразователя;

$\beta_1$  — минимально допустимый по условиям коммутации при заданном максимальном токе  $I_{d\max}$  угол регулирования в инверторном режиме работы;

$E_{a0}$  — э. д. с. двигателя перед началом торможения.

Примем следующие допущения: 1) до начала торможения привод работает вхолостую, при этом ток преобразователя непрерывен; 2) падение напряжения в главной цепи от тока холостого хода не учитывается; 3) изменением скорости вращения двигателя в период нарастания тормозного тока от нуля до максимального значения  $I_{d\max}$  пренебрегаем.

При указанных условиях имеем:

$$E_{a0} = E_{d0} \cos \alpha_0 - \Delta E. \quad (4)$$

Из (1) и (2), полагая  $\beta = \beta_1$  и  $I_d = I_{d\max}$ , получаем:

$$\cos \beta_1 = \cos \delta - \frac{I_{d\max} x_t}{V^2 E_2 \sin \frac{\pi}{m}}. \quad (5)$$

Совместное решение уравнений (3) — (5) позволяет найти максимально допустимую относительную величину выпрямленного напряжения преобразователя, которая характеризуется значением

$$\cos \alpha_{\min} = \frac{I_{d\max} \left( \Sigma r + \frac{x_t m}{2\pi} \right) + 2\Delta E}{E_{d0}} - \frac{I_{d\max} x_t}{V^2 E_2 \sin \frac{\pi}{m}} + \cos \delta. \quad (6)$$

Следует подчеркнуть, что в соответствии с изложенным, здесь и далее под  $\alpha_{\min}$  подразумевается минимально допустимый угол регулирования выпрямительной группы при холостом ходе. При нагрузке преобразователя, работающего в замкнутой системе регулирования, угол  $\alpha$  (и соответственно  $\beta$ ) в общем случае будет иметь меньшее значение, что должно учитываться при определении диапазона сдвига фазы сеточных импульсов.

Из уравнения (6) следует, что с ростом величины  $\Sigma r + \frac{x_t m}{2\pi}$ , т. е. с уменьшением жесткости механической характеристики ионного привода, допустимая степень открывания выпрямителя возрастает, в то время как увеличение члена  $\frac{I_d x_t}{V^2 E_2 \sin \frac{\pi}{m}}$ , характери-

зующего угол коммутации тока, оказывает обратное действие.

Принимая во внимание, что

$$\frac{I_d x_t}{V^2 E_2 \sin \frac{\pi}{m}} = \frac{2I_d x_t \frac{m}{2\pi}}{V^2 E_2 \frac{m}{\pi} \sin \frac{\pi}{m}} = \frac{2I_d x_t \frac{m}{2\pi}}{E_{d0}}, \quad (7)$$

преобразуем (6) к виду:

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + \frac{I_{d\max} \left( \Sigma r - \frac{x_t m}{2\pi} \right) + 2\Delta E}{E_{d0}}. \quad (8)$$

Из уравнения (8) следует, что, несмотря на смягчение внешней характеристики преобразователя с ростом сопротивления  $x_t$ , увеличение последнего снижает допустимую степень открывания выпрямителя.

Запишем уравнение (8) в относительных единицах, приняв следующие обозначения:

$j_d = \frac{I_d}{I_{d,n}}$  — относительное значение максимального тока инвертора;

$j_t = \frac{I_{d,n}}{I_{d,n}}$  — относительное значение номинального выпрямленного тока трансформатора;

$u_t = \frac{U_{d,n}}{U_{d,n}}$  — относительное значение номинального выпрямленного напряжения трансформатора;

$\Delta u_x = \frac{I_{d,n} x_t \frac{m}{2\pi}}{E_{d0}}$  — относительное падение напряжения преобразователя при номинальном токе, характеризующее уклон внешней характеристики;

$\rho_a = \frac{r_a I_{d,n}}{U_{d,n}}$  — относительное сопротивление якорной цепи двигателя;

$\epsilon = \frac{\Delta E}{E_{d0}}$  — относительное падение напряжения в дуге вентиля;

$I_{d,n}$  и  $U_{d,n}$  — номинальные ток и напряжение двигателя;

$E_{d0}$  — максимальное значение среднего выпрямленного напряжения идеального холостого хода преобразователя.

Принимая  $\Sigma r \approx r_a$  (что дает некоторый запас при расчете  $\cos \alpha_{\min}$ ) и учитывая, что при этом

$$U_{d,n} = E_{d0} (1 - \Delta u_x - \epsilon), \quad (9)$$

уравнение (8) можно представить в виде:

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + 2\epsilon + j_d \left[ \frac{\rho_a (1 - \Delta u_x - \epsilon)}{u_t} - \frac{\Delta u_x}{j_t} \right]. \quad (10)$$

Из (10) видно, что при прочих равных условиях величина  $\cos \alpha_{\min}$  зависит от соотношения между жесткостью механической характеристики двигателя и жесткостью внешней характеристики преобразователя. Это обстоятельство упоминалось ранее в [Л. 6].

Рассмотрим два случая:

$$1) \frac{\rho_a (1 - \Delta u_x - \epsilon)}{u_t} - \frac{\Delta u_x}{j_t} \geq 0.$$

При этом имеем:

$$\cos \alpha_{\min} \geq \cos \delta + 2\epsilon. \quad (11)$$

Отсюда условие полного использования преобразователя по напряжению ( $\cos \alpha_{\min} = 1$ ) запишется в виде:

$$\epsilon \geq \frac{1 - \cos \delta}{2}. \quad (12)$$

При встречающихся на практике значениях  $\epsilon$  это условие всегда соблюдается, т. е. ионный преобразователь может быть полностью использован по напряжению независимо от кратности перегрузки.

$$2) \frac{\rho_a (1 - \Delta u_x - \epsilon)}{u_t} - \frac{\Delta u_x}{j_t} < 0. \quad (13)$$

В этом случае  $\cos \alpha_{\min}$  зависит от кратности перегрузки и уменьшается с ее увеличением.

Из уравнения (10) следует также, что увеличение кратности номинального тока трансформатора  $j_t$  повышает допустимое использование преобразователя по напряжению, в то время как с увеличением кратности номинального напряжения ит использование преобразователя снижается.

Это объясняется тем, что в первом случае уменьшается угол коммутации  $\gamma$  при данном относительном значении  $j_d$  тока двигателя, а во втором случае увеличивается жесткость механической характеристики ионного электропривода.

Уравнение (10) было получено, исходя из предельных условий коммутации инвертора при максимальном тормозном токе  $I_{d\max}$  и угле  $\beta_1$ , определяемом из уравнения (5).

Рассмотрим теперь режимы инвертора, соответствующие промежуточным значениям угла регулирования ( $\beta_0 < \beta < \beta_1$ ).

Такие режимы имеют место в случае, когда изменение угла  $\beta$  происходит плавно, так что каждому значению  $\beta$  в промежутке между  $\beta_0$  и  $\beta_1$  соответствует значение тока, определяемое уравнением (3).

На основании (3) и (4) запишем уравнение для тока инвертора в относительных единицах:

$$j_d = \frac{\cos \alpha - \cos \beta - 2\varepsilon}{\frac{p_n}{u_t} (1 - \Delta u_x - \varepsilon) + \frac{\Delta u_x}{j_t}} \quad (14)$$

или, учитывая, что  $\Delta u_x + \varepsilon \ll 1$ , получаем:

$$j_d \approx \frac{\cos \alpha - \cos \beta - 2\varepsilon}{\frac{p_n}{u_t} + \frac{\Delta u_x}{j_t}}. \quad (15)$$

Аналогично на основании (1) и (2) может быть получено уравнение для предельного по условиям коммутации тока инвертора:

$$j_{d\text{ пред}} = \frac{j_t (\cos \delta - \cos \beta)}{2\Delta u_x}. \quad (16)$$

На рис. 1 по уравнениям (15) и (16) построены кривые  $j_d = f(\beta)$  и  $j_d = f(\beta)$  при следующих параметрах:  $\Delta u_x = 0,05$ ,  $\varepsilon = 0,02$ ,  $\cos \alpha = 1$ ,  $\delta = 10$  эл. град (изменение угла  $\delta$  в зависимости от тока не учитывается).

Кривые рассчитаны для двух случаев:

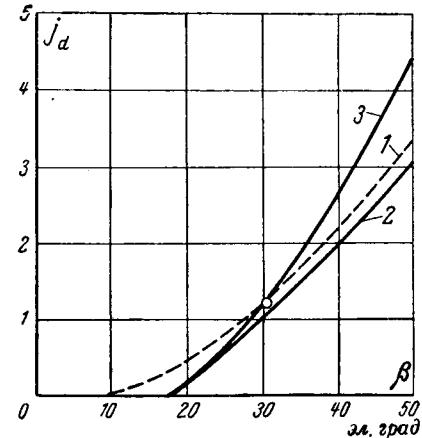
$$1) \frac{p_n}{u_t} = 1,2 \frac{\Delta u_x}{j_t} \text{ и } 2) \frac{p_n}{u_t} = 0,7 \frac{\Delta u_x}{j_t}.$$

Как следует из рис. 1, при  $\frac{p_n}{u_t} > \frac{\Delta u_x}{j_t}$  кривая тока инвертора при всех значениях угла  $\beta$  лежит ниже кривой предельного тока. При  $\frac{p_n}{u_t} : \frac{\Delta u_x}{j_t} = 0,7$  предел коммутации соответствует точке с координатами  $\beta_1 = 30$  эл. град и  $j_d = 1,2$ .

Значение  $\beta_1$  может быть определено из выражения

$$\beta_1 = \arccos \frac{j_t \cos \delta \left( \frac{p_n}{u_t} + \frac{\Delta u_x}{j_t} \right) - 2\Delta u_x (\cos \alpha - 2\varepsilon)}{j_t \left( \frac{p_n}{u_t} + \frac{\Delta u_x}{j_t} \right) - 2\Delta u_x}, \quad (17)$$

Рис. 1. Кривые относительной величины тока инвертора в функции угла  $\beta$ .  
1—предельный по коммутации ток  $j_d$  пред; 2—ток при инвертировании для  $\frac{p_n}{u_t} = 1,2 \frac{\Delta u_x}{j_t}$ ; 3—ток при инвертировании для  $\frac{p_n}{u_t} = 0,7 \frac{\Delta u_x}{j_t}$ .



получаемого путем совместного решения уравнений (15) и (16) при  $j_d = j_d$  пред.

Очевидно, что если в рассмотренном примере при  $\frac{p_n}{u_t} = 0,7 \frac{\Delta u_x}{j_t}$  потребовалось бы получить относительное значение тока  $j_d > 1,2$ , то выпрямитель необходимо было бы «зарегулировать» на угол  $\alpha$ , определяемый из уравнения (10) по заданному значению  $j_d$ .

В системах ионного электропривода с регулируемым потоком возбуждения двигателя торможение его в пределах выше основной скорости обычно осуществляют при постоянстве э. д. с. или напряжения на якоре [Л. 7].

Для последнего случая, приравнивая величины напряжения на зажимах двигателя в тормозном и предшествующем ему двигательном режимах работы, имеем:

$$E_{d0} \cos \beta_1 + \Delta E + I_{d\max} \frac{x_{tm}}{2\pi} = E_{d0} \cos \alpha - \Delta E. \quad (18)$$

Принимая во внимание (5), после перехода к относительным единицам получаем:

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + 2\varepsilon - \Delta u_x \frac{j_d}{j_t}. \quad (19)$$

В случае увеличения потока возбуждения двигателя при постоянстве его э. д. с. остаются справедливыми соотношения, полученные выше для электропривода без регулирования потока возбуждения.

**Предельные углы регулирования преобразователя и согласование управления выпрямителем и инвертором.** В реверсивных преобразователях с одновременным управлением выпрямительной и инверторной группами вентилем необходимо обеспечивать согласованное управление углами регулирования по определенному закону.

При этом в системах без регулятора уравнительного тока должна быть исключена постоянная составляющая напряжения в замкнутом контуре, образованном двумя группами вентилем и обмотками трансформатора.

Следовательно, во всем диапазоне изменения углов регулирования преобразователя должно соблюдаться условие:

$$\cos \alpha - \cos \beta \leq 2\varepsilon. \quad (20)$$

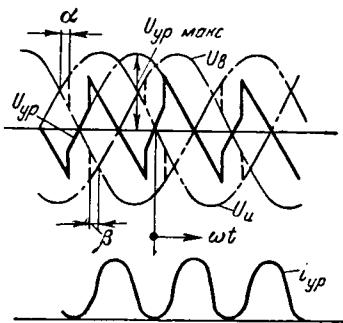


Рис. 2. Диаграммы уравнительного напряжения и тока для реверсивного ионного преобразователя с соединением групп вентилей по трехфазной перекрестной схеме ( $\alpha = \beta = 10$  эл. град).

$u_{yp}$  — уравнительное напряжение;  $u_v$  и  $u_i$  — напряжение на стороне постоянного тока выпрямительной и инверторной групп;  $i_{yp}$  — уравнительный ток.

При этом условии уравнительный ток будет прерывистым, и величина его будет ограничиваться индуктивностью дросселей.

С другой стороны, в ряде случаев для исключения «мертвого хода» при переводе преобразователя из выпрямительного режима в инверторный и обратно требуется сопряжение статических характеристик выпрямителя и инвертора, которое обеспечивается при условии:

$$\cos \alpha - \cos \beta \geq 2\epsilon. \quad (21)$$

Для одновременного удовлетворения условиям (20) и (21) согласование углов регулирования должно осуществляться по классическому закону:

$$\cos \alpha - \cos \beta = 2\epsilon. \quad (22)$$

Практическая реализация этого закона затруднительна, поэтому в случаях, когда предъявляются высокие требования к сопряжению характеристик, применяют регуляторы уравнительного тока [Л. 8 и 9], благодаря чему автоматически выполняется условие (21).

Во многих случаях требование строгого сопряжения характеристик может не приниматься во внимание [Л. 3].

При этом часто согласование углов регулирования осуществляют по закону  $\alpha = \beta$ . Если фазировка преобразователя выполнена таким образом, что углы регулирования обеих групп вентилей при отсутствии управляющего сигнала равны 90 эл. град, то необходимым и достаточным условием такого согласования является симметрия регулировочной характеристики фазосмещающего устройства относительно точки, соответствующей нулю сигнала управления.

Выясним теперь, накладывает ли требование устойчивой работы инвертора какие-либо ограничения на законы согласования углов  $\alpha$  и  $\beta$ . Для этого рассмотрим условия работы инвертора в выпрямительном режиме преобразователя, когда через инверторную группу протекает только уравнительный ток.

Анализируя положения, изложенные в [Л. 10], нетрудно убедиться, что при  $\alpha = \beta$  для всех схем соединения групп вентилей реверсивного ионного преобразователя, за исключением трехфазной перекрестной схемы, отпирание очередного вентиля инверторной группы происходит при нулевом значении уравнительного тока.

Это означает, что для всех указанных схем при согласовании углов регулирования по закону  $\alpha = \beta$  (а тем более  $\alpha > \beta$ ) допустимо полное открывание

инверторной группы ( $\beta = 0$ ), без опасения опрокидывания инвертора.

Следует отметить, что изложенные положения не относятся к системе ионного возбуждения, где пределы изменения угла  $\beta$  должны быть ограничены [Л. 3 и 11].

В трехфазной перекрестной схеме, как будет показано ниже, требуемая величина ограничения угла  $\beta$  весьма незначительна.

На рис. 2 для этой схемы построены диаграммы уравнительного напряжения и тока, соответствующие  $\alpha = \beta = 10$  эл. град. Диаграммы не учитывают падения напряжения в дуге вентилей и активного сопротивления контура.

Для определения необходимого запаса по углу на инвертирование найдем зависимость, связывающую уравнительный ток в момент начала коммутации с углом  $\beta$ .

Учитывая, что кривая уравнительного напряжения состоит из отрезков синусоид, общее выражение для уравнительного тока может быть записано в виде [Л. 11]

$$i_{yp} = -\frac{U_{yp,\max}}{\omega L} \cos \omega t + C, \quad (23)$$

где  $U_{yp,\max}$  — амплитуда синусоиды, отрезок которой соответствует уравнительному напряжению на данном участке (см. рис. 2);

$\omega L$  — суммарное индуктивное сопротивление уравнительного контура;

$C$  — постоянная интегрирования.

Отсчет значений  $\omega t$  производится от нуля соответствующей синусоиды уравнительного напряжения.

Для участка, предшествующего коммутации тока на рис. 2, постоянная интегрирования  $C$  определяется из условия:

$$\text{при } \omega t = 0 \quad i_{yp} = 0.$$

Для этого участка также имеем:

$$U_{yp,\max} = U_{\max},$$

где  $U_{\max}$  — амплитудное значение фазного напряжения вторичной обмотки трансформатора.

Отсюда для

$$-\left(\frac{\pi}{6} - \beta\right) < \omega t < \left(\frac{\pi}{6} - \beta\right)$$

имеем:

$$i_{yp} = \frac{U_{\max}}{\omega L} (1 - \cos \omega t). \quad (24)$$

Уравнительный ток в момент начала коммутации ( $\omega t = \frac{\pi}{6} - \beta$ )

$$i_{yp,n.k} = \frac{U_{\max}}{\omega L} \left[ 1 - \cos \left( \frac{\pi}{6} - \beta \right) \right]. \quad (25)$$

Действующее значение уравнительного тока [Л. 10]

$$I_{yp} = k_{\varphi} \frac{U_{\max}}{\omega L}, \quad (26)$$

где  $k_{\varphi}$  — коэффициент, зависящий от угла  $\alpha$ .

Подставляя  $\frac{U_{\max}}{\omega L}$  из (26) в (25) и переходя к относительным единицам, получаем:

$$j_{\text{ур.н.к.}} = \frac{j_{\text{ур.эф}}}{K_{\text{эф}}} \left[ 1 - \cos \left( \frac{\pi}{6} - \beta \right) \right], \quad (27)$$

где  $j_{\text{ур.эф}} = \frac{I_{\text{ур}}}{I_{\text{д.н.}}}$  — относительная величина действующего значения уравнительного тока.

С другой стороны, из выражения (1), полагая  $\beta = \gamma$  (ввиду малой величины тока углом  $\delta$  пренебрегаем), можно найти относительную величину предельного тока коммутации инвертора:

$$j_{\text{ур.пред}} = \frac{1 - \cos \beta}{2\Delta u_x} j_t. \quad (28)$$

Приравнивая  $j_{\text{ур.пред}} = j_{\text{ур.н.к.}}$  и полагая  $j_t = 1$  (что соответствует наиболее неблагоприятному случаю), путем совместного решения (27) и (28) получаем уравнение, из которого можно определить минимально допустимую величину угла  $\beta_0$ :

$$\frac{1 - \cos \beta_0}{2\Delta u_x} = \frac{j_{\text{ур.эф}}}{k_{\text{эф}}} \left[ 1 - \cos \left( \frac{\pi}{6} - \beta_0 \right) \right]. \quad (29)$$

Выбор ограничивающих дросселей обычно производят с таким расчетом, чтобы эффективное значение уравнительного тока во всем диапазоне изменения углов регулирования не превышало 10—15% номинального тока преобразователя.

В трехфазной перекрестной схеме максимальное значение уравнительного тока получается при  $\alpha = \beta = 90$  эл. град., что соответствует коэффициенту  $k_{\text{эф}} = 0,719$  [Л. 10].

Таким образом, при  $j_{\text{ур.эф}} = 0,1 \div 0,15$  имеем:

$$\frac{j_{\text{ур.эф}}}{k_{\text{эф}}} = \frac{U_{\max}}{\omega L} = 0,14 \div 0,21.$$

Относительное падение напряжения  $\Delta u_x$  для преобразователей средней мощности обычно лежит в пределах 0,03—0,04.

При указанных значениях  $\frac{j_{\text{ур.эф}}}{k_{\text{эф}}}$  и  $\Delta u_x$  угол  $\beta_0$ , определяемый из уравнения (29), не превышает 3 эл. град.

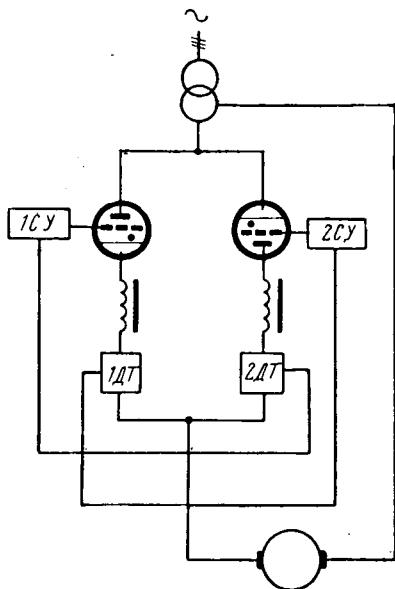
Таким образом, все типы схем реверсивных ионных преобразователей допускают работу в выпрямительном режиме практически без ограничения угла  $\beta$ . Поэтому меры для искусственного ограничения этого угла, принимаемые часто при проектировании систем управления, являются излишними.

Более того, иногда оказывается целесообразным такое управление, при котором в определенных режимах работы преобразователя  $\beta \ll \alpha$ .

Такие режимы имеют место, например, в реверсивной схеме с ограничением уравнительных токов [Л. 12], представленной на рис. 3. В этой схеме выходной сигнал датчика тока одной группы вентилей подается в систему управления вентилями другой группы, и наоборот.

Для полного исключения «мертвого хода» начальная фазировка обеих групп вентилей устанавливается так, чтобы при отключенном устройстве ограничения заведомо получить непрерывный урав-

Рис. 3. Схема реверсивного ионного преобразователя с автоматическим ограничением уравнительного тока.



нительный ток во всем диапазоне изменения углов регулирования. При включенном устройстве ограничения и холостом ходе преобразователя сигналы, поступающие от обоих датчиков, пропорциональны уравнительному току (током холостого хода приемника пренебрегаем) и вызывают уменьшение напряжения выпрямителя и увеличение напряжения инвертора, ограничивая тем самым уравнительный ток в заданных пределах.

При нагрузке преобразователя сигнал, поступающий от датчика работающей группы вентилей, резко возрастает и напряжение инвертора повышается, что приводит к исчезновению уравнительного тока. Таким образом, в момент перехода тока нагрузки через нуль согласование углов  $\alpha$  и  $\beta$  удовлетворяет условию (21), а при нагрузке преобразователя — условию (20).

**Выводы.** 1. Минимальное значение угла регулирования  $\alpha$  реверсивного ионного преобразователя определяется только пределом коммутации инвертора при заданном тормозном токе и не зависит от типа схемы преобразователя или принятого способа управления (схемы с одним комплектом вентилей и переключателем полярности, с двумя комплектами вентилей, с раздельным либо одновременным управлением выпрямителем и инвертором).

2. Для электроприводов без регулирования потока возбуждения двигателя, а также с регулируемым потоком при постоянстве э. д. с. якоря в процессе увеличения потока минимально допустимое значение угла  $\alpha$  и, следовательно, возможное использование преобразовательного трансформатора по напряжению в основном определяется соотношением между жесткостью механической характеристики двигателя и жесткостью внешней характеристики преобразователя, а также относительным падением напряжения в дуге вентилей. Для электроприводов с регулируемым потоком возбуждения двигателя при постоянстве напряжения на его якоре в процессе увеличения потока использование преобразователя по напряжению не зависит от жесткости механической характеристики двигателя и определяется в основном только жесткостью внеш-

ней характеристики преобразователя и относительным падением напряжения в дуге вентилем.

При этом с увеличением жесткости внешней характеристики и возрастанием относительного падения напряжения в дуге допустимое относительное напряжение преобразователя повышается.

§ 3. Реверсивные ионные преобразователи с одновременным управлением выпрямителем и инвертором допускают работу в выпрямительном режиме практически без ограничения угла  $\beta$ .

Целесообразно в связи с этим, чтобы регулировочная характеристика фазосдвигающего устройства преобразователя (угол регулирования в функции управляющего сигнала) была симметричной относительно точки, соответствующей нулевому значению сигнала управления.

#### Литература

1. Бутаев Ф. И. и Этtingер Е. Л., Вентильный электропривод, Госэнергоиздат, 1951.
2. Этtingер Е. Л., Гуткин Б. М. и Бородавченко П. М., Современные схемы вентильного электропривода, «Электричество», 1957, № 1.
3. Слежановский О. В., Электропривод реверсивных станов горячей прокатки, Металлургиздат, 1961.



УДК 621.34:62—503.55

## Экстремальное программное управление механизмом перестановки верхнего валка обжимного прокатного стана

*Кандидат техн. наук, доц. К. И. КОЖЕВНИКОВ*

*Ростов-на-Дону*

При проектировании привода механизма перестановки верхнего валка обжимного стана серьезное внимание уделяется разработке способов понижения нагрева двигателей с целью увеличения производительности прокатного стана [Л. 1 и 2].

Достигнутый уровень развития средств автоматики и вычислительной техники позволяет обратиться к еще одному способу понижения нагрева двигателей — посредством применения экстремального программного управления.

Сущность такого управления состоит в следующем: перед каждым включением двигателей регуляторы переходных и установившихся процессов настраиваются автоматически посредством вычислительной машины в зависимости от задания, поступившего из программного устройства, так что необходимое перемещение верхнего валка отрабатывается при рациональном режиме работы двигателей, т. е. в наиболее выгодное время и с наиболее выгодным соотношением между продолжительностью ускорения, установившегося движения и замедления.

Разработанные ранее системы программного управления [Л. 3] решают лишь ограниченную задачу — ручное включение и отключение двигателей заменяется автоматическим. В таких системах настройка регуляторов переходных и установив-

шихся процессов фиксируется во время наладки и остается неизменной. Поэтому часть перемещений отрабатывается при режимах, значительно отличающихся от рационального, в частности, быстрее, чем необходимо для согласованной работы механизма перемещения верхнего валка и других механизмов стана. Это вызывает ничем не оправданный дополнительный нагрев двигателей и ухудшение других показателей работы привода.

В данной статье получены формулы для расчета рационального режима двигателей и на основании этого выведен алгоритм вычислительной машины для автоматической настройки регуляторов. Показана высокая эффективность экстремального программного управления. Рассмотренные в статье задачи связаны со сложной и еще не полностью решенной проблемой комплексной автоматизации обжимных станов. По мере разработки этой проблемы возникнут новые вопросы, относящиеся и к экстремальному программному управлению механизмом перестановки верхнего валка.

Для математических выкладок применяются относительные единицы и следующие символы:

$$\tau = \frac{t}{B_n} \quad \text{время} \left( B_n = \frac{GD^2 n_n}{375 M_n} \quad \text{электромеханическая}$$

постоянная времени привода, сек);

$\alpha = \frac{A}{A_n}$  — угол, отработанный валом двигателя  
 $(A_n = \frac{B_n n_n}{60})$  — угловая постоянная привода, обороты);

$i = \frac{I}{I_n}$  — ток якоря двигателя ( $I_n$  — номинальный ток,  $a$ );

$v = \frac{n}{n_n}$  — угловая скорость двигателя ( $n_n$  — номинальная скорость вращения, об/мин);

$\Delta \epsilon_a = \frac{\Delta \mathcal{E}_a}{\Delta P_n B_n}$  — потеря энергии в обмотке якоря двигателя ( $\Delta P_n$  — потеря мощности в обмотке якоря при номинальном токе, вт).

**Рациональный режим двигателей.** Программу перемещений верхнего валка

$$\alpha_{p1}, \alpha_{p2}, \alpha_{p3}, \dots, \alpha_{pl} \quad (1)$$

полагаем фиксированной, так как она определяется технологическим процессом обжатия слитка.

Программа времени работы (времени включения), в течение которого отрабатывается программа перемещений,

$$\tau_{p1}, \tau_{p2}, \tau_{p3}, \dots, \tau_{pl} \quad (2)$$

может изменяться в известном диапазоне, однако, таким образом, чтобы это не отражалось на производительности стана. Такой диапазон определяется из условия

$$\tau_{p1} \leq \tau_{t1}; \tau_{p2} \leq \tau_{t2}; \tau_{p3} \leq \tau_{t3}, \dots, \tau_{pl} \leq \tau_{tl}, \quad (3)$$

где  $\tau_t$  — время, необходимое для выполнения параллельных технологических операций (возвращение слитка к валкам после его выброса, кантовка и правка слитка, реверс главного привода).

Экстремальное программное управление предусматривает одновременное программирование перемещений (1) и времени работы (2), поэтому задание на каждое включение двигателей представляется в виде

$$\alpha_{pi}, \tau_{p1}; \alpha_{p2}, \tau_{p2}; \alpha_{p3}, \tau_{p3}, \dots, \alpha_{pl}, \tau_{pl}. \quad (4)$$

Задание на одно включение может быть выполнено при различных режимах двигателей. Один из этих режимов — рациональный. Для определения рационального режима необходимо исследовать влияние на нагрев двигателя факторов, которые могут изменяться посредством изменения принципа программного управления. К числу таких факторов относятся: а) время работы, варьируемое в установленных пределах (3); б) продолжительность ускорения, установившегося движения и замедления.

Для сохранения универсальности полученных результатов в статье рассматривается диаграмма тока якоря произвольной формы с периодами ускорения, установившегося движения и замедления (рис. 1). Разнообразные диаграммы тока якоря конкретных приводов, в том числе и оптимальная диаграмма, при которой нагрев двигателя имеет минимум [Л. 1], могут быть получены как частный случай диаграммы рис. 1.

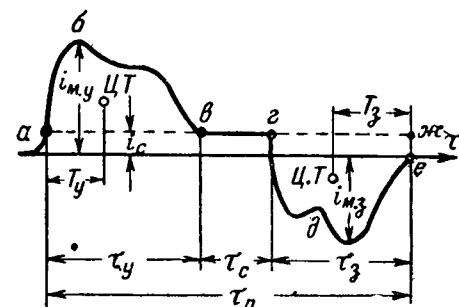


Рис. 1. Диаграмма тока якоря двигателя.

При диаграмме тока якоря двигателя, представленной на рис. 1, режим двигателя характеризуется посредством следующих формул [Л. 2].

1. Потеря энергии в обмотке якоря двигателя за время одного включения:

$$\Delta \epsilon_a = F_n \frac{\alpha_p^2}{\tau_p^2} + i_c^2 \tau_p; \quad (5)$$

$$F_n = F_c^2 \left( \frac{1+x}{1-y} \right) \left( \gamma_y^2 + \frac{\gamma_3^2}{x} \right). \quad (6)$$

## 2. Максимальный ток якоря двигателя

$$i_m = F_t \frac{\alpha_p}{\tau_p^2} \pm i_c. \quad (7)$$

Если максимальный ток возникает в период ускорения, перед  $i_c$  принимается знак «плюс», при этом

$$F_t = F_{t,y} = F_c \frac{(1+x)}{\xi_y (1-y)}. \quad (8)$$

Если максимальный ток возникает в период замедления, перед  $i_c$  принимается знак «минус», при этом

$$F_t = F_{t,z} = F_c \frac{(1+x)}{\xi_z x (1-y)}. \quad (9)$$

## 3. Максимальная скорость вращения двигателя

$$v_m = F_c \frac{\alpha_p}{\tau_p}; \quad (10)$$

$$F_c = \frac{1}{1 - \left( \frac{1-y}{1+x} \right) (a_y + x a_z)}. \quad (11)$$

Коэффициенты  $F_n$ ,  $F_t$  и  $F_c$ , характеризующие форму диаграммы динамического тока якоря, зависят от следующих параметров (рис. 1):

$$x = \frac{\tau_z}{\tau_y}; y = \frac{\tau_c}{\tau_p}; a_y = \frac{T_y}{\tau_y}; a_z = \frac{T_z}{\tau_z},$$

где  $T_y$ ,  $T_z$  — абсциссы центра тяжести площади фигур, образованных диаграммой динамического тока ( $abva$  и  $gdejge$ )<sup>1</sup>;

$\xi_y$ ,  $\xi_z$  — коэффициенты заполнения диаграммы динамического тока;

$\gamma_y$ ,  $\gamma_z$  — коэффициенты формы диаграммы динамического тока.

<sup>1</sup> Индекс «у» соответствует периоду ускорения, индекс «з» — периоду замедления, а индекс «с» — периоду установившегося движения.

*Наиболее выгодное время работы.* Исследуем влияние времени работы на нагрев двигателей.

Посредством формулы (5) устанавливаем, что потери энергии в обмотке якоря достигают минимума:

$$\Delta \epsilon_{\text{я},k} = \frac{4}{3} \sqrt[4]{3F_{\text{п}} \alpha_p^2 i_c^6} \quad (12)$$

при критическом значении времени работы

$$\tau_{p,k} = \sqrt[4]{\frac{3F_{\text{п}} \alpha_p^2}{i_c^2}}. \quad (13)$$

Формула (5) может быть представлена в виде

$$\frac{\Delta \epsilon_{\text{п}}}{\Delta \epsilon_{\text{я},k}} = \frac{1}{4} \left( 3m + \frac{1}{m^3} \right), \quad (14)$$

где

$$m = \frac{\tau_p}{\tau_{p,k}}.$$

Найдем выражения, характеризующие влияния времени работы на величину максимальной скорости двигателя, а также на величину максимального тока якоря в случае, если этот ток возникает в период ускорения.

Воспользовавшись формулами (7), (10) и (13), получим:

$$\frac{v_m}{v_{m,k}} = \frac{1}{m}; \quad (15)$$

$$\frac{i_m}{i_{m,k}} = \frac{\frac{1}{m^2} \sqrt{3F_{\text{п}}} + 1}{\frac{F_{\text{т},y}}{\sqrt{3F_{\text{п}}} + 1}}, \quad (16)$$

где  $v_{m,k}$  и  $i_{m,k}$  — соответственно максимальные скорость двигателя и ток якоря при  $\tau_p = \tau_{p,k}$ ,

$$i_{m,k} = i_c \left( 1 + \frac{F_{\text{т},y}}{\sqrt{3F_{\text{п}}}} \right). \quad (17)$$

В табл. 1 приведены значения максимального динамического тока якоря  $j_{m,k} = i_{m,k} - i_c$  для диаграмм тока, рассмотренных в [Л. 1 и 2], и для диаграммы тока, которая используется в дальней-

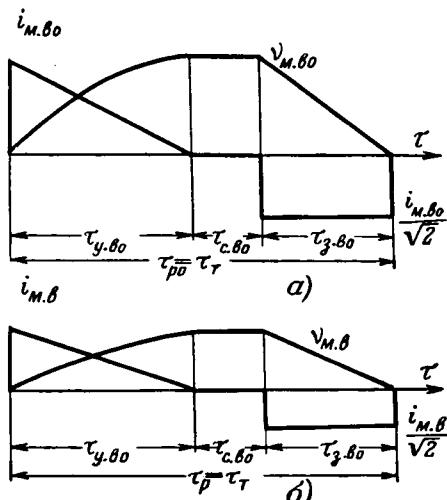
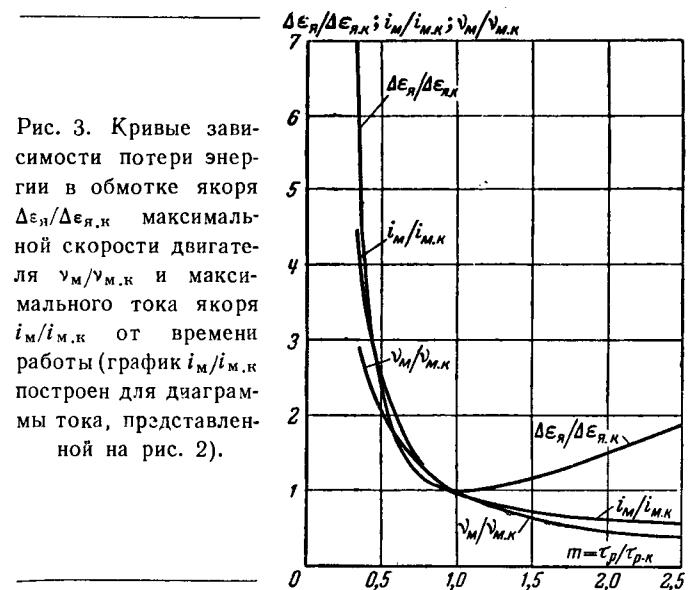


Рис. 2. Диаграммы тока якоря и скорости двигателя при экстремальном программном управлении.

$$\alpha - \alpha_p = \alpha_{p0}; \beta - \alpha_p < \alpha_{p0}.$$



шем при определении эффективности экстремального программного управления (рис. 2).

Таблица 1

Диаграммы тока якоря	$F_{\text{т},y}$	$F_{\text{п}}$	Максимальный динамический ток $i_{m,k}$
Оптимальная . . . . .	6	12	$i_c$
Лучшая прямоугольная . . . . .	4,5	13,5	$0,71i_c$
Лучшая прямоугольная без установившегося движения . . . . .	4	16	$0,58i_c$
Диаграмма на рис. 2 . . . . .	6,2	12,71	$0,97i_c$

По формулам (14) — (16) на рис. 3 построены графики зависимости потери энергии в обмотке якоря, максимальной скорости двигателя и максимального тока якоря (диаграмма рис. 2) от времени работы.

Вследствие незначительного динамического тока (табл. 1), критическое время работы имеет относительно большое значение, что обычно не позволяет реализовать его в быстродействующих приводах прокатных станов. В связи с этим, а также учитывая (3), получаем:

$$\tau_{p,k} > \tau_p \geq \tau_t \text{ или } 0 < m < 1.$$

В этом интервале аргумента графика на рис. 3 потеря энергии в обмотке якоря является монотонной убывающей функцией времени работы. Следовательно, наиболее выгодное время работы, минимизирующее нагрев двигателя, будет  $\tau_{p,b} = \tau_t$ . Это время, кроме того, минимизирует максимальный ток якоря и максимальную скорость двигателя (рис. 3).

*Наиболее выгодная продолжительность ускорения, установившегося движения и замедления.* Наиболее выгодное время работы можно получить при неограниченно большом сочетании продолжительности ускорения, установившегося движения и замедления ( $\tau_y, \tau_c, \tau_z$ ).

Посредством формул (6) и (11) получим следующее выражение, которое, как видно из (5),

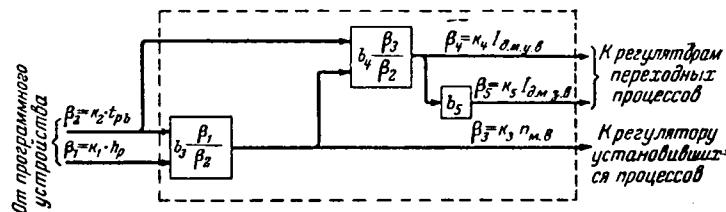


Рис. 4. Алгоритм вычислительной машины.

определяет зависимость потери энергии в обмотке якоря двигателей от соотношения между  $\tau_y$ ,  $\tau_c$ ,  $\tau_z$  для заданных  $\tau_p$ ,  $a_p$ ,  $i_c$ :

$$F_p = \psi(x, y) = \frac{(1+x)\left(\gamma_y^2 + \frac{\gamma_z^2}{x}\right)}{(1-y)\left[1 - (1-y)\left(\frac{a_y + x a_z}{1+x}\right)\right]^2}.$$

Отсюда наиболее выгодные параметры  $x$  и  $y$ , рассчитанные из условия минимума потери энергии, будут:

$$x_b = \frac{\gamma_z}{\gamma_y} \sqrt{\frac{a_y}{a_z}}; \quad (18)$$

$$y_b = 1 - \frac{1+x_b}{3(a_y + x_b a_z)}. \quad (19)$$

Наиболее выгодная продолжительность ускорения, установившегося движения и замедления, определяется следующим образом:

$$\left. \begin{array}{l} \tau_{y.b} = \tau_{p.b} \frac{1-y_b}{1+x_b}, \\ \tau_{c.b} = \tau_{p.b} y_b, \\ \tau_{z.b} = \tau_{y.b} x_b. \end{array} \right\} \quad (20)$$

**Алгоритм вычислительной машины.** На рис. 4 представлен алгоритм вычислительной машины для автоматической настройки регуляторов переходных и установившихся процессов на рациональный режим двигателей.

Перед каждым включением привода программное устройство посылает на вход вычислительной машины два сигнала: один, пропорциональный перемещению валка, а другой, пропорциональный наиболее выгодному времени работы,

$$\beta_1 = k_1 h_p; \quad \beta_2 = k_2 t_{p.b}.$$

Вычислительная машина согласно выражениям (10) и (7) вырабатывает три сигнала управления, пропорциональные наиболее выгодным значениям установившейся скорости двигателя и максимального динамического тока якоря в периоды ускорения и замедления:

$$\beta_3 = k_3 n_{m.v} = k_3 c_3 \frac{h_p}{t_{p.b}} = b_3 \frac{\beta_1}{\beta_2};$$

$$\beta_4 = k_4 I_{d.m.y.b} = k_4 c_4 \frac{h_p}{t_{p.b}^2} = b_4 \frac{\beta_3}{\beta_2};$$

$$\beta_5 = k_5 I_{d.m.z.b} = k_5 c_5 \frac{h_p}{t_{p.b}^2} = b_5 \beta_4,$$

где  $k_1, \dots, k_5$ ;  $c_3, \dots, c_5$ ;  $b_3, \dots, b_5$  — постоянные коэффициенты.

Посредством сигналов  $\beta_3$  и  $\beta_4$  регуляторы настраиваются так, что двигатели разгоняются до наиболее выгодной скорости в наиболее выгодное время. Когда остается необходимым выполнить перемещение, равное выбегу, узел слежения снижает сигналы  $\beta_3$  и  $\beta_4$ , а посредством сигнала  $\beta_5$  регулятор процесса торможения настраивается так, что привод останавливается в наиболее выгодное время. Таким образом, верхний валок отрабатывает заданное перемещение в заданное время при рациональном режиме работы двигателей.

**Эффективность экстремального программного управления.** Эффективность экстремального программного управления определяется посредством сравнения работы привода при этом управлении и при программном управлении с неизменной настройкой регуляторов. Объективность сравнения обеспечивается одинаковыми исходными условиями. Полагаем заданными: механизм перестановки верхнего валка с редуктором; двигатели с регуляторами переходных и установившихся режимов; производительность стана и режим обжатия слитка.

Рассмотрим сначала работу привода механизма перемещения верхнего валка блюминга-слябинга 1150 при прокатке слябов 1300×200×5950 мм за 15 пропусков из слитка 1470×625×2100 мм весом 12 т. Блюминг-слябинг имеет индивидуальный привод валков с двигателями по 4500 л. с. и привод механизма перестановки верхнего валка с двумя двигателями по 300 квт.

В этом случае за счет применения экстремального программного управления вместо программного управления с неизменной настройкой регуляторов достигается значительное снижение нагрузки двигателей по нагреву — от 98 до 65%. (Нагрузка определяется по методу средних потерь в обмотке якоря.)

После рассмотрения конкретного примера дадим оценку эффективности экстремального программного управления в более общем виде. С этой целью рассмотрим часть программы перемещений, для которой время, затраченное на выполнение параллельных технологических операций, имеет неизменное значение  $\tau_t$  (пропуски без кантовки). В расчетах не учитывается действие статического момента. Принятые упрощения не могут исказить представление об эффективности экстремального управления и оказаться помехой для установления общих закономерностей, так как расчетами охватывается главная часть пропусков (70—80%); статический момент привода относительно невелик и его влияние на результаты расчета снижается, поскольку эффективность определяется на основании вычисления отношения показателей привода при экстремальном программном управлении и при программном управлении с неизменной настройкой регуляторов.

Предположим, что регуляторы выполнены по одной из типовых схем, которая позволяет получить диаграммы динамического тока в периоды ускорения и замедления, близкие по форме соответственно и треугольнику и прямоугольнику. В связи с этим ниже рассматривается диаграмма тока, представленная на рис. 2. Коэффициенты,

характеризующие эту диаграмму, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Коэффициенты для диаграммы на рис. 2	Период ускорения	Период замедления
Абсцисса центра тяжести . . . . .	$a_y = \frac{1}{3}$	$a_z = \frac{1}{2}$
Коэффициент формы . . . . .	$\gamma_y = \frac{2}{\sqrt{3}}$	$\gamma_z = 1$
Коэффициент заполнения . . . . .	$\xi_y = \frac{1}{2}$	$\xi_z = 1$

По данным табл. 2 и формулам (18), (19) и (20) находим параметры рационального режима двигателя:

$$x_b = \frac{1}{\sqrt{2}} = 0,707, \quad y_b = 3 - 2\sqrt{2} = 0,172; \quad (21)$$

$$\left. \begin{aligned} \tau_{y,b} &= 2(3\sqrt{2} - 4)\tau_{p,b} = 0,485\tau_{p,b}, \\ \tau_{c,b} &= (3 - 2\sqrt{2})\tau_{p,b} = 0,172\tau_{p,b}, \\ \tau_{z,b} &= 2(3 - 2\sqrt{2})\tau_{p,b} = 0,343\tau_{p,b}. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

При экстремальном программном управлении все перемещения отрабатываются в заданное время  $\tau_t$ ; режим работы двигателей только рациональный (рис. 2). При программном управлении с неизменной настройкой регуляторов последние настраиваются так, что максимальное перемещение  $\alpha_{p0}$  выполняется в заданное время  $\tau_t$ ; режим работы двигателей рациональный. Однако все

Рис. 5. Диаграммы тока якоря и скорости двигателя при программном управлении с неизменной настройкой регуляторов.  
 $\alpha - \alpha_p = \alpha_{p0}; \quad \beta - \alpha_{p,n} < \alpha_p < \alpha_{p0}; \quad \gamma - \alpha_p = \alpha_{p,n}; \quad \delta - \alpha_p < \alpha_{p,n}$

таким образом базисные показатели имеют одинаковую величину независимо от применяемого принципа управления (рис. 2 и 5). Только выбег механизма рассчитан в долях от отрабатываемого перемещения, что позволяет оценить точность остановки рабочего органа механизма.

Формулы для экстремального программного управления выведены из выражений (5) — (11).

Формулы для программного управления с неизменной настройкой регуляторов получены в результате решения уравнений кинематики и динамики при диаграммах тока якоря, представленных на рис. 5, с использованием формул (22). Наибольшее (предельное) значение угла  $\alpha_p$ , при котором диаграмма тока якоря в период ускорения сохраняет треугольную форму (рис. 5, в), определяется из условия  $t_c = 0$  с учетом (22)

$$\frac{\alpha_{p,n}}{\alpha_{p,0}} = \frac{6\sqrt{2} - 7}{2} = 0,743.$$

Ниже, дополнительно к данным табл. 3, приводятся формулы для показателей, характеризующих работу вентильного ионного или тиристорного силового преобразователя, питающего двигатели механизма, — для реактивной энергии, потребляемой преобразователем за время одного включения двигателя, и потери энергии в вентилях за это же время.

Реактивная мощность питающей сети силового преобразователя в относительных единицах будет:

$$q = \frac{Q}{I_n E_n} = \frac{P}{I_n E_n} \operatorname{tg} \varphi,$$

где

$E_n$  — номинальная э. д. с. двигателя, в;

$P = I(E_n v \pm \Delta u) \cdot 10^{-3}$  — активная мощность, квт;

$\Delta u$  — потеря напряжения в силовой цепи двигателей, в.

Полагая, что при естественном угле коммутации вентиляй и номинальной нагрузке установившаяся скорость двигателя равна номинальной, получаем:

$$\cos \varphi = \frac{E_n v \pm \Delta u}{E_n + \Delta u}.$$

Для расчета реактивной мощности принимаются абсолютные значения  $P$  и  $\cos \varphi$ . В период ускорения двигателей перед  $\Delta u$  принимается знак «плюс», а в период замедления — знак «минус».

Расчет реактивной мощности выполнен в предположении, что потеря напряжения остается неизменной в течение всего периода работы двигателя. Это обстоятельство при рассматриваемых диаграммах тока якоря (рис. 2 и 5) не вносит погрешности в расчеты реактивной мощности в периоды замедления и установившегося движения. Погрешность, возникающая в период ускорения, не может отразиться на оценке эффективности экстремального программного управления мощным приводом перемещения верхнего валка: потеря напряжения имеет относительно небольшую величину и содержит по-

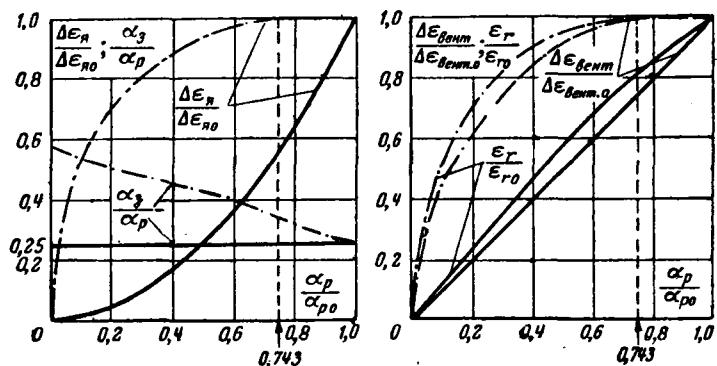


Рис. 6. Графики, иллюстрирующие эффективность экстремального программного управления.

— экстремальное программное управление; — програмное управление с неизменной настройкой регуляторов.

стоянную составляющую, не зависящую от тока якоря.

Учитывая приведенные выше соотношения, формула реактивной мощности может быть представлена в виде

$$q = (1 + \lambda) i \sqrt{1 - \left(\frac{v + \lambda}{1 + \lambda}\right)^2}, \quad (23)$$

где

$$\lambda = \frac{\Delta u}{E_n}.$$

Реактивная энергия, потребляемая вентильным силовым преобразователем за время одного включения двигателей, определится с учетом формулы (23) следующим образом:

$$\begin{aligned} \epsilon_r &= \frac{\partial r}{I_n E_n B_n} = \int_0^t q d\tau; \\ \epsilon_r &= 0,5 (1 + \lambda)^2 [z_{M1} \sqrt{1 - z_{M1}^2} + z_{M2} \sqrt{1 - z_{M2}^2} + \\ &\quad + \arcsin z_{M1} + \arcsin z_{M2}]; \end{aligned} \quad (24)$$

где

$$z_{M1} = \frac{v_m + \lambda}{1 + \lambda}; \quad z_{M2} = \frac{v_m - \lambda}{1 + \lambda}.$$

Потеря энергии в вентилях силового преобразователя за время одного включения двигателей, учитывая, что напряжение между электродами проводящего ток вентиля мало зависит от величины тока, будет прямо пропорциональна сумме (рис. 2 и 5):

$$\left| \int_0^{v_m} i d\tau \right| + \left| \int_0^{-v_m} i d\tau \right|,$$

т. е. прямо пропорциональна максимальной скорости двигателей.

Итак, потеря энергии в вентилях за время одного включения двигателей будет:

$$\frac{\Delta \epsilon_{vento}}{\Delta \epsilon_{vento0}} = \frac{v_m}{v_{m,po}}.$$

По формулам табл. 3 и (24), (25) на рис. 6 построены графики, иллюстрирующие эффективность экстремального программного управления. Реактивная энергия определена в предположении, что  $\lambda=0,1$  и  $v_{m,bo}=1$ .

В заключение определим добротность экстремального программного управления. С этой целью сравним нагрузку двигателей по нагреву при экстремальном управлении с минимально возможной нагрузкой, которая достигается при оптимальной диаграмме тока якоря [Л. 1].

Коэффициент  $F_p$  диаграммы на рис. 2, рассчитанный по формулам (6), (11) и (21), равен 12,71, а оптимальной диаграммы — 12. Поэтому в зависимости от величины статического тока якоря нагрузка двигателей по нагреву при экстремальном программном управлении превышает возможный минимум только на 3,5—4,5%.

Таким образом, экстремальное программное управление с регуляторами, выполненными по одной из типовых схем, обладает весьма высокой добротностью.

**Выводы.** 1. Экстремальное программное управление с автоматической настройкой регуляторов на rationalный режим работы двигателей весьма эффективно в приводах перестановки верхнего вала обжимных прокатных станов. Путем применения экстремального программного управления вместо программного управления с неизменной настройкой регуляторов переходных и установившихся режимов достигается значительное снижение нагрева двигателей и вентиляторов силового преобразователя; снижение выбега рабочего органа механизма; сокращение реактивной энергии, потребляемой силовым преобразователем (рис. 6).

Так, в приводе механизма перемещения верхнего вала типового блюминга-слабинга 1150 нагрузка двигателей по нагреву, рассчитанная по методу средних потерь в обмотке якоря, снижается в 1,4—1,6 раз (например, от 100 до 65%). Для быстроходных механизмов, в которых ограничения использования rationalных режимов работы двигателей по максимально допустимой скорости перемещения вала (перемещение после кантовки слитка) частично снимаются, достигается еще

большее снижение нагрузки двигателей — в 1,6—2 раза.

Уменьшение при экстремальном программном управлении выбега механизма и ускорения в последних пропусках позволяет сохранить необходимую точность установки верхнего вала и для быстроходных механизмов. Достигнутый резерв установленной мощности дает возможность за счет увеличения ускорения привода для «тяжелых» включений поднять производительность стана на 2—5% и наряду с этим понизить нагрузку двигателей на 15—25%, а в связи с этим также повысить надежность работы привода [Л. 4].

2. Экстремальное программное управление обладает высокой добротностью, которая является абсолютной оценкой качества управления: нагрузка двигателей по нагреву при экстремальном программном управлении с регуляторами переходных и установившихся процессов, выполненными по одной из типовых схем (диаграмма тока якоря на рис. 2), превышает возможный минимум только на 3,5—4,5%.

3. Применение экстремального программного управления требует применения вычислительной машины, а также регуляторов переходных и установившихся процессов, управляемых выходными сигналами этой машины.

Актуальной является задача создания регуляторов, обеспечивающих стабильную форму диаграммы динамического тока якоря двигателей при отработке всей программы перемещений.

#### Литература

1. Кожевников К. И., Диаграмма тока двигателя вспомогательных механизмов прокатных станов, «Электротехника», 1956, № 6.
2. Кожевников К. И., Выбор передаточного числа редуктора приводов вспомогательных механизмов прокатных станов, «Электротехника», 1957, № 7.
3. Слежановский О. В., Электропривод реверсивных станов горячей прокатки, Металлургиздат, 1961.
4. Тищенко Н. А., Проблемы надежности электродвигателей, «Электротехника», 1961, № 11 и 12.

[23.11.1964]



# Уточненный тепловой расчет однорядной обмотки возбуждения

*Кандидат техн. наук, доц. Ю. К. ВАСИЛЬЕВ*

Киев

**Введение.** Тепловые расчеты электрических машин относятся к числу наименее точных. Если различные электрические расчеты могут быть выполнены с погрешностью в несколько процентов, то при расчете температур многих электрических машин в разных режимах работы погрешность составляет обычно десятки процентов.

Такое отставание тепловых расчетов от электрических объясняется недостаточным вниманием, которое им уделяется; большой трудоемкостью тепловых испытаний и необходимостью установки датчиков внутри обмотки для получения точных результатов; недостаточностью и неудовлетворительностью исходных данных (коэффициентов), что зависит от точности вентиляционных расчетов электрических машин и экспериментов по сбору и накоплению исходных данных для тепловых расчетов; зависимостью температур от нестабильности технологического процесса, которую невозможно учесть расчетным путем. Здесь следует отметить, что, по существу, детальное исследование полей скоростей воздуха и температур в каналах, лобовых частях, во вращающихся якорях и полюсах стало возможно только в 50-х годах, после создания электротермоанемометра, специально приспособленного для электрических машин. В СССР это было сделано в ВЭИ, разработавшем приборы типа ЭТАМ.

Увеличение удельных нагрузок, внедрение новых теплостойких материалов (изоляции), использование электрических машин при значительных перегрузках предъявляют новые повышенные требования к точности тепловых расчетов. Одним из важнейших путей уточнения методик тепловых расчетов является выполнение расчета температурного поля (определение не только средней, но и максимальной температуры) при всех необходимых режимах работы, т. е. при определении как установившихся, так и неустановившихся температур. Это требует использования уравнения теплопроводности Фурье при расчете температур отдельных частей электрической машины.

Определенная громоздкость математических выкладок, связанная с неоднородностью и сложностью электрической машины и трудностью определения краевых условий, отсутствие достаточных экспериментальных данных по проверке расчетов температурных полей, отсутствие во многих случаях просто разработанных методик расчета привели к тому, что на наших электромашиностроительных заводах и в конструкторских бюро ограничиваются, как правило, расчетом только средних установившихся температур, даже при наличии в ряде случаев и более точных методик [Л. 1—3]. Методы расчета неустановившихся температурных полей электрических машин, по нашим сведениям, отсутствуют. Старение изоляции и возможная степень нагрузки машины определяются не средней температурой, а максимальной. Кроме того, как отмечено

в [Л. 5], по распределению температуры в обмотке можно, в определенной мере, судить об использовании материалов машины, т. е. чем равномернее распределена температура по обмотке, тем в указанном смысле машина спроектирована лучше. Расчет температурного поля имеет значение как для обмоток возбуждения, так и для якорей разных типов машин.

В данной статье на примере обмотки возбуждения добавочного полюса тягового двигателя электровоза НБ-412М рассматривается метод расчета стационарного и переходного температурных полей однорядной обмотки возбуждения с постоянным сечением меди обмотки (постоянной плотностью тока в обмотке).

В связи с исследованиями тяговых двигателей электровозов, выполняемыми Киевским институтом автоматики совместно с Новочеркасским электровозостроительным заводом, возникла практическая необходимость рассчитать максимальные температуры обмоток двигателя в часовом (номинальном) режиме работы. Для тяговых двигателей так же, как для некоторых других типов электрических машин, существует особая необходимость в уточнении расчета установившихся и неустановившихся тепловых режимов.

Тяговые двигатели расположены на осях под кузовом вагона и работают в тяжелых условиях: в них может попадать влага, снег, грязь и пр. Поэтому обмотки тяговых двигателей (якорная и полюсные), находящиеся под высоким потенциалом, весьма основательно изолированы не только от сердечников, но и от охлаждающего воздуха (рис. 1). Требование ограничения габаритов двигателей из-за недостатка места на электровозе заставляет при проектировании тяговых двигателей принимать высокие удельные нагрузки, поэтому номинальным режимом для них является часовой режим. За час температуры отдельных частей двигателя не достигают установившихся значений, поэтому при определении номинальной мощности возникает необходимость рассчитывать неустановившиеся значения температур.

Широко известны существующие методы тепловых расчетов тяговых двигателей [Л. 1 и 4], которые дают возможность конструктору сделать примерный расчет, но все же нуждаются в существенных уточнениях в свете новых экспериментальных данных [Л. 5 и 6]. Основной недостаток существующих методов тепловых расчетов состоит в том, что они позволяют определить только среднюю температуру, а как показывают экспериментальные данные, неравномерность распределения температур по обмоткам тяговых двигателей весьма велика. В ряде других типов машин, например в прокатных [Л. 7], эта неравномерность также значительна.

**Исходные уравнения.** Принимаются следующие основные допущения.

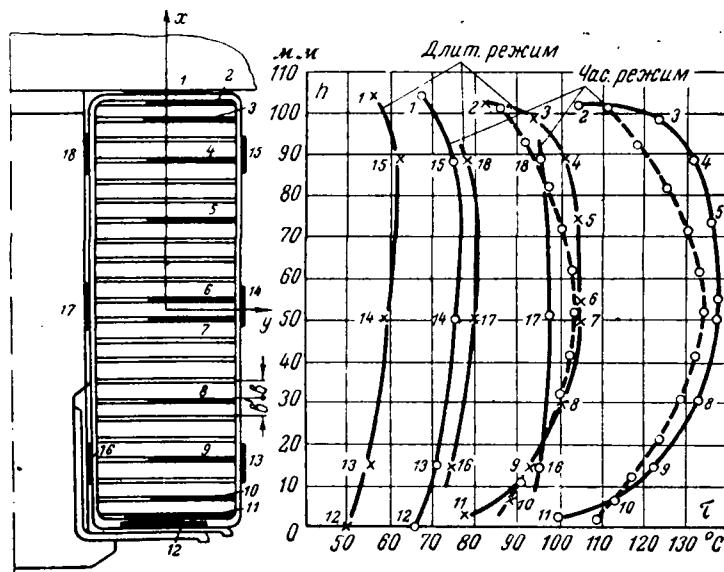


Рис. 1. Конструкция обмотки возбуждения с установленными термометрами сопротивления и кривые нагревания.  
— опытные; —— расчетные.

1. Теплопроводность меди и стали принимается равной бесконечности.

2. Потери в меди катушки определяются с учетом их зависимости от температуры:

$$q_t = q_0(1 + \alpha\tau),$$

где  $q_0$  — удельные потери при превышении температуры меди обмотки, равном нулю ( $\tau=0$ ), т. е.  $q_0=Q_0/V$ ;

$Q_0$  — суммарные потери в обмотке при  $\tau=0$ ;

$V$  — объем обмотки;

$\alpha$  — температурный коэффициент, для меди  $\alpha=0,004$ .

3. Будем искать закономерность распределения температуры меди в плоскости поперечного сечения обмотки по высоте катушки (координата  $x$ ). По ширине катушки (координата  $y$ ) температура в любой момент времени одинакова, так как принято  $\lambda_m=\infty$  (рис. 1). Как показывают экспериментальные данные, по длине катушки (вдоль оси машины, координата  $z$ ) температура меди обмотки линейно возрастает на величину подогрева воздуха по длине машины. Таким образом, найденное распределение превышения температуры меди по высоте катушки в любой момент времени  $\tau=f(x, t)$  должно быть увеличено на значение подогрева воздуха  $\tau_b=\varphi(z, t)$ . Если рассчитывать температуры обмотки в середине длины полюса, то надо прибавлять к результату расчета только половину полного подогрева воздуха в машине. Таким образом, рассматривается одноразмерная задача.

4. Опыты показывают, что, имея в виду конечную задачу — разработку методики инженерных расчетов превышений температур в машине, можно с достаточной для практики точностью считать задачу симметричной, т. е. максимум температуры принимать в середине высоты катушки, а граничные температуры в верхней и нижней частях катушки считать одинаковыми.

5. Принимаются нулевые начальные условия. Задача носит линейный характер, и ее решение при ненулевых начальных условиях может быть получено суммированием решения при нулевых начальных условиях с начальным значением функции  $\tau=f(x, 0)e^{-\frac{t}{T}}$ .

6. Нагревание якоря и каждой из обмоток возбуждения считается независимым друг от друга, что обусловлено большими и хорошо вентилируемыми воздушными промежутками между ними [Л. 4].

Уравнение теплопроводности Фурье имеет вид:

$$\lambda_x \frac{\partial^2 \tau}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 \tau}{\partial y^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 \tau}{\partial z^2} + q = C\gamma \frac{\partial \tau}{\partial t}.$$

В соответствии с принятыми допущениями для определения превышений температур внутри обмотки перепишем его в виде

$$\lambda_x \frac{\partial^2 \tau}{\partial x^2} + q_0(1 + \alpha\tau) \frac{R_y}{R_x + R_y} = C\gamma \frac{\partial \tau}{\partial t} \frac{R_y}{R_x + R_y}, \quad (1)$$

где  $R_x$  — тепловое сопротивление по оси  $x$ ;  
 $R_y$  — тепловое сопротивление по оси  $y$ .

Вследствие принятых допущений уравнение (1) написано не для всего количества тепла, выделяющегося в обмотке, а только для той его части, которая распространяется по оси  $x$  и вызывает соответствующее распределение температуры. Поэтому в уравнение (1) введен коэффициент, учитывающий эту часть тепла,

$$k = \frac{R_y}{R_x + R_y} = \frac{q_x}{q}.$$

При этом в уравнении (1) соблюдается закон сохранения энергии.

Введем обозначения:

$$a = \frac{1}{k} \frac{\lambda_x}{C\gamma}; \quad b = \frac{q_0 \alpha}{C\gamma}; \quad m = \frac{q_0}{C\gamma},$$

где  $C$  и  $\gamma$  — удельная теплоемкость и удельный вес меди (обмотки) с учетом изоляции, стали полюса и станины.

Уравнение (1) примет вид:

$$a \frac{\partial^2 \tau}{\partial x^2} + b\tau + m = \frac{\partial \tau}{\partial t}. \quad (2)$$

Изоляция, полюс и станина не нагреваются до температуры меди обмотки, но на увеличение их теплосодержания идет все же определенное количество тепла, которое уменьшает скорость нагревания меди обмотки. Проведенные расчеты показали, что можно учесть это влияние, введя коэффициент, равный 1,1—1,2.

Под  $\lambda_x$  надо понимать эквивалентный (расчетный) коэффициент теплопроводности меди и изоляции, считая  $\lambda_m=\infty$  (рис. 1). Уменьшение температуры, происходящее только в слое изоляции на ширине  $(b'-b)$ , имеющей коэффициент теплопроводности  $\lambda_j$ , должно равняться уменьшению температуры на суммарной ширине меди и изоляции  $b'$  с расчетным коэффициентом теплопроводности  $\lambda_x$ , т. е.

$$\frac{Q}{S} \frac{(b' - b)}{\lambda_j} = \frac{Q}{S} \frac{b'}{\lambda_x}, \quad \lambda_x = \lambda_j \frac{b'}{b' - b}.$$

Перепад температуры рассчитывается по всей высоте катушки:

$$\Delta = nb',$$

где  $n$  — число слоев.

Сформулируем краевые условия.

Начальные условия нулевые:

$$\tau(x, 0) = 0. \quad (3)$$

Условия симметрии:

$$\text{при } x=0 \quad \tau = \tau_{\max} \text{ и } \frac{\partial \tau}{\partial x(x=0)} = 0. \quad (4)$$

Границное пространственное условие запишем исходя из закона сохранения энергии: количество тепла, переданное путем миграции по оси  $x$  из меди обмотки в изоляцию, должно равняться количеству тепла, переданного через изоляцию охлаждающей среде:

$$\lambda_x \frac{\partial \tau}{\partial x(x=l)} = -\Lambda_x \tau_{(x=l)}.$$

Или, так как тепловая проводимость  $\Lambda_x = \frac{1}{R_x}$ , то

$$\lambda_x \frac{\partial \tau}{\partial x(x=l)} = -\frac{1}{R_x} \tau_{(x=l)}. \quad (5)$$

По существу условие (5) является определенным расширением понятия так называемого граничного условия третьего рода. Оно написано не для пограничной области, где происходит теплообмен между телом и средой, а для пограничной зоны, где осуществляется теплообмен между катушкой и ее наружной изоляцией. Надо также иметь в виду, что в обычной записи граничного условия третьего рода

$$\lambda_x \frac{\partial \tau}{\partial x(x=l)} = -\alpha \tau_{(x=l)} \quad (5a)$$

как левая, так и правая части равенства являются выражениями потоков тепла, протекающих через единицу площади, и коэффициент теплоотдачи  $\alpha$  имеет размерность  $\text{вт}/^{\circ}\text{C} \cdot \text{см}^2$ . Так как тепловые проводимости и сопротивления рассчитываются не на единицу, а на всю площадь, то для того, чтобы в выражении (5) согласовывались обе части равенства, необходимо правую часть разделить на площадь сечения катушки, перпендикулярной направлению потока тепла (оси  $x$ ). Тогда окончательно граничное условие будет иметь вид:

$$\lambda_x \frac{\partial \tau}{\partial x(x=l)} = -\frac{1}{R_x S} \tau_{(x=l)}. \quad (5b)$$

При этом размерности также согласуются. Итак, граничное условие третьего рода, записанное в виде выражения (5b), является обобщенной формой этого условия, применимой к любой точке тепловой цепи (рис. 2), в то время как классическая запись (5a) является частным случаем обобщенной формы, пригодная к применению только в конце тепловой цепи рис. 2 на границе нагретой поверхности и воздушной среды.

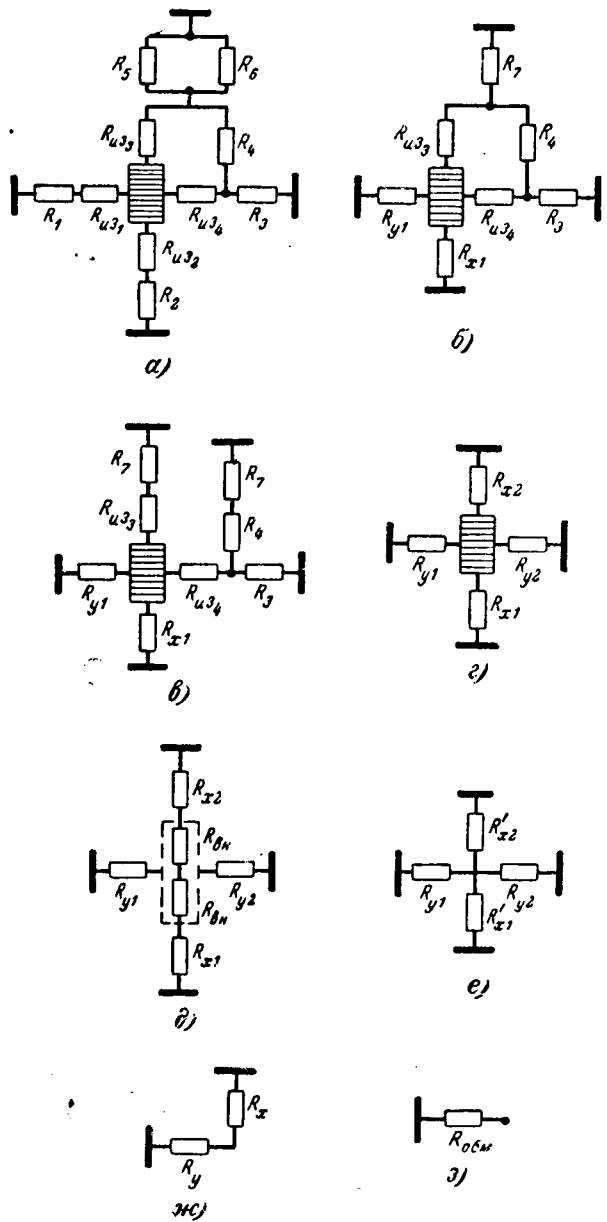


Рис. 2. Преобразование эквивалентной тепловой схемы.

**Стационарный режим.** При установившемся значении температуры ( $t=\infty$ ) правая часть уравнений (1) и (2) равна нулю:

$$\begin{aligned} a \frac{d^2 \tau_y}{dx^2} + b \tau_y + m &= \lambda_x \frac{d^2 \tau_y}{dx^2} + \\ + q_0 (1 + \alpha \tau_y) k &\approx \lambda_x \frac{d^2 \tau_y}{dx^2} + q_y k = 0, \end{aligned} \quad (6)$$

где  $q_y = q_0 (1 + \alpha \tau_y)$ , так как в установившемся режиме потери вычисляются при ожидаемом превышении температуры.

Решением уравнения (6), как известно, является парабола:

$$\tau_y = -\frac{q_y k}{2 \lambda_x} x^2 + A_x + B. \quad (7)$$

В силу условия симметрии (4) постоянная  $A = 0$ , постоянная  $B$  определяется из выражения (5б). После определения постоянных получаем:

$$\tau_y = q_y k R_x l S + \frac{q_y k l^2}{2\lambda_x} \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right]. \quad (8)$$

Максимальное превышение температуры находится в середине высоты обмотки ( $x = 0$ ) и равно:

$$\tau_{y,\max} = q_y k R_x l S + \frac{q_y k l^2}{2\lambda_x}. \quad (9)$$

Превышение температуры на торцовых поверхностях

$$\tau_{y(x=l)} = q_y k R_x l S. \quad (10)$$

Максимальная разность температур по высоте обмотки

$$\tau'_{y,\max} = \frac{q_y k}{2\lambda_x} l^2. \quad (11)$$

Среднее превышение температуры обмотки, определяемое экспериментально методом сопротивления, равно:

$$\begin{aligned} \tau_{y,sp} &= \frac{1}{2l} \int_{-l}^{+l} \tau_y dx = q_y k R_x l S + \\ &+ \frac{2}{3} \frac{q_y k}{2\lambda_x} l^2 = \tau_{y(x=l)} + \frac{2}{3} \tau'_{y,\max}. \end{aligned} \quad (12)$$

Тепловые сопротивления  $R_x$  и  $R_y$  находятся из эквивалентной схемы.

Как видно из рис. 1, тепловой поток, созданный внутри обмотки, проходит толщу наружной изоляции ( $R_{iz1}, R_{iz2}, R_{iz3}, R_{iz4}$ ) и уходит из катушки по четырем направлениям:

а) через боковую поверхность обмотки внутрь машины ( $R_1$ );

б) через торцовую поверхность обмотки в воздушный зазор ( $R_2$ );

в) через другую торцовую поверхность к станине (по пути  $R_{iz3}$ );

г) к полюсу (по пути  $R_{iz4}$ ), откуда через воздушный зазор внутрь машины ( $R_3$ ) и в станину через алюминиевую прокладку между полюсом и станиной ( $R_4$ ).

Со станины тепло снимается воздухом, вентилирующим машину изнутри ( $R_5$ ), и воздухом, омывающим корпус машины снаружи ( $R_6$ ).

В соответствии с принятой схемой распространения тепла на рис. 2,б — з показана эквивалентная электрическая схема тепловых процессов и ее преобразование.

Для приближенного определения  $R_x$  и  $k$  применен искусственный прием, смысл которого ясен из сравнения схем на рис. 2,б и 2,в. Проведенные расчеты и экспериментальные данные показывают, что подобное упрощение допустимо. Тепловое внутреннее сопротивление самой обмотки является распределенным параметром, который необходимо заменить сосредоточенным сопротивлением. Для этого введем понятие эквивалентного сосредоточенного сопротивления  $R_{bh}$ . Замена должна быть сделана исходя из условия равенства потерь температуры в обоих случаях. Тепловое сопротивление может быть найдено как отношение перепада температу-

ры к тепловому потоку, вызвавшему этот перепад. Тепловой поток в обмотке по оси  $x$  непрерывно уменьшается от торца катушки к центру. При определении  $R_{bh}$  примем расчетное значение теплового потока равным потоку на торце  $0,5 V q_y k$ , перепад температуры по высоте катушки определяется формулой (11), тогда

$$R_{bh} = \frac{\tau'_{\max}}{0,5 V q_y k} = \frac{q_y k l^2}{0,5 V q_y k 2\lambda_x} = \frac{l^2}{V \lambda_x} = \frac{l}{2s \cdot \lambda_x} \quad (13)$$

объем обмотки  $V$  здесь введен потому, что сопротивление рассчитывается для полного сечения катушки, а удельные потери  $q$  вычисляются для единицы объема; коэффициент 0,5 учитывает наличие двух тепловых потоков в обмотке по положительному и отрицательному направлениям оси  $x$ . Уменьшение сопротивления  $R_{bh}$  вдвое вызвано тем, что действительный тепловой поток внутри катушки меньше расчетного потока на торце.

Тогда

$$\tau = q_x R'_{x1} = q_y R_y = q \frac{R'_x R_y}{R'_x + R_y}, \quad (14)$$

откуда

$$q_x = q \frac{R_y}{R'_x + R_y} = qk, \quad (15)$$

где

$$k = \frac{R_y}{R'_x + R_y} = \frac{q_x}{q}.$$

Надо обратить внимание на то, что в выражении (5б) имеется в виду сопротивление  $R'_x$  без учета внутреннего сопротивления обмотки (см. рис. 2,д). Оно может быть вычислено по формуле

$$R_x = R'_x - R_{bh}. \quad (16)$$

Что же касается коэффициента  $k$ , то его определение ведется с учетом внутреннего сопротивления обмотки, так как только при этом условии справедливо соотношение (14). В аксиальном направлении температура обмотки монотонно возрастает на величину подогрева вентилирующего воздуха. Поэтому, как отмечалось выше, к найденному превышению температуры обмотки надо прибавить величину подогрева воздуха в машине, что хорошо согласуется с экспериментальными данными. По всем параллельным путям воздух нагревается примерно одинаково, поэтому подогрев воздуха  $\tau_b$  проще всего рассчитать по обычной формуле:

$$\tau_b = \frac{\Sigma P_b}{1,1V_a}, \quad (17)$$

где  $\Sigma P_b$  — потери машины, снимаемые вентилирующим воздухом;

$V_a$  — полный расход воздуха.

**Переходный тепловой процесс.** Подставив

$$\tau = \frac{ze^{b\tau} - m}{b} \quad (18)$$

в уравнение теплопроводности (2), приведем его к канонической форме:

$$a \frac{\partial^2 z}{\partial x^2} = \frac{\partial z}{\partial t}. \quad (19)$$

Формальное решение этого уравнения известно и может быть записано сразу. Однако граничные ус-

ловия при этом осложняются и, в частности, временные условия перестают быть нулевыми. Возможно и непосредственное решение уравнения (2) операторным методом:

$$\tau = \frac{m}{b} + \frac{m \cos \sqrt{\frac{b}{a}} x}{b \left( \cos \sqrt{\frac{b}{a}} l - \sqrt{\frac{b}{a}} R_x S_x \sin \sqrt{\frac{b}{a}} l \right)} + \sum_{k=1}^n \frac{2ml^2 \sin \delta_k \cos \delta_k \frac{x}{l} e^{P_k t}}{(bl^2 - a\delta_k^2) \left( \delta_k + \frac{\sin 2\delta_k}{2} \right)}, \quad (20)$$

$\delta_k$  находится, как известно, путем графического решения трансцендентного уравнения:

$$\delta_k = \frac{l}{\lambda_x S R_x} \operatorname{ctg} \delta_k. \quad (21)$$

Величина  $l/\lambda_x S R_x$  аналогична критерию Био ( $Bi = al/\lambda_x$ ), в котором величина  $a$  заменена на  $1/R_x S$ . Здесь также уместны относительно критерия Био те замечания, которые были сделаны в отношении обобщения граничного условия третьего рода.

Критерий Био, который связывает внутреннюю теплопроводность и внешнюю теплоотдачу, спрятавши так же, как и граничное условие третьего рода в классической форме, только для одной точки эквивалентной цепи, соответствующей сходу теплового потока в воздухе. Обобщенный критерий Био, записанный нами в форме  $l/\lambda_x S R_x$  действителен для любой точки эквивалентной цепи. Зная  $\delta_k$ , находим показатель степени экспоненты  $p_k$  (величина обратная постоянной времени) из соотношения

$$\delta_k = i \sqrt{\frac{p_k - c}{a}} l \quad (22)$$

или

$$p_k = -\frac{a\delta_k^2}{l^2} + b. \quad (23)$$

Легко показать, что при  $t = \infty$  уравнение (20) превращается в (8). Учитывая это, перепишем (20) в виде

$$\tau = \tau_y + \sum A_k e^{P_k t} \cos \delta_k \frac{x}{l}, \quad (20a)$$

где

$$A_k = \frac{2ml^2 \sin \delta_k}{(bl^2 - a\delta_k^2) \left( \delta_k + \frac{\sin 2\delta_k}{2} \right)}. \quad (24)$$

Заметим, что  $\tau_y$  в уравнениях (20a) и (8) приблизительно идентичны с учетом возможной погрешности определения потерь при ожидаемой температуре.

Расчеты показывают, что соотношение параметров таково, что в уравнении (20a) коэффициенты ряда  $A_2, A_3$  и т. д. составляют только несколько процентов от первого коэффициента ряда  $A_1$  и быстро затухают, т. е.

$$A_1 \gg A_2 \gg A_3 \dots$$

Точно так же

$$T_1 = -\frac{1}{P_1} \gg T_2 = -\frac{1}{P_2} \gg T_3 = -\frac{1}{P_3} \dots$$

Поэтому для инженерных расчетов достаточно учитывать только первый член ряда, тогда

$$\tau \approx \tau_y + A_1 e^{P_1 t} \cos \delta_1 \frac{x}{l} = \tau_y \left( 1 - e^{-\frac{t}{T_1}} \right), \quad (25)$$

где  $\tau_y$  определяется из выражения (8).

Таким образом, для определения неустановившейся температуры в обмотке, например, в часовом режиме практически достаточно найти дополнительно к определению установившейся температуры  $\tau_y = f(x)$  только постоянную времени  $T_1$  и рассчитать процесс по экспоненте.

Среднее превышение температуры в переходном тепловом процессе определяется по формуле

$$\tau_{cp} = \frac{1}{2l} \int_{-l}^{+l} \tau_y \left( 1 - e^{-\frac{|x|}{T_1}} \right) dx = \tau_{cp,y} \left( 1 - e^{-\frac{l}{T_1}} \right). \quad (26)$$

Здесь  $\tau_{cp,y}$  находится по формуле (12).

Как отмечалось выше, к рассчитанному превышению температуры обмотки необходимо прибавить превышение температуры вентилирующего воздуха. Опыты показывают, что с достаточной точностью можно принять температуру воздуха, изменяющуюся во времени по экспоненциальному закону с постоянной времени обмотки.

**Приложение.** По разработанной методике рассчитаны уставновившиеся и переходные (часовые) превышения температуры обмотки возбуждения добавочного полюса тягового двигателя типа НБ-412М [Л. 8] магистрального электровоза с учетом распределения температуры по высоте обмотки и сделано сравнение с опытными данными.

Тепловые сопротивления в соответствии с рис. 2

$$R_{iz1} = \frac{\beta_1}{\lambda_1 S_1} = \frac{17 \cdot 10^{-4}}{0,13 \cdot 0,129} = 0,101 \text{ [ } ^\circ \text{C}/\text{вт} \text{ ].}$$

Коэффициент теплопроводности ( $\lambda = 0,13 \text{ вт}/\text{м} \cdot \text{ }^\circ\text{C}$ ) здесь взят по опытным данным;

$$R_1 = \frac{1}{\alpha_1 S_1} = \frac{1}{14,2 (1 + 0,8 \sqrt{30}) \cdot 0,129} = 0,11.$$

Скорости воздуха здесь и далее взяты по данным вентиляционных испытаний машины;

$$R_{y1} = R_1 + R_{iz1} = 0,11 + 0,101 = 0,211;$$

$$R_{iz4} = \frac{1}{S_4} \left( \frac{\beta_1}{\lambda_1} + \frac{\beta_2}{\lambda_2} \right) = \frac{1}{0,104} \left( \frac{17 \cdot 10^{-4}}{0,13} + \frac{0,174 \cdot 10^{-3}}{0,027} \right) = 0,188.$$

Здесь второе слагаемое учитывает небольшую воздушную прослойку

$$R_3 = \frac{1}{\alpha_3 S_3} = \frac{1}{103 \cdot 0,025} = 0,386;$$

$$R_4 = \frac{0,006}{0,018 \cdot 200} \approx 0,002;$$

$$R_5 = \frac{1}{\alpha_5 S_5} = \frac{1}{82,2 \cdot 0,0196} = 0,62;$$

$$R_6 = \frac{1}{\alpha_6 S_6} = \frac{1}{14,2 \cdot 0,22} = 0,319.$$

$$R_7 = \frac{R_5 \cdot R_6}{R_5 + R_6} = \frac{0,62 \cdot 0,319}{0,62 + 319} = 0,21$$

При подсчете тепловых сопротивлений при сходе тепла с наружной поверхности станины в окружающий воздух  $R_6$  и с внутренней поверхности станины в вентилирующий

машину воздух  $R_5$  поверхности станины, соответствующие тепловым потокам главного и добавочного полюсов, делились пропорционально потерям в обмотках возбуждения этих полюсов:

$$R_{\text{изз}} = \frac{1}{0,0475} \left( \frac{20 \cdot 10^{-4}}{0,13} + \frac{0,219 \cdot 10^{-3}}{0,027} \right) = 0,495;$$

$$R_{x2} = R_{\text{изз}} + R_7 = 0,495 + 0,21 = 0,705;$$

$$R_{\text{изз}} = \frac{0,2 \cdot 10^{-2}}{0,038 \cdot 0,13} = 0,404; \quad R_2 = \frac{1}{82,2 \cdot 0,038} = 0,321;$$

$$R_{x1} = R_{\text{изз}} + R_2 = 0,404 + 0,321 = 0,725;$$

$$R_{x0} = \frac{R_{x1} + R_{x2}}{2} = \frac{0,725 + 0,705}{2} = 0,715; \quad R_x = \frac{R_{x0}}{2} = 0,358;$$

$$R_{\text{вн}} = \frac{l^2}{\lambda_x V} = \frac{0,0485^2}{2,93 \cdot 0,00461} = 0,174.$$

При подсчете  $R_{\text{изз}}$ , кроме изоляции обмотки возбуждения, учтена также небольшая воздушная прослойка, которая имеется между станиной и торцом обмотки. Параллельное и последовательное сложение сопротивлений  $R_7$ ,  $R_4$ ,  $R_3$ ,  $R_{\text{изз}}$  дает  $R_{y2}=0,325$ :

$$R_y = \frac{R_{y1} R_{y2}}{R_{y1} + R_{y2}} = \frac{0,211 \cdot 0,325}{0,536} = 0,128.$$

Сопротивление по оси  $x$  с учетом внутреннего сопротивления обмотки

$$R'_x = R_x + \frac{R_{\text{вн}}}{2} = 0,358 + \frac{0,174}{2} = 0,445.$$

Потери в обмотке возбуждения на один полюс при длительном тепловом режиме

$$Q_{\text{длит}} = \frac{I^2 r_{\text{тор}}}{2p} = \frac{410^2 \cdot 0,0335}{6} = 937 \text{ [вт].}$$

Объем обмотки

$$V = Sh = 0,0475 \cdot 0,097 = 0,00461 \text{ [м}^3\text{].}$$

Удельные потери

$$q_{\text{длит}} = \frac{Q}{V} = \frac{937}{0,00461} = 2,03 \cdot 10^5 \text{ [вт/м}^3\text{].}$$

Коэффициент  $k$

$$k = \frac{R_y}{R'_x + R_y} = \frac{0,128}{0,445 + 0,128} = 0,222.$$

Удельный тепловой поток по оси обмотки возбуждения (координата  $x$ )

$$q_x \text{ длит} = q_{\text{длит}} k = 2,03 \cdot 10^5 \cdot 0,222 = 4,54 \cdot 10^4.$$

Тепловой поток по оси  $y$

$$q_y \text{ длит} = q_{\text{длит}} - q_x \text{ длит} = 2,03 \cdot 10^5 - 0,454 \cdot 10^4 = 1,576 \cdot 10^5.$$

Расчетный коэффициент теплопроводности

$$\lambda_x = \lambda_j \frac{b_j}{b_j - b} = 0,002 \frac{4,4}{4,4 - 4,1} = 0,0293 = 2,93 \text{ [вт/м °C].}$$

**Установившийся режим.** Установившееся превышение температуры обмотки в длительном режиме ( $I = 410 \text{ A}$ )

$$\begin{aligned} \tau_y \text{ длит} &= q_x \text{ длит} R_x S l + \frac{q_x \text{ длит} l^2}{2\lambda_x} \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right] = \\ &= 4,54 \cdot 10^4 \cdot 0,715 \cdot 0,0475 \cdot 0,0485 + \frac{4,54 \cdot 10^4 \cdot 0,0485^2}{2 \cdot 2,93} \times \\ &\times \left[ 1 - \left( \frac{x}{0,0485} \right)^2 \right] = 74,8 + 18,2 \left[ 1 - \left( \frac{x}{0,0485} \right)^2 \right]. \end{aligned}$$

Как видно, установившееся превышение температуры на торце обмотки равно  $74,8^\circ\text{C}$ , в середине высоты  $74,8 + 18,2 = 93^\circ\text{C}$  и среднее

$$\tau'_{\text{длит,ср}} = 74,8 + 2/318,2 = 86,9 \text{ [°C].}$$

Такие превышения температуры в обмотке имеют место со стороны холодного воздуха.

Экспериментальное исследование нагрева обмотки наиболее подробно (по числу установленных датчиков) было сделано в середине высоты полюса, поэтому для сравнения

с опытом определим расчетное значение температур также для этого сечения. Перегрев вентилирующего воздуха в машине

$$\tau_v \text{ длит} = \frac{\Sigma P_{v,\text{длит}}}{1100 V_a} = \frac{37 \cdot 200}{1100 \cdot 1,7} = 20^\circ\text{C}.$$

Для среднего сечения

$$\tau'_{v \text{ длит}} = \frac{20}{2} = 10 \text{ [°C].}$$

Итак, установившееся превышение температуры для среднего (по длине машины) сечения обмотки следующее:

Среднее, измеряемое по методу сопротивления:

$$\tau_{\text{длит,ср}} = 86,9 + 10 = 96,9 \text{ [°C].}$$

Максимальное, в середине высоты катушки:

$$\tau_{\text{длит,макс}} = 93 + 10 = 103 \text{ [°C].}$$

Минимальное, на торце катушки:

$$\tau_{\text{длит,мин}} = 74,8 + 10 = 84,8 \text{ [°C].}$$

Закон распределения температуры:

$$\tau_{v \text{ длит}} = 84,8 + 18,2 \left[ 1 - \left( \frac{x}{0,0485} \right)^2 \right].$$

**Переходный процесс** (часовой режим  $I = 515 \text{ A}$ ). Удельный тепловой поток по оси обмотки возбуждения при токе часового режима

$$\begin{aligned} q_x \text{ ч} &= q_x \text{ длит} \frac{I_{\text{ч}}^2}{I_{\text{длит}}^2} \frac{r_{\text{гор,ч}}}{r_{\text{гор,длит}}} = \\ &= 4,54 \cdot 10^4 \frac{515^2}{410^2} \frac{0,0367}{0,0335} = 7,85 \cdot 10^4. \end{aligned}$$

Установившееся превышение температуры обмотки со стороны холодного воздуха при токе часового режима

$$\begin{aligned} \tau'_{y \text{ ч}} &= \tau_{y \text{ длит}} \frac{q_x \text{ ч}}{q_x \text{ длит}} = \\ &= \left\{ 84,5 + 18,2 \left[ 1 - \left( \frac{x}{0,0485} \right)^2 \frac{7,85 \cdot 10^4}{4,54 \cdot 10^4} \right] \right\} = \\ &= 128,7 + 31,3 \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right]. \end{aligned}$$

Полный установившийся перегрев воздуха в машине, соответствующий потерям часового режима

$$\tau_{v \text{ ч}} = \tau_{v \text{ длит}} \frac{\Sigma P_{v \text{ ч}}}{\Sigma P_{v \text{ длит}}} = 20 \frac{51 \cdot 300}{37 \cdot 200} = 27,4 \text{ [°C]}$$

и для среднего сечения обмотки

$$\tau'_{v \text{ ч}} = \tau_{v \text{ ч}} : 2 = 27,4 : 2 = 13,7 \text{ [°C].}$$

Итак, в соответствии с (19) установившееся превышение температуры для среднего сечения обмотки (по длине машины), соответствующее току часового режима,

$$\begin{aligned} \tau_{y \text{ ч}} &= \tau_{y \text{ длит}} + \tau'_{v \text{ ч}} = 128,7 + 31,3 \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right] + \\ &+ 13,7 = 142,4 + 31,3 \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right]. \end{aligned}$$

Обобщенный критерий Био

$$Bi = \frac{l}{\lambda_x S R} = \frac{0,0485}{2,93 \cdot 0,0475 \cdot 0,715} = 0,486.$$

Графическим путем находим первый корень

$$\delta_1 = 0,65.$$

Коэффициенты:

$$a = \frac{\lambda_x}{k(1,1C\gamma)} = \frac{2,93}{0,222 \cdot 1,1 \cdot 8,9 \cdot 10^6 \cdot 0,388} = 3,47 \cdot 10^{-6};$$

$$b = \frac{q_{\text{вн}} a}{1,1C\gamma} = \frac{2,22 \cdot 10^5 \cdot 0,004}{1,1 \cdot 8,9 \cdot 10^6 \cdot 0,388} = 2,32 \cdot 10^{-4}.$$

# Оптимальное проектирование явнополюсного индуктора синхронной машины

Кандидат техн. наук Дж. А. АВЕТИСЯН и доктор техн. наук, проф. А. И. БЕРТИНОВ

Москва

Обычная последовательность проектирования синхронной машины такова, что расчету индуктора предшествует выбор основных размеров машины ( $D$  и  $l$ ) и расчет якоря. Проведенные таким образом расчеты должны удовлетворять номинальным данным и техническим условиям проекта. В результате расчет индуктора сводится к проверке, может ли индуктор в заданном объеме обеспечить намагничивающую силу (н. с.), необходимую для проведения заданного потока через магнитную цепь машины. При этом нагрев обмотки возбуждения не должен превышать максимально допустимого значения. Формуляр расчета индуктора требует предварительного задания геометрических размеров индуктора и плотности тока возбуждения. Обычно рассматривается несколько целесообразных вариантов расчета индуктора и выбирается вариант, обеспечивающий наибольшую н. с. и не превышающий допустимого значения нагрева.

Ясно, что при таком подходе к проектированию индуктора результаты расчета во многом определяются опытом и интуицией расчетчика. Отсутствует уверенность в том, что возможности индуктора использованы максимально, т. е. параметры его выбраны оптимальными. Учитывая, что индуктор в синхронных машинах оказывает сильное влияние на такие важные показатели, как вес, габариты и т. д. (особенно для машин малой и средней мощности), нетрудно показать, что решение задачи определения оптимальных параметров индуктора представляет большой практический интерес.

Настоящая работа является попыткой решения указанной задачи с помощью автоматических цифровых вычислительных машин (АЦВМ). При этом появляется возможность получения зависимостей, позволяющих инженеру непосредственно опреде-

лить оптимальные параметры явнополюсного электромагнитного вращающегося индуктора синхронной машины.

**Постановка задачи.** Для определения критерия оптимальности индуктора представим полную н. с. последнего в виде суммы двух составляющих:

$$F_{\text{в}} = F_0 + F_{\text{ин}}, \quad (1)$$

где  $F_{\text{в}}$  — полная н. с. обмотки возбуждения;

$F_0$  — н. с., которая проводит поток через воздушный зазор, якорь и преодолевает реакцию якоря;

$F_{\text{ин}}$  — н. с., которая проводит поток через индуктор.

С точки зрения основных физических процессов преобразования энергии в машине интерес представляет только составляющая  $F_0$  (внешняя или полезная составляющая н. с. индуктора). Составляющая  $F_{\text{ин}}$  (внутренняя составляющая) покрывает как бы собственные нужды индуктора и является балластной в вышеуказанном смысле. Таким образом, ясно, что максимально использованный является индуктор, который обеспечивает наибольшее значение полезной н. с.  $F_0$  в заданном объеме и при заданных граничных условиях. Следовательно, критерий оптимальности можно выразить следующей функциональной зависимостью, так называемой функцией выгоды:

$$M = F_0. \quad (2)$$

Границные условия задачи представляют совокупность исходных данных и физических ограничений, наложенных на индуктор.

Исходными данными при проектировании индуктора являются: полюсное деление  $\tau$ ; число пар полюсов  $p$ ; индукция на поверхности полюса  $B$ ;

## Показатель степени у экспоненты

$$p_1 = -\frac{a\delta_1^2}{l^2} + b = \frac{3,47 \cdot 10^{-6} \cdot 0,65^2}{0,04852} + 2,32 \cdot 10^{-4} = -3,96 \cdot 10^{-4}.$$

Удельные потери в холодной обмотке возбуждения при токе часового режима

$$q_{0\varphi} = q_{\text{длнт}} \frac{I_{\varphi}^2}{r_{\text{гоп}} l_{\text{длнт}}^2} = 2,03 \cdot 10^5 \frac{0,0231}{0,0335} \cdot \frac{515^5}{410^2} = 2,22 \cdot 10^5.$$

Закон изменения превышения температуры обмотки в функции времени и координаты:

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_{y,\tau} (1 - e^{p_1 t}) = \\ &= \left\{ 142,4 + 31,3 \left[ 1 - \left( \frac{x}{l} \right)^2 \right] \right\} (1 - e^{-3,96 \cdot 10^{-4} \cdot t}). \end{aligned}$$

Максимальное превышение температуры через час

$$\tau_{\text{макс.ч}} = (142,4 + 31,3) (1 - e^{-3,96 \cdot 10^{-4} \cdot 3600}) = 133 [\text{°C}].$$

## Литература

- Алексеев А. Е., Конструкция электрических машин, Госэнергоиздат, 1958.
- Петров Г. И., О нагревании катушек, обтекаемых током, «Вестник электропромышленности», 1930, № 2.
- Постников И. М., Проектирование электрических машин, Гостехиздат, УССР, 1960.
- Иоффе А. Б., Тяговые электрические машины, Госэнергоиздат, 1957.
- Васильев Ю. К. и Богаенко И. Н., Экспериментальное исследование нагревания и вентиляции тягового двигателя магистральных электровозов, «Электричество», 1964, № 2.
- Петров М. А., Исследование в отдельных частях распределения температур тяговых электродвигателей, сб. «Вопросы электрооборудования, энергоснабжения и электрических измерений», Трансжелдориздат, 1960.
- Васильев Ю. К. и Богаенко И. Н., Тепловые испытания крупных прокатных машин в условиях эксплуатации, «Вестник электропромышленности», 1962, № 12.
- Бочаров В. И. и Золотарев П. А., Тяговые двигатели электровозов переменного тока, Всесоюзное издательско-полиграфическое объединение МПС, 1962.

[12.2.1965]



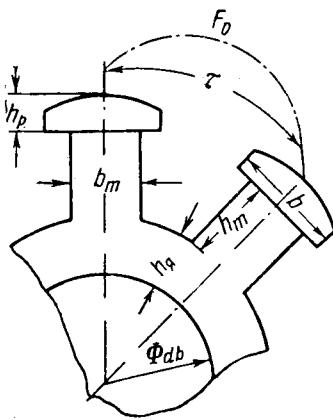


Рис. 1.

коэффициенты полюсного перекрытия  $\alpha$  и  $\alpha_i$ ; отношение диаметра вала к внешнему диаметру индуктора  $\xi_B = d_B/D_{\text{ин}}$ ; марка стали; коэффициент заполнения окна обмотки возбуждения медью  $k_{\text{з.м.}}$

Физическим ограничением (лимитером) задачи является максимально допустимое превышение температуры обмотки возбуждения. Учитывая, что косвенную оценку нагрева обмотки возбуждения можно осуществить посредством тепловой нагрузки индуктора, представим лимитер следующим образом:

$$H_1 = (A_B j_B), \quad (3)$$

где  $A_B$  — линейная нагрузка индуктора (определяется аналогично линейной нагрузке якоря);

$j_B$  — плотность тока обмотки возбуждения.

Независимыми переменными (варьируемыми параметрами), полностью определяющими индуктор в возбужденном состоянии и подлежащими определению в процессе проектирования, являются геометрические размеры  $h_p$ ,  $h_m$ ,  $b_m$  (рис. 1) и плотность тока возбуждения  $j_B$ . Использование выражений, связывающих  $h_p$  с другими геометрическими размерами индуктора [Л. 2], позволяет сократить число варьируемых параметров до  $h_m$ ,  $b_m$  и  $j_B$ .

Специфика рассматриваемой задачи заключается в том, что независимо от значений  $h_m$  и  $b_m$  с увеличением  $j_B$  увеличиваются монотонно функция выгоды  $M$  и лимитер  $H_1$ . Поэтому максимальное значение  $M$  всегда будет соответствовать границе допустимой области, определяемой уравнением:

$$H_1 = (A_B j_B) = C = \text{пост.} \quad (4)$$

Уравнение (4) позволяет исключить  $j_B$  из числа варьируемых параметров и упрощает постановку задачи. Последняя с учетом сказанного формулируется так: максимизировать функцию выгоды

$$M = F_0(h_m, b_m)$$

при наличии ограничений:  $h_m > 0$ ;  $b_m > 0$ .

Необходимо отметить, что  $M$  является непрерывной дифференцируемой функцией варьируемых параметров  $h_m$  и  $b_m$ .

**Решение задачи.** В изложенной постановке задача носит экстремальный характер, т. е. максимум функции выгоды совпадает с ее экстремумом, если он есть в допустимой области варьируемых параметров, определяемой первым квадрантом плоскости с координатами  $h_m$  и  $b_m$ . Опыт проектирования индукторов подсказывает, что максимум (экстремум) функции  $F_0(h_m, b_m)$  существует и причем только один.

Обычный аналитический метод решения подоб-

ной задачи заключается в решении системы уравнений:

$$\frac{\partial M}{\partial h_m} = 0; \quad \frac{\partial M}{\partial b_m} = 0.$$

Однако такой подход в данном случае является неприемлемым, так как, во-первых, функция  $M$  зависит сложным образом от варьируемых параметров (эта зависимость определяется расчетным формулляром индуктора); во-вторых, функция  $M$  задана в неявно выраженному виде. Действительно, из формулляра расчета индуктора видно, что для учета потока рассеяния полюсов необходимо предварительно знать значение и. с.  $F_0$ .

Поэтому для решения задачи воспользуемся прямыми методами поиска максимума функции нескольких переменных, которые позволяют получить численное решение задачи. Не вдаваясь в дискуссию по обоснованию принятого метода, отметим, что для решения задачи принят градиентный процесс поиска максимума в наиболее простейшей его форме, когда движение на каждом этапе осуществляется в направлении градиента функции выгоды [Л. 1]. Этот метод дает однозначное решение нашей задачи, так как локальный максимум совпадает с глобальным.

Логическая схема реализации градиентного процесса поиска максимума на АЦВМ приведена на рис. 2. Процесс вычислений оптимальных параметров на АЦВМ представляет собой многошаговый итерационный процесс с достаточно простым алгоритмом решения.

Рассмотрим подробнее реализацию блоков логической схемы.

а) Блоки 1 и 2 не требуют особых пояснений. Необходимо лишь отметить, что число исходных

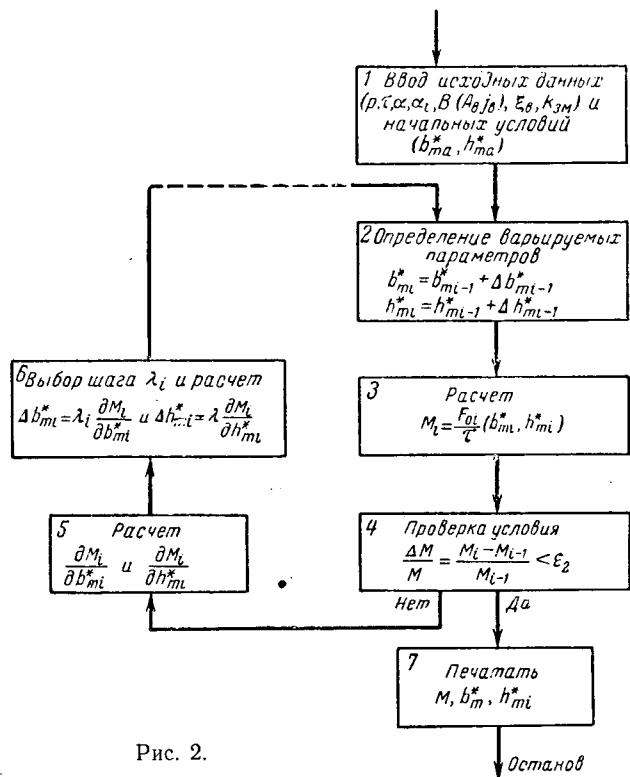


Рис. 2.

данных при вычислениях уменьшается введением новой величины:

$$\Delta = V(A_{\text{в}} j_{\text{в}}) k_{\text{эм}} \tau, \quad (5)$$

имеющей размерность  $a/\text{см}$ .

б) Блок 3. Расчет функции выгоды  $M^* = \frac{F_0}{\tau}$

осуществляется согласно формуляру, построенному на базе обычного формуляра расчета индуктора и представленному в относительных единицах<sup>1</sup>. Для относительных величин, входящих в формуляр, в качестве базисной величины принято полюсное деление  $\tau$ . Относительные величины обозначены индексом «\*».

Как указывалось выше, функция  $F_0/\tau$  представлена в неявновыраженном виде. Для вычисления неявно выраженных функций применяется метод итераций, который сводится к следующему. Задаются произвольным значением аргумента и определяют значение неявно выраженной функции:

$$y = f(y). \quad (6)$$

Полученную величину подставляют в качестве нового аргумента и снова определяют значение функции и так до тех пор, пока разность между значениями функции и аргумента станет настолько малой, насколько требует точность вычислений. Это означает, что после каждого цикла к аргументу прибавляется приращение

$$\Delta y_i = f(y_i) - y_i. \quad (7)$$

Как известно, такой итерационный процесс является сходящимся, если модуль производной  $y'$  в течение всего итерационного процесса остается меньше единицы. Это условие при расчетах  $F_0/\tau$  не всегда выполняется. Нетрудно показать, что в таких ситуациях приращение аргумента следует определять следующим образом:

$$\Delta y_i = k[f(y_i) - y_i], \quad (8)$$

где  $k$  выбирается из условия

$$|ky'| < 1. \quad (9)$$

Так как получение выражения производной  $y'$  для функции  $F_0/\tau$  представляет большие затруднения, то практически выбор коэффициента  $k$  осуществляется таким образом, чтобы обеспечить сходимость процесса. Логическая схема вычислений функции  $F_0/\tau$  изложенным способом представлена на рис. 3. При расчетах функции  $F_0/\tau$  принято:  $k = 0,5$ ; точность расчета  $\varepsilon_2 = 0,02$  (2%); начальное значение  $(F_0/\tau)_0 = 0$ .

Другой особенностью вычислений функции  $F_0/\tau$  является необходимость оперирования кривой намагничивания стали индуктора. Кривая намагничивания вводится в АЦВМ в виде аппроксимирующего аналитического выражения.

в) Блок 5. Расчет частных производных функции выгоды осуществляется согласно формулам, полученным с помощью дифференцирования формуляра расчета  $F_0/\tau$ .

<sup>1</sup> При составлении формуляра расчета сделано допущение, что торцовым рассеянием индуктора и. с. необходимо для проведения потока через полюсный наконечник, можно пренебречь.

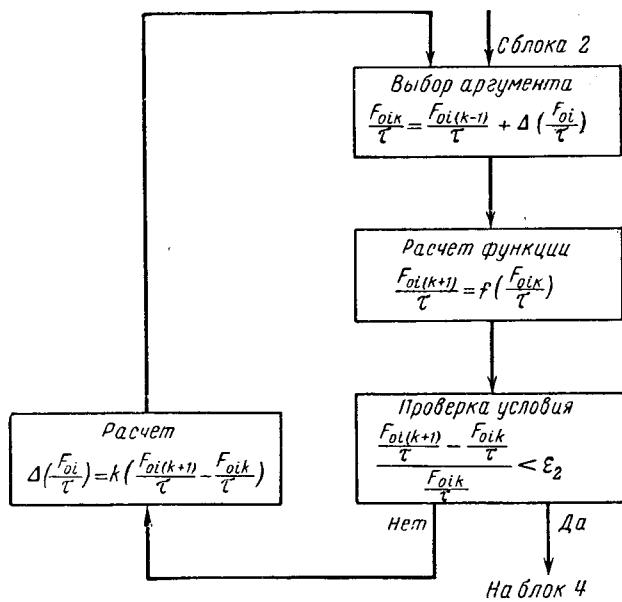


Рис. 3.

г) Блоки 4 и 6. Наибольшие затруднения при градиентном процессе поиска максимума функции многих переменных представляет определение точности окончания поиска  $\varepsilon_1$  и выбор шага  $\lambda$ . Необходимо отметить, что между указанными величинами существует тесная взаимосвязь. При большой величине шага максимум функции «проскаакивается» и может иметь место «зацикливание» АЦВМ или останов в недостаточной близости от действительного максимума.

При малой величине шага замедляется сходимость и резко увеличивается время поиска. Выбор величины  $\varepsilon_1$  определяет не только точность нахождения максимума, но и существенно влияет на точность определения варьируемых параметров, что зависит от топологии функции. В рассматриваемой задаче поверхность функции выгоды вблизи максимума имеет достаточно плавный характер. Поэтому определение функции с практически приемлемой точностью порядка 1—2% может привести к большим погрешностям в определении оптимальных значений геометрических размеров. Достаточно точное определение последних требует выбора очень малых значений  $\varepsilon_1$ , что в свою очередь замедляет процесс поиска и влияет на выбор шага  $\lambda$ .

В настоящей работе выбор  $\varepsilon_1$  и  $\lambda$  осуществлен следующим образом.  $\varepsilon_1$  принят равным нулю. Это означает, что поиск считается законченным, когда приращение функции выгоды становится отрицательным, т. е. когда «проскаакивается» максимум. Согласно логической схеме поиска (рис. 2) при этом печатаются параметры последней точки движения, которые могут достаточно грубо соответствовать максимуму функции. Поэтому для получения более точных результатов одновременно печатались параметры точки, предшествующей останову. При небольшой величине шага интерполяция полученных значений параметров в указанных точках позволяет достаточно точно определить оптимальные значе-

ния варьируемых параметров и максимум функции выгоды.

Величина шага  $\lambda$  принята постоянной и определена экспериментально так, чтобы получить малые приращения функции выгоды и варьируемых параметров при поиске вблизи максимума и в то же время обеспечить разумное время сходимости процесса. В проведенных расчетах выбраны следующие величины  $\lambda$  в зависимости от числа пар полюсов индуктора:

$$\lambda \leq 2 \cdot 10^{-5} \text{ при } p=4;$$

$$\lambda \leq 1 \cdot 10^{-5} \text{ при } p=3.$$

Строгое обоснование выбора эффективных значений  $\lambda$  и  $\varepsilon_1$ , хотя бы для узкого класса практических задач, представляет предмет отдельных исследований. Однако даже простой способ задания  $\lambda$  и  $\varepsilon_1$ , изложенный выше, позволяет быстро и достаточно точно получить решение задачи с помощью быстродействующих АЦВМ.

**Обработка результатов расчета.** Пользуясь изложенным методом вычислений оптимальных параметров индуктора с помощью АЦВМ<sup>2</sup>, можно получить зависимости оптимальных параметров от изменения величин тех или иных исходных данных. Рассмотрим процесс определения зависимостей оптимальных параметров от двух переменных: индукции на поверхности полюса  $B$  и новой переменной  $D$ , о которой указывалось выше. На плоскости с координатами  $B$  и  $D$  выделим прямоугольник (рис. 4), определяющий замкнутую область изменения  $B$  и  $D$  (границы области обозначены штриховой). Стороны прямоугольника соответствуют диапазону изменений  $B$  и  $D$ , который желательно рассмотреть. В данной работе принято:

$$\begin{aligned} 3000 &\leq B \leq 9000 \text{ гс,} \\ 500 &\leq D \leq 3000 \text{ а/см.} \end{aligned} \quad (10)$$

Выделенный прямоугольник покрывается сеткой с размерами ячейки  $\Delta B$  и  $\Delta D$ , и проводится расчет оптимальных параметров для каждой узловой точки сетки при всех прочих равных условиях. Переход от одной узловой точки к другой в АЦВМ также осуществляется автоматически. В результате получаем значения оптимальных параметров в дискретных точках с координатами  $B$  и  $D$ , с помощью которых можно сконструировать функциональные зависимости либо в виде семейства кривых, либо в виде приближенных аналитических формул.

Обзор кривых, полученных указанным выше образом, показывает, что последние легко поддаются линейной аппроксимации, т. е. указанные кривые можно представить уравнениями прямых линий с аргументом  $D$ , в которых коэффициенты являются функцией  $B$ . Учитывая равномерную распределенность кривых, зависимость коэффициентов уравнений прямых линий от  $B$  также можно считать линейной. Таким образом, в общем виде оптимальные

<sup>2</sup> Расчеты оптимальных параметров индуктора проведены инж. В. М. Рыбаулой в лаборатории вычислительной техники МАИ на машине типа БЭСМ-2М.

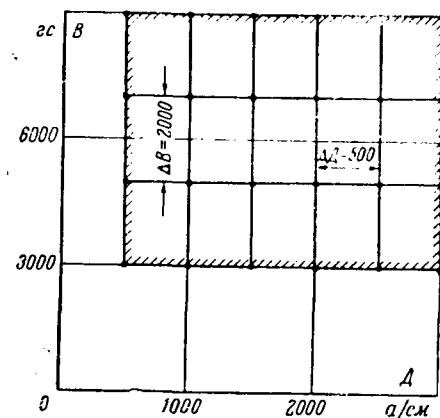


Рис. 4.

параметры индуктора аналитически можно представить следующим образом:

$$P_{\text{опт}} = (a + b B) + (c + d B) D, \quad (11)$$

где  $P_{\text{опт}}$  — соответствующий оптимальный параметр;  $a, b, c, d$  — постоянные численные коэффициенты.

Для определения численных значений коэффициентов  $a, b, c, d$  используется метод средних, который находит широкое применение при обработке экспериментальных данных. Сравнение расчетов, проведенных с помощью формулы типа (11), с данными, полученными на АЦВМ, показало, что средняя погрешность составляет 2—2,5%, а максимальное отклонение не превышает 4,5%. Сравнение проведено в области, заданной неравенствами (10). Такая точность в инженерных расчетах является удовлетворительной.

Необходимо отметить, что величины, входящие в уравнение (11), являются функцией следующих исходных данных:  $p, \xi_B, a, a_i$ , марка стали. Рассмотрим подробнее влияние исходных данных на выражение типа (11).

Учет изменения  $a$  и  $a_i$ . Коэффициент полюсного перекрытия  $a$  влияет на искомые параметры индуктора двояко: путем изменения проводимости рассеяния индуктора и путем изменения расчетного коэффициента полюсного перекрытия.

Как известно, коэффициент  $a$  практически меняется в небольших пределах ( $0,65 \div 0,75$ ). При изменении  $a$  в указанном диапазоне максимальное отклонение суммарной проводимости рассеяния, а следовательно, потока рассеяния полюсов от его среднего значения составляет примерно 20%. Учитывая, что поток рассеяния в оптимально спроектированных индукторах составляет 10—20% от полезного потока, нетрудно показать, что изменение  $a$  в указанном выше диапазоне не приведет к существенному изменению полного потока индуктора.

Максимальные отклонения последнего от значений, соответствующих  $a=0,7$ , не превышают 3%. Поэтому в первом приближении влиянием  $a$  на коэффициенты рассеяния индуктора можно пренебречь и вести расчет при  $a=0,7$ , что и сделано в настоящей работе.

Расчетный коэффициент  $a_i$  непосредственно влияет на величину полезного потока, и этим влия-

илем пренебречь нельзя. Учет влияния  $a_i$  можно осуществить исходя из условия равенства полезного потока индуктора в общем случае и при конкретных исходных данных на АЦВМ. Так как расчеты на АЦВМ велись при  $a_i = 0,74$ , то указанное условие выражается равенством:

$$0,74B = a_i \frac{B_\delta}{k_{s,c}} \frac{l_i}{l_p},$$

где  $B_\delta$  — индукция в воздушном зазоре;

$k_{s,c}$  — коэффициент заполнения индуктора сталью;

$l_i$  — расчетная активная длина;

$l_p$  — длина индуктора.

Таким образом, индукция на поверхности полюса в общем случае определяется так:

$$B = \frac{a_i B_\delta l_i}{0,74 k_{s,c} l_p}. \quad (12)$$

Учет изменения  $\xi_b$ ,  $p$ , марки стали. Число пар полюсов  $p$  и коэффициент  $\xi_b$ , определяющий отношение диаметра вала к внешнему диаметру индуктора, влияют на величины числовых коэффициентов, входящих в уравнение типа (11). Для учета этого влияния можно получить численные значения коэффициентов указанным выше способом для различных значений  $p$  и  $\xi_b$ . Зависимости численных коэффициентов от  $p$  и  $\xi_b$  можно представить или в виде таблиц, или в виде семейства кривых для заданного сорта стали индуктора. В МАИ проведены расчеты на АЦВМ для значений:  $p = 3; 4; \xi_b = 0; 0,2; 0,3; 0,4$ ; сталь марки 10.

**Выражения оптимальных параметров индуктора.** На основе всего изложенного и расчетов на АЦВМ, проведенных в МАИ, можно предложить следующие выражения для инженерного расчета оптимальных параметров явнополюсного электромагнитного вращающегося индуктора синхронной машины.

Максимальная полезная н. с. индуктора

$$F_{0,\max}^* = \frac{F_{0,\max}}{\tau} = \left[ a_1 - b_1 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] + \left[ C_1 - d_1 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] \left( \frac{D}{10^3} - 0,5 \right). \quad (13)$$

Оптимальная ширина сердечника полюса

$$b_{\text{mont}}^* = \frac{b_{\text{mont}}}{\tau} = \left[ a_2 + b_2 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] + \left[ C_2 - d_2 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] \left( \frac{D}{10^3} - 0,5 \right); \quad (14)$$

Оптимальная высота сердечника полюса

$$h_{\text{mont}}^* = \frac{h_{\text{mont}}}{\tau} = \left[ a_3 - b_3 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] + \left[ -C_3 + d_3 \left( \frac{B}{10^4} - 0,3 \right) \right] \left( \frac{D}{10^3} - 0,5 \right). \quad (15)$$

Значения  $B$  и  $D$  в уравнениях (13) — (15) определяются соответственно с помощью равенств (12) и (5). Уравнения (13) — (15) справедливы для области изменений  $B$  и  $D$ , заданных неравенствами (10). Значения коэффициентов  $a_i, b_i, c_i, d_i$  для стали 10 и некоторых значений  $p$  и  $\xi_b$  определяются с помощью кривых, построенных авторами<sup>3</sup>.

Соответствующие семейства кривых можно расширить для всех  $p$ , имеющих практический интерес. Пользуясь указанными кривыми, легко определить для каждого конкретного случая численные значения коэффициентов в уравнениях (13) — (15), после чего расчет оптимальных параметров индуктора не представляет никаких затруднений.

С целью оценки пригодности полученных формул для использования в инженерной практике проведено сравнение результатов расчета по формулам (13) — (15) с данными обычных расчетных формуляров ряда синхронных генераторов, выпускаемых производством. Результаты сравнения сведены в таблицу.

Анализ таблицы показывает следующее. Отклонения в определении полезной н. с.  $F_{0,0}^*$  меньше (не превышают 6,5%), чем отклонения в определении геометрических размеров  $b_m^*$  и  $h_m^*$  (не превышают 12,7%) примерно в 2 раза. Это объясняется положительным характером функции выгоды  $F_{0,0}^*$ . Максимальные значения н. с.  $F_{0,0}^*$ , определенные по формуле (13), несколько меньше расчетных данных генераторов, что можно объяснить следующими обстоятельствами:

1) оптимальный расчет индуктора на АЦВМ проведен для стали 10, в то время как индукторы сравниваемых генераторов выполнены из стали марки Э-21 толщиной 0,5 мм;

2) в расчетах генераторов значения н. с. возбуждения завышены приблизительно на 20%, что не имеет места в алгоритме расчета на АЦВМ. Оптимальные геометрические размеры, определенные

<sup>3</sup> Зависимости коэффициентов  $a_i, b_i, c_i, d_i$  от  $\xi_b$  при различных значениях  $p$  в настоящей статье не приводятся.

Таблица

Мощность, кВт	$p$	$\xi_b$	$B, \text{ Гц}$	$k_{s,m}$	$(A_B I_B), \text{ а}^2/\text{см}^3$	$D, \text{ см}$	$F_{0,0}^*, \text{ а/см}$		$b_m^*$			$h_m^*$			
							Обычный расчет	Оптимальный расчет	Погрешность, %	Обычный расчет	Оптимальный расчет	Погрешность, %	Обычный расчет	Оптимальный расчет	Погрешность, %
8	3	0,343	4 250	0,54	$9,45 \cdot 10^4$	592	202	194	-4,0	0,262	0,278	+6,1	0,333	0,356	+6,9
16	3	0,343	5 880	0,444	$20,6 \cdot 10^4$	794	244	241	-1,23	0,349	0,347	-0,57	0,345	0,327	-5,2
30	3	0,323	5 370	0,382	$26 \cdot 10^4$	850	278	267	-4,0	0,315	0,324	+2,86	0,373	0,339	-9,0
30	4	0,279	4 900	0,47	$20,3 \cdot 10^4$	760	313	305	-2,56	0,298	0,315	+5,7	0,52	0,498	-4,2
60	3	0,297	7 050	0,346	$30,1 \cdot 10^4$	975	305	285	-6,5	0,403	0,392	-2,73	0,36	0,314	-12,7
90	3	0,277	6 300	0,457	$26,2 \cdot 10^4$	1 065	328	326	-0,61	0,381	0,363	-4,72	0,37	0,333	-10

# Годограф тока асинхронного индукторного двигателя с конденсаторами

*Кандидат техн. наук, доц. В. С. ШАРОВ*

*Московский энергетический институт*

Высокочастотные индукторные машины в настоящее время применяются не только в качестве генераторов, но и в режиме двигателей. Асинхронный индукторный двигатель (АИД) [Л. 1 и 2] имеет ряд преимуществ перед другими двигателями в высокочастотных установках, где требуется автоматическое регулирование.

Указанный двигатель мало исследован, поскольку он появился сравнительно недавно. Он органически сочетает в себе свойства как индукторной, так и асинхронной машин.

При высокой частоте индуктивные сопротивления двигателя велики. С целью компенсации индуктивного сопротивления во вторичную статорную обмотку включается емкостное сопротивление, значительно улучшающее характеристики и использование АИД. При этом появляются широкие возможности управления — регулирования.

До сих пор в технической литературе не рассматривалось геометрическое место токов асинхронной машины с емкостным сопротивлением во вторичной обмотке. Данная статья посвящена этой задаче применительно к асинхронному индукторному электродвигателю. Исследования указанных двигателей были проведены в проблемной лаборатории электромеханики Московского энергетического института.

**Конструктивные особенности АИД.** Пакет ротора АИД зубчатый, без обмоток, набирается из тонких листов электротехнической стали. Листы статорного (1) и роторного (2) пакетов одного из АИД показаны на рис. 1.

Первичная и вторичная обмотки АИД размещаются в пазах статорного пакета и выполняются, как обычные трехфазные обмотки асинхронной

машины, с той существенной разницей, что числа пар полюсов первичной  $p_1$  и вторичной  $p_2$  обмоток различны.

Число полюсов обмоток выбирается так, чтобы суммарная э. д. с. вторичной обмотки от первой гармоники магнитного поля (с полюсным делением первичной обмотки) оказывалась равной нулю. Электродвижущая сила во вторичной статорной обмотке АИД индуцируется гармониками магнитного поля, обусловленными зубцами ротора [Л. 2]. Схема соединения обмоток АИД приведена на рис. 2,а, где во вторичную обмотку включены конденсаторы  $C$  и добавочные активные сопротивления  $r_d$ . Данный двигатель можно рассматривать как асинхронный, у которого вторичная обмотка перенесена с ротора на статор. Результирующее магнитное поле создает силы, действующие на стальные зубцы ротора, в результате чего создается электромагнитный момент и ротор АИД вращается.

**Схема замещения АИД.** Полная схема замещения АИД с учетом потерь в стали ротора получается сравнительно сложной [Л. 2] и пользоваться ею трудно. Между тем потери в стали ротора незначительны и мало влияют на величины результирующего электромагнитного момента и скольжения ротора. Поэтому в данной работе пренебрежем потерями в стали ротора, а соответствующие им сопротивления в схеме замещения опустим. Кроме того, при определении индуктивных сопротивлений будем пренебрегать высшими гармониками н. с. магнитной проводимости и насыщением стали. При рассмотрении н. с. первичной и вторичной обмоток и созданных ими магнитных потоков сделаем допущение, что указанные поля не влияют друг на друга.

по формулам (14) и (15), имеют рассогласование с данными расчета генераторов как положительного, так и отрицательного знака, что зависит от направления приближения к максимуму функции выгоды.

С учетом указанных отличий между расчетом индуктора на АЦВМ и обычным расчетом полученное совпадение в определении параметров индуктора можно считать вполне удовлетворительным.

**Выводы.** 1. Задача определения оптимальных параметров явнополюсного электромагнитного вращающегося индуктора синхронной машины математически формулируется как задача отыскания экстремума (максимума) функции многих переменных.

2. Использование градиентного процесса поиска дает простую реализацию решения задачи с помощью АЦВМ. Предложенное в работе условие окончания поиска и соответствующий эксперименталь-

ный выбор шага поиска обеспечивают достаточно точную и быструю сходимость решения задачи на быстродействующих АЦВМ.

3. Использованный в работе метод обработки результатов расчета на АЦВМ позволяет получить простые формулы для непосредственного инженерного расчета оптимальных параметров индуктора. Численные коэффициенты, входящие в полученные формулы, можно задать или таблицами, или семействами кривых для различных сортов стали в виде функций от числа пар полюсов  $p$  и отношения  $\xi_b$ .

## Литература

1. Красовский А. А. и Пospelов Г. Л., Основы автоматики и технической кибернетики, Госэнергоиздат, 1962.
2. Сергеев П. С. и др., Проектирование электрических машин, Госэнергоиздат, 1956.

[8.6.1964]



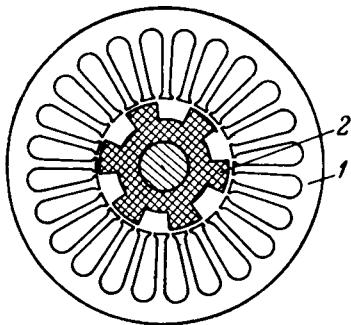


Рис. 1. Листы пакетов статора и ротора АИД.

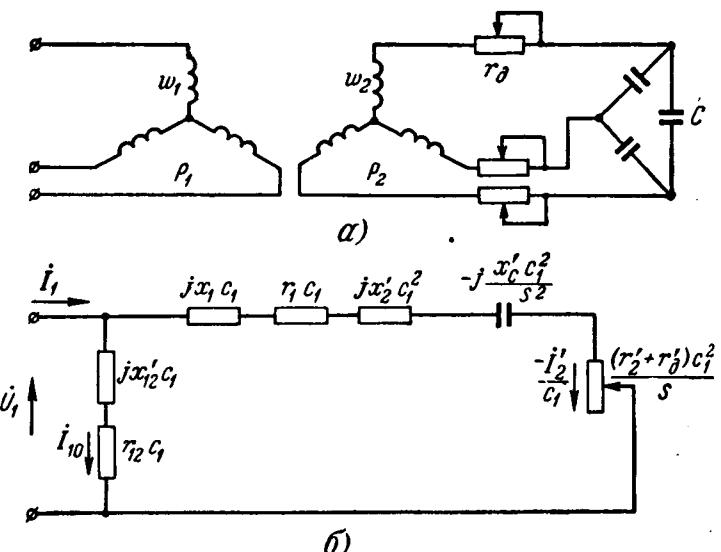


Рис. 2. Схема соединений обмоток (а) и схема замещения (б) без учета потерь в стали ротора АИД.

Магнитный поток, созданный н. с. одной из обмоток, представим в виде двух потоков, один из которых обуславливает индуктивное сопротивление рассеяния  $x_{\sigma}$ , а второй — главное индуктивное сопротивление  $x_{\delta}$  соответствующей обмотки. Таким образом, полное индуктивное сопротивление обмотки  $x_m = x_{\delta} + x_{\sigma}$ .

В таком случае схема замещения АИД весьма упрощается; она представлена на рис. 2, б, где все сопротивления вторичной обмотки приведены к частоте тока первичной обмотки. Кроме того, сделано приведение сопротивлений вторичной обмотки АИД к первичной с помощью коэффициента приведения

$$k_e = \frac{w_1 k_{o1}}{w_2 k_{o2}} \cdot \frac{2(z_p - p_1)}{p_1} \cdot \frac{\lambda_{t_0}}{\lambda_1}, \quad (1)$$

где  $z_p$  — число зубцов ротора;

$\lambda_1$  — амплитуда первой гармоники удельной магнитной проводимости воздушного зазора;

$\lambda_{t_0}$  — постоянная составляющая удельной магнитной проводимости воздушного зазора.

Следовательно, в схеме замещения, изображенной на рис. 2, б, индуктивные сопротивления будут выражаться следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} x'_{12} &= \left( x_{m2} - \frac{x'_{12}}{k_e^2} \right) k_e^2 = \\ &= \left( x_{\delta_2} + x_{\sigma_2} - \frac{x'_{12}}{k_e^2} \right) k_e^2; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$x_1 = (x_{m1} - x'_{12}) = x_{\delta_1} + x_{\sigma_1} - x'_{12}.$$

Сопротивление взаимоиндукции обмоток  $x_{12}$  находится по основной зубцовой гармонике поля зубцов ротора, которая индуцирует э. д. с. во вторичной обмотке:

$$x_{12} = m_1 f D l_{\delta} \frac{w_2 k_{o2} w_1 k_{o1}}{(z_p - p_1) p_1} \lambda_1. \quad (3)$$

В схеме замещения дано приведенное значение сопротивления взаимоиндукции  $x'_{12} = k_e x_{12} = x_{\delta_1}$ . Оно равно главному индуктивному сопротивлению  $x_{\delta_1}$  первичной обмотки и зависит от постоянной составляющей удельной магнитной проводимости воздушного

зазора  $\lambda_{t_0}$  для первой гармоники магнитного поля так же, как в асинхронной машине с равномерным воздушным зазором. При определении  $\lambda_{t_0}$  учитывается действительная форма воздушного зазора.

Таким образом,  $x_1 = x_{\sigma_1}$ . В данном двигателе сопротивление  $x'_{\delta_1} > x'_{12}$ . Определение параметров схемы замещения АИД рассматривается в приложении.

В схеме замещения модуль приведенного тока  $I'_2$  равен току во вторичной обмотке, деленному на коэффициент приведения:  $I'_2 = \frac{I_2}{k_e}$ , а коэффициент

$$C_1 = 1 + \frac{z_1}{z'_{12}} = c_1 e^{j\lambda_1}.$$

Электромагнитный момент и скольжение АИД. Согласно приведенной схеме замещения

$$I'_2 = \frac{U_1}{z'_s}; \quad (4)$$

электромагнитный момент

$$M = \frac{m_1 U_1^2 (r'_2 + r'_{\lambda})}{\Omega_{p.c} s (z'_s)^2}, \quad (5)$$

где

$$\left. \begin{aligned} z'_s &= \left\{ \left[ r_1 + \frac{(r'_2 + r'_{\lambda}) c_1}{s} \right]^2 + \right. \\ &\quad \left. + \left[ x_1 + c_1 \left( x'_{12} - \frac{x'_{\sigma_1}}{s^2} \right) \right]^2 \right\}^{\frac{1}{2}}; \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

угловая синхронная скорость вращения ротора

$$\Omega_{p.c} = \frac{2\pi n_c}{60} = \frac{2\pi p_1 n_1}{60 z_p},$$

где  $n_1 = \frac{60f}{p_1}$  — скорость вращения н. с. первичной обмотки.

Скольжение ротора относительно основной зубцовой гармоники магнитного поля, вращающейся со скоростью  $n_c = \frac{60f}{z_p}$ , определяется уравнением

$$s = \frac{n_c - n_p}{n_c} = \frac{n_1 - \frac{n_p z_p}{p_1}}{n_1},$$

где  $n_p$  — скорость вращения ротора.

Продифференцировав уравнение (5) по скольжению  $s$  и приравняв первую производную нулю, получим уравнение для скольжения ротора (относительно основной зубцовой гармоники поля), соответствующее максимальному моменту (пренебрегаем активным сопротивлением первичной обмотки).

$$s_m = \pm \sqrt{\frac{c_1^2 (r''_2)^2}{2x_k^2} - \frac{c_1 x'_c}{x_k}} \mp \sqrt{\frac{4(c_1 x'_c)^2}{x_k^2} - \frac{c_1^3 x'_c (r''_2)^2}{x_k^3} + \frac{c_1^4 (r''_2)^4}{4x_k^4}}, \quad (7)$$

где

$$x_k = x_1 + x'_c c_1; \quad r''_2 = r'_2 + r'_{\text{д.}}$$

Из уравнения (7) следует, что при  $x'_c = 0$  скольжение

$$s_m = \pm \frac{r''_2 c_1}{x_k}.$$

Если предположить, что  $r''_2 = 0$  и  $x'_c > 0$ , то из уравнения (7) получим:

$$s_m = \pm \sqrt{\frac{x'_c c_1}{x_k}}.$$

Наибольшее значение тока вторичной обмотки в последнем случае получается при скольжении  $s_i = s_m$ .

**Геометрическое место токов АИД.** При исследовании обычных асинхронных машин широко пользуются их круговыми диаграммами. Целесообразно и для рассматриваемой машины с емкостными сопротивлениями во вторичной обмотке попытаться определить геометрическое место токов.

Для построения годографа тока АИД необходимо выяснить, как изменяется ток при некотором постоянном емкостном сопротивлении, а также в случае различных значений  $x'_c$ .

Согласно схеме замещения (рис. 2,б) уравнение напряжений имеет вид

$$\begin{aligned} U_1 &= I''_2 e^{j2\gamma_1} \left( r_1 c_1 e^{-j\gamma_1} + \frac{r'_2 c_1^2}{s} \right) + \\ &+ j I''_2 e^{j2\gamma_1} \left[ x_1 c_1 e^{-j\gamma_1} + \left( x'_2 - \frac{x'_c}{s^2} \right) c_1^2 \right]. \end{aligned} \quad (8)$$

При условии, что скольжение равно критическому и  $\frac{x'_c}{s_i^2} = x'_2 = \text{пост.}$ , получим из уравнения (8) значение тока:

$$I''_2 = I''_{2mc} = \frac{U_1}{z'_{si}}, \quad (9)$$

где

$$z'_{si} \approx \left[ \left( r_1 c_1 + \frac{r'_2 c_1^2}{s_i} \right)^2 + (x_1 c_1)^2 \right]^{\frac{1}{2}}.$$

На основании схемы замещения и уравнения (8) при  $s = 1$  получим:

$$I''_{2kc} = \frac{U_1}{z'_{kc}},$$

где

$$z'_{kc} = \left\{ \left[ (x'_2 - x'_c) c_1^2 + x_1 c_1 \right]^2 + [r_1 c_1 + r'_2 c_1^2]^2 \right\}^{\frac{1}{2}}.$$

Конец указанного вектора тока находится на линии окружности 4 (рис. 3) с диаметром

$$\begin{aligned} D_{kc} &= \frac{U_1}{(x'_2 - x'_c) c_1^2 + c_1 (x_1 \cos \gamma_1 - r_1 \sin \gamma_1)} \approx \\ &\approx \frac{U_1}{(x'_2 - x'_c) c_1^2 + x_1 c_1}. \end{aligned} \quad (10)$$

При скольжении  $s \rightarrow \infty$  значение  $\left( x'_2 - \frac{x'_c}{s^2} \right) \rightarrow x'_2$ , поэтому для  $s = \pm \infty$  модуль наибольшего тока  $I''_2 = D_k$  (окружность 5) находится по параметрам  $x_1 c_1 + x'_2 c_1^2$ . Таким образом, точки для скольжений  $s = \pm \infty$  и  $s = 0$  являются общими для машины с емкостным и без емкостного сопротивления во вторичной обмотке.

Изменение модуля и фазы тока в функции скольжения в комплексной плоскости можно представить уравнением

$$-I''_2 = \frac{U_1}{c_1 z'_s} e^{j(\varphi_2 - 2\gamma_1)}. \quad (11)$$

Фаза вектора тока относительно вектора напряжения характеризуется углом  $\varphi_2 - 2\gamma_1$ , где

$$\varphi_2 = \arctg \frac{x_1 + \left( x'_2 - \frac{x'_c}{s^2} \right) c_1}{r_1 + \frac{r'_2 c_1}{s}}. \quad (12)$$

Проанализируем изменение сопротивления в комплексной плоскости, поскольку оно определяет характер изменения тока.

Конец отрезка  $z'_s$  перемещается с изменением скольжения по прямой  $NN'$  в случае, когда критическое скольжение равно единице, а емкостное сопротивление  $x'_c = x'_2$ . Ток, являющийся на диаграмме диаметром окружности 1, принимает максимальное значение  $(-I''_{2mc})$ . При любом другом критическом скольжении  $s_i < 1$ , когда сопротивление  $x'_c < x'_2$ , ток  $I''_{2mc}$  изменяется пропорционально критическому скольжению. Годографы смещаются вправо относительно вертикальной оси пропорционально разности  $x'_2 - x'_c$ .

Чем меньше емкостное сопротивление, тем больше смещен годограф вправо относительно вер-

тикальной линии, что видно на рис. 3, где построены для АИД (см. табл. 1, п. 2 и приложение) годографы 1, 2, 3 для трех значений критического скольжения: 1; 0,5; 0,3.

Кривые 1, 2, 3 своими концами опираются на вектор тока при  $S = \pm\infty$  ( $-I''_{2\infty}$ ).

По мере уменьшения емкостного сопротивления указанные кривые стягиваются к линии окружности с диаметром  $D_k$ . В пределе, когда  $x'_c = 0$ , они сливаются с  $D_k$ , т. е. вектор тока  $-I''_{2kc}$  становится равным по модулю и фазе вектору тока короткого замыкания  $-I''_{2k}$ . Уравнение для тока принимает обычный вид, которому соответствует обычная круговая диаграмма, являющаяся частным случаем рассмотренного годографа тока.

Когда  $x'_c < x'_2$ , максимум тока можно сместить к скольжению, равному единице, путем включения добавочного сопротивления  $r_d$  во вторичную обмотку, что целесообразно делать для увеличения пускового момента.

**Построение характеристик по годографу тока.** При неизменном емкостном сопротивлении больше нулевого значения электрические потери в обмотках с уменьшением скольжения АИД от единицы до критического не уменьшаются, как это имеет место в обычном асинхронном двигателе, а возрастают, так как при этом ток увеличивается. Наибольшие электрические потери во вторичном контуре получаются при критическом скольжении:

$$\Pi_{2m} = m_1 (I''_{2mc})^2 r''_{2c} c_1^2 = s_i P_{12m}.$$

Скольжение АИД, так же как и обычного асинхронного двигателя, определяется отношением электрических потерь  $\Pi_2$  во вторичном контуре к электромагнитной мощности  $P_{12}$  при данном скольжении.

При повороте вектора  $-I''_{2mc}$ , соответствующего скольжению  $s_i = 1$ , на угол  $-2\gamma_1$  он почти совпадает по направлению с вертикальной осью — осью активных токов и мощностей.

Линия скольжений  $ss$  проведена параллельно линии тока  $-I''_{2\infty}$ . Для различных емкостных сопротивлений линия скольжения не изменяет своего положения в пространстве, так как не изменяется фаза вектора тока при скольжении, равном бесконечности.

Направление вектора максимального тока  $-I''_{2mc}$  мало изменяется с изменением емкостного сопротивления, так как сопротивление  $x_1 \ll \frac{r_2}{s_i}$ .

Поскольку масштабы тока и мощности при различных емкостных сопротивлениях приняты на рис. 3 неизменными, то и масштаб скольжения

слева и справа от критического остается неизменным. Точка для скольжения, равного единице, находится на продолжении вектора тока  $-I''_{2kc}$ . В зависимости от величины емкостного сопротивления фаза и модуль указанного вектора изменяются, поэтому точка  $s=1$  на шкале скольжений занимает различные положения. При одном и том же выключенном масштабе мощностей отрезок шкалы в диапазоне  $s=1 \div 0$  остается неизменным по величине, он лишь перемещается по линии  $ss$ .

По годографу тока 2 (рис. 3), соответствующему значениям  $x'_c = 0,25 x'_2$ ,  $s_i = 0,5$ , на рис. 4 построены зависимости момента и тока от скольжения.

**Экспериментальная проверка.** С целью опытной проверки годографа тока были сняты опытным путем экспериментальные электромеханические характеристики для АИД<sup>1</sup>. В диапазоне нагрузки от холостого хода до номинальной, а также из опытов короткого замыкания определены модули (по амперметрам) и фазы токов первичной и вторичной обмоток статора, которые нанесены в виде векторов на рис. 3. Концы указанных векторов лежат на линии окружности.

Значения тока для критического скольжения, рассчитанного по э. д. с.  $E_2$  и схеме замещения, совпадают с опытной величиной так же, как и тока для скольжения, равного единице. Это подтверждает правильность формулы коэффициента приведения  $k_e$ , значение которого проверялось также по замеренным величинам напряжений вторичной и первичной обмоток (табл. 1).

Опытные значения момента даны в виде точек на рис. 4. Они близки к величинам, полученным по годографу тока. Степень точности совпадения расчетных величин с опытными значениями, как видно из приведенных в приложении формул, зависит от точности выполнения воздушного зазора. Двигатель, на котором проводились эксперименты, был изготовлен по первому классу точности, поэтому для него получено хорошее совпадение расчетных и опытных величин.

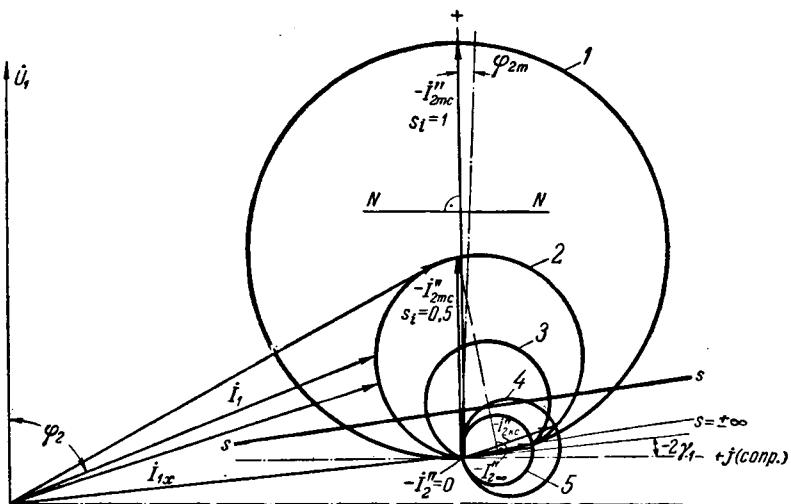
Естественно, сказалось влияние высших гармонических полей и тока, потерь в стали шихтованного пакета ротора. Однако расхождение опытных точек с полученными по годографу (рис. 4) находится в пределах точности проведения эксперимента.

Учитывая тщательность проведенного эксперимента и графических построений, можно предполагать, что моменты от высших гармоник и от потерь

<sup>1</sup> Эксперименты проводились на АИД, параметры которого указаны в табл. 1, п. 2.

Таблица 1

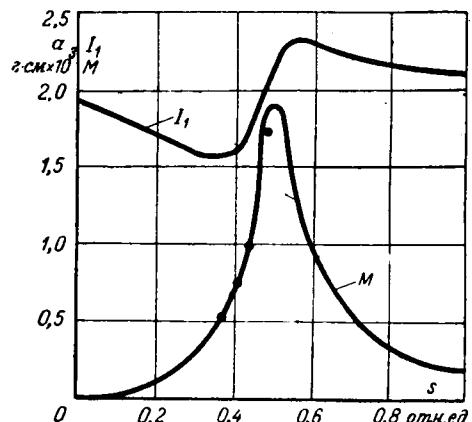
№ п/п.	$f_1$ , Гц	$U_{1\pi}$ , В	$E_{2\Phi}$ , В	$k_e$	$z_k$ , ом	$r_k$ , ом	$r_1$ , ом	$r_2$ , ом	$I_{1k\Phi}$ , а	$I_{2k}$ , а	$I_{2kc}$ , а	$C_d$ , мкФ	$z_p$
1	500	127V	12	6	44	6	2,31	1,19	1,65	0,9	1,8	16	6
2	1 000	60Δ	11	5	25,8	3,6	1,65	1,25	2,33	1,8	2,10	30	9
3	400	220V	16	7,5	37,5	13	1,31	0,241	3,40	5,0	7,6	30	5

Рис. 3. Геометрическое место токов АИД (см. табл. 1 п. 2)<sup>2</sup>.

мощности в стали ротора весьма малы. Оригинальным в исследованном двигателе является изменение тока первичной обмотки с изменением нагрузки на его валу.

Как видно из годографа тока (рис. 3), в области сравнительно небольших скольжений с увеличением нагрузки на валу двигателя ток первичной обмотки уменьшается, в то время как ток вторичной обмотки возрастает. Характер изменения тока первичной

<sup>2</sup> Годографы 2, 3 отличаются от линий окружностей; 1, 4, 5 являются окружностями.

Рис. 4. Зависимость  $M, I_1 = f(s)$ .

обмотки в функции скольжения виден из кривой на рис. 4, построенной по годографу тока и совпадающей с опытной кривой. Зависимость токов от мощности показана на рис. 5.

Характеристика момента в функции скольжения показывает, что двигатель обеспечивает хорошую стабильность скорости вращения при больших скольжениях и имеет достаточную перегрузочную способность. Большая жесткость механической характеристики позволит использовать АИД для регулирования скорости в широком диапазоне с помощью автоматического регулирования параметров вторичного контура, не имеющего скользящих контактов.

В случае отсутствия емкостного сопротивления во вторичной обмотке годографом тока АИД является окружность 5 минимального диаметра (см. рис. 3). Поскольку индуктивное сопротивление  $x_2$  велико, нецелесообразно использование АИД без конденсаторов во вторичной обмотке.

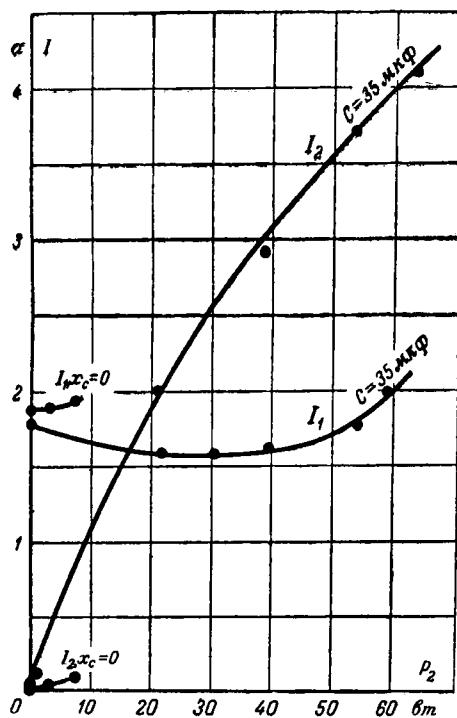
**Выводы.** 1. В данной работе был исследован АИД с конденсаторами во вторичной статорной обмотке, для которого найден годограф тока, и указан метод построения характеристик по годографу.

2. Полученные формулы для скольжений характеризуют не только АИД, но применимы и к обычному асинхронному двигателю с контактными кольцами, в обмотку ротора которого включены конденсаторы.

3. Исследованные АИД не являются оптимальными по своим характеристикам, так как они были построены для целей исследования и выявления отдельных закономерностей, характерных для данного типа электрических машин.

**Приложение.** Пример построения годографа тока. Определение параметров, модуля и фазы токов для АИД № 2 (см. табл. 1). Сопротивления схемы замещения (см. рис. 2, б):  $x'_2 = x'_{\delta_2} + x_{\sigma_2} - x'_{\epsilon}$ ,  $x'_{12}$  определяются по формулам:

$$\begin{aligned} x'_{12} &= 2m_2fDl_3 \left( \frac{\omega_1 k_{01}}{p_1} \right) \lambda_{\delta_0} = \\ &= 2 \cdot 3 \cdot 1000 \cdot 5,98 \cdot 4,5 \left( \frac{84 \cdot 0,934}{3} \right)^2 \cdot 2,79 \cdot 10^{-7} = 30,7 \text{ ом}; \\ x'_{\delta_2} &= 2m_2f_2 Dl_3 \left( \frac{\omega_2 k_{02}}{p_2} \right) \lambda_{\delta_0} = 6,47 \text{ ом}. \end{aligned}$$

Рис. 5. Зависимость  $I_1, I_2 = f(s)$  при наличии во вторичной обмотке емкостного сопротивления ( $C=35 \text{ мкФ}$ ) и при отсутствии его ( $x_c=0$ ).

где

$$p_2 = 6; \quad w_2 = 84; \quad k_{02} = 1;$$

$$x'_{\delta_2} = k_e^2 x_{\delta_2} = 5 \cdot 6,47 = 161 \text{ ом};$$

$$\lambda_{\delta_0} = \frac{\mu(1-\beta)}{\delta k_{\delta_1}} = \frac{4 \cdot 10^{-7}(1-0,483)}{0,2 \cdot 10^3 \cdot 1,19} = 2,73 \cdot 10^{-7} \text{ Гн/см};$$

$$\beta = \frac{(1-u)^2}{2(1+u^2)} = \frac{(1-55)^2}{2(1+55^2)} = 0,483;$$

$$u = \frac{b_n}{2\delta} + \sqrt{1 + \left(\frac{b_n}{2\delta}\right)^2} = \frac{11}{2 \cdot 0,2} + \sqrt{1 + \left(\frac{11}{2 \cdot 0,2}\right)^2} = 55;$$

 $b_n$  — ширина паза ротора.

Сопротивления:

$$x_1 = 2,5 \text{ ом}; \quad x_{\sigma_2} = 1,8 \text{ ом};$$

$$x'_{\sigma_2} = k_e^2 x_{\sigma_2} = 5^2 \cdot 1,8 = 45 \text{ ом}; \quad r_2 = 1,25 \text{ ом};$$

$$r'_2 = k_e^2 r_2 = 5^2 \cdot 1,25 = 31,8 \text{ ом}.$$

Емкостное сопротивление для критического скольжения  $s_i = 0,5$  равно

$$x'_c = s_i^2 x'_2 = 0,25 \cdot 175,8 = 44 \text{ ом},$$

где

$$x'_2 = x'_{\sigma_2} + x'_{\sigma_2} - x'_{12} = 161,5 + 45 - 30,7 = 175,8 \text{ ом}.$$

Емкость конденсаторов при соединении их в треугольник

$$C = \frac{k_e^2 \cdot 10^6}{3 \cdot 2 \pi f x'_c} = \frac{5^2 \cdot 10^6}{3 \cdot 2 \cdot 1000 \cdot 44} = 30 \text{ мкФ}.$$

Модули и фазы токов, рассчитанные по уравнениям (11) и (12) по найденным значениям параметров, сведены в табл. 2.

Таблица 2

$s$	$\sigma \cdot e$	0,30	0,40	0,45	0,475	0,5	0,55	0,60	0,65	1	$\infty$
$I''_2$ $\varphi_2$	$a$ град	0,18 -68	0,40 -52	0,63 -30	0,77 -12	0,81 2	0,80 28	0,66 46	0,57 55	0,37 76	0,29 89

$$\gamma_1 = \arctg \frac{r_{12} x_1 - r_1 x'_{12}}{r_{12} (r_1 + r_{12}) + x'_{12} (x_1 + x'_{12})} = -2^\circ 30'.$$

где

$$r_{12} = \frac{\Pi_c}{m_1 I_{10}^2} = \frac{18}{3 \cdot 1,7^2} = 2 \text{ ом}.$$

Потери в стали  $\Pi_c = 18 \text{ вт}$ ; потери трения  $\Pi_{tr} = 6 \text{ вт}$ . Коэффициент

$$c_1 = \left[ \frac{(r_1 + r_{12})^2 + (x_1 + x'_{12})^2}{r_{12}^2 + x_{12}^2} \right]^{\frac{1}{2}} \approx 1 + \frac{x_1}{x'_{12}} = 1,08.$$

Опытные значения момента и токов при указанном емкостном сопротивлении приведены в табл. 3.

Таблица 3

$M$	$z \text{ см} \cdot 10^3$	0	0,5	0,75	1	1,5	1,75	—
$n$	$\text{об}/\text{мин} \cdot 10^3$	5,27	4,1	3,9	3,8	3,5	3,28	0
$I_1$	$a$	1,77	1,59	1,58	1,61	1,77	1,98	2,15
$I_2$	$a$	0,4	2	2,5	2,9	3,7	4,1	1,85
$\varphi_1$	град	84	76	72	69	63	61	83

## Литература

1. Штурман Г. И. и Левин Н. Н., Бесконтактные электрические машины, Изд-во АН Латв. ССР, Рига, 1961.

2. Шаров В. С., К теории асинхронного индукторного двигателя, «Электротехника», 1964, № 3.

[15.12.1964]



УДК 621.3.011.4:621.372.81.011.2

## О ЕМКОСТИ И ВОЛНОВОМ СОПРОТИВЛЕНИИ НЕКОТОРЫХ СИСТЕМ ПРОВОДНИКОВ

Н. А. САВОВ и В. Н. САВОВ

Народная Республика Болгария, София

В связи с развитием ультракоротковолновой техники в последнее время приобретают все большее значение так называемые полосовые системы и связанные с их функционированием устройства. В настоящей работе исследованы три такие системы и приведены формулы для расчета емкости и волнового сопротивления каждой из них. Полученные результаты, однако, имеют более общее теоретическое значение. Они могут найти применение и в других областях электротехники.

Система, поперечный разрез которой приведен на рис. 1, состоит из бесконечно длинной проводящей ленты  $I'$  и проводящей полуплоскости  $II'$ . Пря-

мая, ограничивающая полуплоскость, совпадает с плоскостью ленты и параллельна ее оси. Размеры ленты и ее положение относительно полуплоскости определяются геометрическими параметрами  $c_1$ ,  $c_2$  и  $\theta$  ( $0 < \theta < \pi$ ;  $0 < c_1 < c_2 < \infty$ ).

Система, показанная на рис. 2, состоит из бесконечно длинной проводящей ленты  $I''$  и проводящей плоскости  $II''$ . Ось ленты параллельна плоскости. Размеры ленты и ее положение относительно плоскости определяются геометрическими параметрами  $h_1$ ,  $h_2$  и  $\beta$  ( $0 < \beta < \pi$ ;  $0 < h_1 < h_2 < \infty$ ).

На рис. 3 показана система, образованная проводящей круговой цилиндрической поверхностью

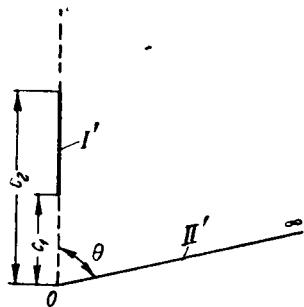


Рис. 1.

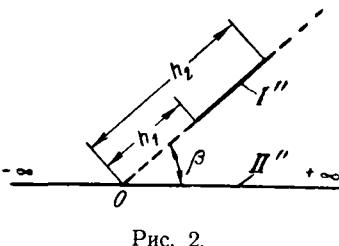


Рис. 2.

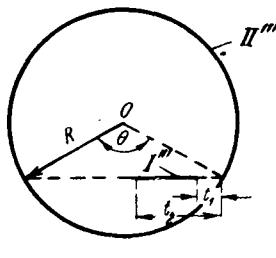


Рис. 3.

$I'''$  и бесконечной проводящей лентой  $I''$ , расположенной во внутренней области этой поверхности. Ось ленты и ось цилиндрической поверхности параллельны друг другу<sup>1</sup>. Размеры обоих проводников и их взаимное расположение определяются геометрическими параметрами  $R$ ,  $l_1$ ,  $l_2$  и  $\theta$  ( $R > 0$ ;  $0 < \theta < \pi$ ;  $0 < l_1 < l_2 < 2R \sin \theta/2$ ).

#### Система, образованная лентой и полуплоскостью.

1. В целях исследования системы, показанной на рис. 1, удобно воспользоваться аналитическим преобразованием

$$z(u) = Ae^{\frac{2\theta\eta u}{\pi}} \frac{\sigma(u - b_1 - ib_2)\sigma(u - b_1 + ib_2)}{\sigma(u - ia)\sigma(u + ia)}, \quad (1)$$

здесь  $A$ ,  $a$ ,  $b_1 = \frac{\theta\omega}{\pi}$ ,  $b_2$  — вещественные постоянные, а выражения для  $\eta$  и функции  $\sigma(u)$  даны в приложении I.

Посредством этого преобразования [Л. 3] прямоугольная замкнутая область  $0,2\omega, 2\omega+\omega'$ ,  $\omega'$  плоскости  $u$  (рис. 4, а) преобразуется в полную плоскость  $z$  (рис. 4, б) с разрезом по контуру  $f$ . При полном обходе прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega+\omega'$ ,  $\omega'$  в указанном на рис. 4, а направлении описывается соответственно контур  $f$  в направлении, указанном на рис. 4, б, причем точкам 1, 3, 7, 5, 6, 8, 4 и 2 плоскости  $u$  соответствуют точки  $1', 3', 7', 5', 6', 8', 4'$  и  $2'$  плоскости  $z$ . Началу  $O'$  плоскости  $z$  соответствует точка  $b = b_1 + ib_2$  плоскости  $u$ , лежащая в прямоугольнике  $0,2\omega, 2\omega+\omega'$ ,  $\omega'$ , а бесконечно удаленной точке плоскости  $z$  соответствуют две точки  $ia$  и  $2\omega+ia$ , расположенные на отрезках  $\overline{7,3}$  и  $\overline{8,4}$ .

Оба отрезка  $\overline{7,3}$  и  $\overline{8,4}$  плоскости  $u$  преобразуются в ту часть контура  $f$ , которая ограничивается точками  $3' \equiv 4'$  и  $7' \equiv 8'$  и проходит через бесконечно удаленную точку плоскости  $z$ . При этом каждые две точки  $v$  и  $2\omega+v$ , лежащие на отрезках  $\overline{7,3}$  и  $\overline{8,4}$  и одинаково удаленные от стороны  $\overline{7,8}$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega+\omega'$ ,  $\omega'$ , преобразуются в спаренную точку плоскости  $z$ , лежащую на контуре  $f$ .

<sup>1</sup> Формулы для удельной емкости и удельного волнового сопротивления такой системы в случае, когда ось ленты совпадает с осью цилиндрической поверхности, даны В. Магнусом и Ф. Оберхеттингером [Л. 1 и 2].

\* См. приложение I.

Действительно, из равенств (1) и (I-7) \* вытекает:

$$z(2\omega + v) = Ae^{\frac{2\theta\eta}{\pi}(2\omega+v)} \frac{\sigma(2\omega+v-b_1-ib_2)\sigma(2\omega+v-b_1+ib_2)}{\sigma(2\omega+v-ia)\sigma(2\omega+v+ia)} = \\ = Ae^{\frac{2\theta\eta v}{\pi}} \frac{\sigma(v-b_1-ib_2)\sigma(v-b_1+ib_2)}{\sigma(v-ia)\sigma(v+ia)} = z(v).$$

Кроме того,

$$\frac{dz}{du} = z(u) \left[ \frac{2\theta\eta}{\pi} + \zeta(u - b_1 + ib_2) + \zeta(u - b_1 - ib_2) - \right. \\ \left. - \zeta(u + ia) - \zeta(u - ia) \right],$$

и так как

$$z(2\omega + v) = z(v) \text{ и } \zeta(2\omega + u) = \zeta(u) + 2\eta,$$

то

$$z'(2\omega + v) = z'(v).$$

Поэтому каждый отрезок  $\overline{v, 2\omega+v}$  на плоскости  $u$ , лежащий в прямоугольнике  $0,2\omega, 2\omega+ia$ ,  $ia$  и расположенный параллельно его сторонам  $\overline{ia, ia+2\omega}$  и  $\overline{7,8}$ , преобразуется в замкнутый контур на плоскости  $z$ , охватывающий спаренный отрезок  $\overline{5', 6'}$ . Точно так же каждый отрезок  $\overline{v, 2\omega+v}$  плоскости  $u$ , лежащий в прямоугольнике  $ia, 2\omega+ia, 2\omega+\omega'$ ,  $\omega'$  и расположенный параллельно его сторонам  $\overline{ia, 2\omega+ia}$  и  $\overline{3, 4}$ , преобразуется в замкнутый контур, охватывающий спаренный отрезок  $\overline{1', 2'}$ .

В предельном случае отрезок  $\overline{7, 8}$  плоскости  $u$  преобразуется в спаренный отрезок  $\overline{5', 6'}$  плоскости  $z$ . Действительно, согласно равенствам (1) и (I-9)

$$z(t) = Ae^{\frac{2\theta\eta}{\pi}} \frac{\sigma(t - b_1 + ib_2)\sigma(t - b_1 - ib_2)}{\sigma(t + ia)\sigma(t - ia)} = \\ = Ae^{\frac{2\theta\eta t}{\pi}} \frac{\sigma^2(t - b_1)\sigma^2(ib_2)[p(ib_2) - p(t - b_1)]}{\sigma^2(t)\sigma^2(ia)[p(ia) - p(t)]}$$

принимает только вещественные значения, так как  $\sigma^2(ia)$ ,  $\sigma^2(ib_2)$ ,  $\sigma(t)$ ,  $\sigma(t - b_1)$ ,  $p(t)$ ,  $p(t - b_1)$ ,  $p(ib_2)$  и  $p(ia)$  — вещественные величины.

Аналогично отрезок  $\overline{3, 4}$  плоскости  $u$  преобразуется в спаренный отрезок  $\overline{1', 2'}$  плоскости  $z$ , так как (см. приложение II)

$$z(t + \omega') = e^{i\theta} |z(t + \omega')|.$$

2. Конфигурация, показанная на рис. 1, соответствует особому случаю, когда конечная точка  $5'$  отрезка  $\overline{5', 6'}$  перемещается в начало  $O''$  плоскости  $z$

(рис. 5, б), а точки  $b'$ ,  $7'$  и  $8'$  (рис. 4, б) — в бесконечность. В этом случае точка  $b = b_1 + ib_2$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  (рис. 4, а) переходит на отрезок  $\overline{0,2\omega}$  (рис. 5, а), а точки  $ia$  и  $2\omega + ia$  сливаются соответственно с точками  $O$  и  $2\omega$ .

Таким образом,  $a=0$ ,  $b_1=b$ ,  $b_2=0$  и преобразование (1) принимает вид:

$$z(u) = x + iy = Ae^{\frac{2\theta\eta u}{\pi}} \frac{\sigma^2(u-b)}{\sigma^2(u)}, \quad (2)$$

где

$$b = \frac{\theta\omega}{\pi}.$$

Функция  $\sigma(u)$  в равенстве (2) определяется отношением

$$\rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K(k')}{K(k)}.$$

Следовательно, для решения задачи необходимо выразить постоянные  $A$  и  $\rho$  через геометрические параметры, определяющие размеры отрезка  $1''$ ,  $2''$  и его расположение относительно полупрямой  $O'', \infty$ .

3. В связи с определением постоянных  $A$  и  $r$  необходимо обратить особое внимание на некоторые соотношения, вытекающие непосредственно из преобразования (2) и определяющие ряд важных свойств точек на плоскости  $z$ .

а) Отрезки  $\frac{b}{2}$ ,  $\frac{b}{2} + \omega'$  и  $\frac{b}{2} + \omega$ ,  $\frac{b}{2} + \omega + \omega'$  на плоскости  $u$ , лежащие в прямоугольнике  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  и параллельные его сторонам  $\overline{0,\omega'}$  и  $\overline{2\omega, 2\omega + \omega'}$ , преобразуются соответственно в дуги  $\widehat{L'} \equiv z'_I, z'_{II}$  и  $\widehat{L''} \equiv z''_I, z''_{II}$  на плоскости  $z$  (рис. 5, б), образующие одну окружность  $L$  с центром в начале  $O''$  и с радиусом  $r = Ae^{\frac{\theta + \tau\omega}{\pi^2}}$ .

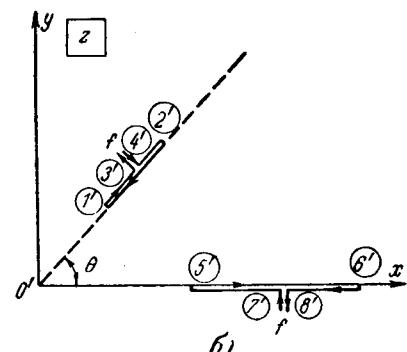
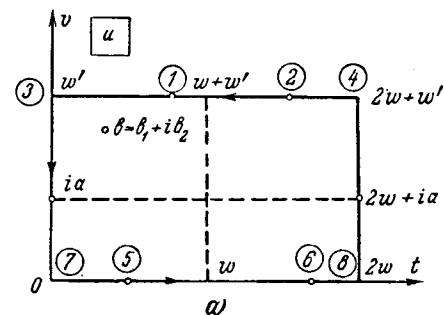
Действительно, согласно равенству (I-14) преобразование (2) можно представить в виде

$$z(u) = Ae^{\frac{\theta^2\eta u}{\pi} \frac{\sigma^2(u-b)}{\sigma^2(u)}} = Ae^{\frac{\theta^2\eta\omega}{\pi^2}} \frac{\vartheta_1^2\left(\frac{u-b}{2\omega}\right)}{\vartheta_1^2\left(\frac{u}{2\omega}\right)}. \quad (3)$$

Для точек, лежащих на отрезке  $\overline{\frac{b}{2}, \frac{b}{2} + \omega'}$  (рис. 5, а),  
 $u = \frac{b}{2} + v$ . Поэтому

$$\frac{\vartheta_1\left(\frac{u-b}{2\omega}\right)}{\vartheta_1\left(\frac{u}{2\omega}\right)} = \frac{\vartheta_1\left(\frac{-\frac{b}{2}+v}{2\omega}\right)}{\vartheta_1\left(\frac{\frac{b}{2}+v}{2\omega}\right)} =$$

$$= \frac{\frac{1}{q^4} \sin \frac{\pi}{2\omega} \left( -\frac{b}{2} + v \right) - q^{\frac{9}{4}} \sin \frac{3\pi}{2\omega} \left( -\frac{b}{2} + v \right) + \dots}{\frac{1}{q^4} \sin \frac{\pi}{2\omega} \left( \frac{b}{2} + v \right) - q^{\frac{9}{4}} \sin \frac{3\pi}{2\omega} \left( \frac{b}{2} + v \right) + \dots}. \quad (4)$$



PUC, 4

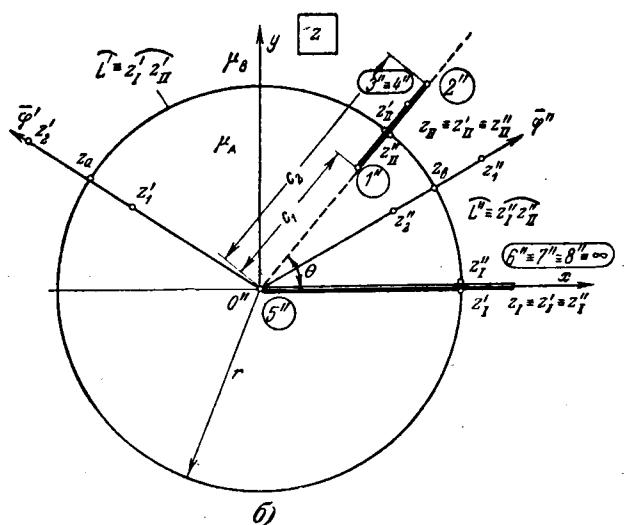
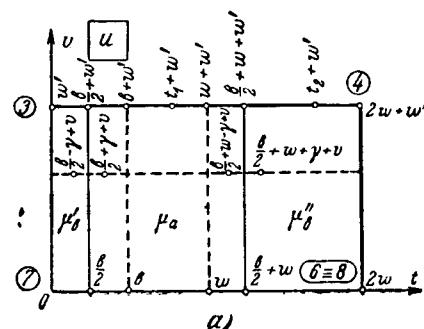


Рис. 5

Для точек, лежащих на отрезке

$\frac{b}{2} + \omega, \frac{b}{2} + \omega + \omega'$ , получается:

$$\begin{aligned} \frac{\vartheta_1\left(\frac{u-b}{2\omega}\right)}{\vartheta_1\left(\frac{u}{2\omega}\right)} &= -\frac{\vartheta_1\left(\frac{-b}{2} + \omega + v\right)}{\vartheta_1\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right)} = \\ &= -\frac{\frac{1}{q^4} \sin \frac{\pi}{2\omega} \left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) - q^4 \sin \frac{3\pi}{2\omega} \left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) + \dots}{\frac{1}{q^4} \sin \frac{\pi}{2\omega} \left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) - q^4 \sin \frac{3\pi}{2\omega} \left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) + \dots}. \end{aligned} \quad (5)$$

Поскольку

$$\begin{aligned} \sin \frac{n\pi}{2\omega} \left(\pm \frac{b}{2} + v\right) &= \mp \sin \frac{n\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{ch} \frac{n\pi}{2\omega} \frac{v}{i} + \\ &+ i \cos \frac{n\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{sh} \frac{n\pi}{2\omega} \frac{v}{i} \end{aligned} \quad (6)$$

и

$$\begin{aligned} \sin \frac{n\pi}{2\omega} \left(\mp \frac{b}{2} + \omega + v\right) &= \sin \frac{n\pi}{2\omega} \left(\omega \mp \frac{b}{2}\right) \cdot \operatorname{ch} \frac{n\pi}{2\omega} \frac{v}{i} + \\ &+ i \cos \frac{n\pi}{2\omega} \left(\omega \mp \frac{b}{2}\right) \cdot \operatorname{sh} \frac{n\pi}{2\omega} \frac{v}{i}, \end{aligned} \quad (7)$$

из равенств (4), (6) и соответственно (5), (7) получаются соотношения:

$$\left| \frac{\vartheta_1\left(\frac{-b}{2} + v\right)}{\vartheta_1\left(\frac{b}{2} + v\right)} \right| = \left| \frac{-A_1 + iA_2}{A_1 + iA_2} \right| = 1; \quad (8)$$

$$\left| \frac{\vartheta_1\left(\frac{-b}{2} + \omega + v\right)}{\vartheta_1\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right)} \right| = \left| \frac{B_1 + iB_2}{B_1 - iB_2} \right| = 1, \quad (9)$$

в которых

$$A_1 = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n q^{\frac{(2n+1)^2}{4}} \sin \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{ch} \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{v}{i};$$

$$A_2 = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n q^{\frac{(2n+1)^2}{4}} \cos \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{sh} \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{v}{i};$$

$$B_1 = \sum_{n=0}^{\infty} q^{\frac{(2n+1)^2}{4}} \cos \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{ch} \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{v}{i};$$

$$B_2 = \sum_{n=0}^{\infty} q^{\frac{(2n+1)^2}{4}} \sin \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{b}{2} \cdot \operatorname{sh} \frac{(2n+1)\pi}{2\omega} \frac{v}{i}.$$

Тогда из равенств (3), (8) и соответственно (3), (9) следует:

$$\left| z\left(\frac{b}{2} + v\right) \right| = \left| A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}} \frac{\vartheta_1^2 \left( -\frac{b}{2} + v \right)}{\vartheta_1^2 \left( \frac{b}{2} + v \right)} \right| = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}; \quad (10)$$

и

$$\left| z\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) \right| = \left| A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}} \frac{\vartheta_1^2 \left( -\frac{b}{2} + \omega + v \right)}{\vartheta_1^2 \left( \frac{b}{2} + \omega + v \right)} \right| = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}, \quad (11)$$

в силу чего отрезки  $\frac{b}{2}, \frac{b}{2} + \omega'$  и  $\frac{b}{2} + \omega, \frac{b}{2} + \omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  преобразуются в две дуги на плоскости  $z$ , имеющие общий центр  $O''$  и один и тот же радиус  $r = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}$ .

С другой стороны, точки  $\frac{b}{2}$  и  $\frac{b}{2} + \omega$ , лежащие на стороне  $\overline{0,2\omega}$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , переходят соответственно в точки  $z'_1$  и  $z''_1$  плоскости  $z$ , имеющие аргументы  $2\pi$  и  $0$ . Согласно равенствам (10) и (11) модули этих точек равны, поэтому они сливаются в общую точку  $z_1 \equiv z'_1 \equiv z''_1$  положительной вещественной полуоси плоскости  $z$ .

Точно так же точки  $\frac{b}{2} + \omega'$  и  $\frac{b}{2} + \omega + \omega'$ , лежащие на стороне  $\overline{2\omega + \omega'}$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , переходят соответственно в точки  $z'_2$  и  $z''_2$  плоскости  $z$ , расположенные на обеих сторонах спаренного отрезка  $\overline{1''}, \overline{2''}$  и, следовательно, имеющие аргументы  $\theta$ . Согласно равенствам (10) и (11) модули этих точек равны, поэтому они сливаются в общую точку  $z_{11} \equiv z'_{11} \equiv z''_{11}$  на отрезке  $\overline{1''}, \overline{2''}$  плоскости  $z$ .

Из сказанного следует, что дуги  $\bar{L}'$  и  $\bar{L}''$  образуют окружность  $L$  с центром в начале  $O''$  и с радиусом  $r = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}$ .

б) Точки  $\frac{b}{2} + \gamma + v$  и  $\frac{b}{2} - \gamma + v$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  (рис. 5, a), лежащие на прямой  $\frac{v}{i} = \text{const}$ , параллельной вещественной оси  $t$  плоскости  $u$ , и расположенные симметрично относительно прямой  $t = \frac{b}{2}$ , преобразуются в точки  $z'_1$  и  $z'_2$  плоскости  $z$ , лежащие на одном и том же луче  $\bar{\gamma}'$ , проходящем через начало  $O''$  (рис. 5, b).

Аналогично точки  $\frac{b}{2} + \gamma + \omega + v$  и  $\frac{b}{2} - \gamma + \omega + v$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , лежащие на прямой  $\frac{v}{i} = \text{const}$  и расположенные симметрично относительно прямой  $t = \frac{b}{2} + \omega$ , преобразуются в

точки  $z''_1$  и  $z''_2$  плоскости  $z$ , лежащие на другом луче  $\bar{\varphi}''$ , проходящем через начало  $O''$ .

Действительно, согласно равенству (I-9) отношения  $z'_1/z'_2$  и  $z''_1/z''_2$  можно представить в виде

$$\begin{aligned} \frac{z'_1}{z'_2} &= \frac{z\left(\frac{b}{2} + \gamma + v\right)}{z\left(\frac{b}{2} - \gamma + v\right)} = e^{\frac{2\theta\eta}{\pi}\left(\frac{b}{2} + \gamma + v\right)} \times \\ &\times \frac{\sigma^2\left(-\frac{b}{2} + \gamma + v\right)}{\sigma^2\left(\frac{b}{2} + \gamma + v\right)} e^{-\frac{2\theta\eta}{\pi}\left(\frac{b}{2} - \gamma + v\right)} \times \\ &\times \frac{\sigma^2\left(\frac{b}{2} - \gamma + v\right)}{\sigma^2\left(-\frac{b}{2} - \gamma + v\right)} = \\ &= e^{\frac{4\theta\eta\gamma}{\pi}\sigma^4\left(-\frac{b}{2} + \gamma\right)\left[\mathfrak{p}(v) - \mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + \gamma\right)\right]^2}; \\ z''_1 &= \frac{z\left(\frac{b}{2} + \gamma + \omega + v\right)}{z\left(\frac{b}{2} - \gamma + \omega + v\right)} = \\ &= e^{\frac{4\theta\eta\gamma}{\pi}\sigma^4\left(\frac{b}{2} - \gamma\right)\left[\mathfrak{p}(v + \omega) - \mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + \gamma\right)\right]^2}. \end{aligned}$$

Эти отношения являются вещественными в силу того, что функция  $\sigma(u)$  принимает вещественные значения по вещественной оси  $t$ , а функция  $\mathfrak{p}(u)$ —по сторонам прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + 2\omega'$ ,  $2\omega'$  и по прямым  $t = \omega$  и  $\frac{v}{i} = \frac{\omega'}{i}$ . Поэтому

$$\begin{aligned} \arg z'_1 &= \arg z\left(\frac{b}{2} + \gamma + v\right) = \\ \arg z'_2 &= \arg z\left(\frac{b}{2} - \gamma + v\right) = \varphi' \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \arg z''_1 &= \arg z\left(\frac{b}{2} + \gamma + \omega + v\right) = \\ \arg z''_2 &= \arg z\left(\frac{b}{2} - \gamma + \omega + v\right) = \varphi'', \end{aligned}$$

причем в общем случае  $\varphi' \neq \varphi''$  и  $\varphi' \neq \varphi'' + \pi$ .

Действительно, согласно равенствам (2) и (I-9)

в) Среднее, геометрическое значение  $z_a$  координат точек  $z'_1$  и  $z'_2$  имеет модуль, равный радиусу  $r$  окружности  $L$  и находится на луче  $\varphi$ . Соответственно среднее геометрическое значение  $z_b$  координат точек  $z''_1$  и  $z''_2$  имеет тот же радиус и находится на луче  $\bar{\varphi}''$ .

$$\begin{aligned} z_a &= \sqrt{z'_1 z'_2} = \sqrt{z\left(\frac{b}{2} + \gamma + v\right) z\left(\frac{b}{2} - \gamma + v\right)} = \\ &= A e^{\frac{2\theta\eta}{\pi}\left(\frac{b}{2} + v\right)} \times \\ &\times \frac{\sigma^2\left(-\frac{b}{2} + v\right) \sigma^2(\gamma) \left[\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)\right]}{\sigma^2\left(\frac{b}{2} + v\right) \sigma^2(\gamma) \left[\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)\right]} = \end{aligned}$$

$$= z\left(\frac{b}{2} + v\right) \frac{\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)}{\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} z_b &= \sqrt{z''_1 z''_2} = \\ &= \sqrt{z\left(\frac{b}{2} + \gamma + \omega + v\right) z\left(\frac{b}{2} - \gamma + \omega + v\right)} = \\ &= A e^{\frac{2\theta\eta}{\pi}\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right)} \times \\ &\times \frac{\sigma^2\left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) \left[\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)\right]}{\sigma^2\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) \left[\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)\right]} = \\ &= z\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) \frac{\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)}{\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)}. \quad (13) \end{aligned}$$

Но так как функция  $\mathfrak{p}(u)$  является четной и, кроме того,  $\mathfrak{p}(u) = \mathfrak{p}^*(u)$ , то

$$\left| \frac{\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)}{\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)} \right| = \left| \frac{\mathfrak{p}\left(-\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)}{\mathfrak{p}\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) - \mathfrak{p}(\gamma)} \right| = 1.$$

Тогда согласно равенствам (10) — (13)

$$|z_a| = |z_b| = \left| z\left(\frac{b}{2} + v\right) \right| = \left| z\left(\frac{b}{2} + \omega + v\right) \right| = r,$$

т. е.

$$z_a = \sqrt{z'_1 z'_2} = \sqrt{|z'_1| e^{i\varphi'} |z'_2| e^{i\varphi'}} = r e^{i\varphi'},$$

$$z_b = \sqrt{z''_1 z''_2} = \sqrt{|z''_1| e^{i\bar{\varphi}''} |z''_2| e^{i\bar{\varphi}''}} = r e^{i\bar{\varphi}''}.$$

Следовательно,  $\arg z_a = \varphi'$  и  $\arg z_b = \bar{\varphi}''$ .

4. Прямые  $t = \frac{b}{2}$  и  $t = \frac{b}{2} + \omega$  (рис. 5, а) делят прямоугольную замкнутую область  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  плоскости  $u$  на две равновеликие части  $\mu_a$  и  $\mu_b = \mu'_a + \mu''_b$ .

Проведенный выше анализ показывает, что при преобразовании (2) область  $\mu_a$  плоскости  $u$  преобразуется в область  $\mu_A$ , заключенную внутри окружности  $L$ , с разрезом по отрезкам  $\overline{z_1, O''}$  и  $\overline{z_{II}, I''}$  (рис. 5, б), а область  $\mu_b = \mu'_b + \mu''_b$  плоскости  $u$  переходит в область  $\mu_B$  вне той же окружности с разрезами по полуправой  $\overline{z_{I,\infty}}$  и отрезку  $\overline{z_{II}, 2''}$ .

Каждая прямая  $\frac{v}{i} = \text{const}$ , параллельная основанию  $\overline{0,2\omega}$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , преобразуется в кривую  $S$  плоскости  $z$  (рис. 6). Эта кривая пересекается пучком прямых  $\overline{1}, \overline{2}, \overline{3}$  и т. д., проходящих через начало  $O''$  плоскости  $z$ . Прямые  $\overline{1}$  и  $\overline{2}$  этого пучка являются касательными к кривой  $S$  в точках  $d_1$  и  $d_2$ , где она пересекается с окружностью  $L$ . Точки  $d_1$  и  $d_2$  плоскости  $z$  соответствуют

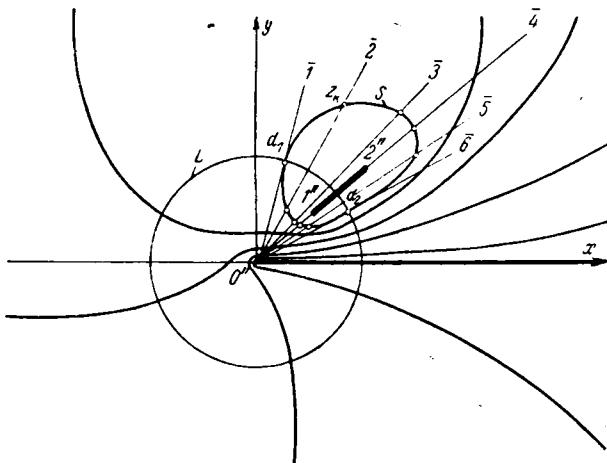


Рис. 6.

точкам пересечения прямой  $\frac{v}{i} = \text{const}$  с прямыми  $t = -\frac{b}{2}$  и  $t = \frac{b}{2} + \omega$ . Все остальные прямые пересекают кривую  $S$  в двух точках  $z_i$  и  $z_k$ , удовлетворяющих условию

$$|z_i| \cdot |z_k| = r^2 = A^2 e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}. \quad (14)$$

Итак, каждую из двух точек областей  $\mu_A$  и  $\mu_B$  плоскости  $z$ , соответствующих двум точкам плоскости  $u$ , равноудаленным от прямых  $t = -\frac{b}{2}$  или  $t = \frac{b}{2} + \omega$  и лежащим на одной и той же прямой, параллельной оси  $t$ , можно определить по другой точке при помощи гиперболической инверсии, определяемой выражением:

$$r = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}.$$

5. Условие (14) дает возможность установить связь между постоянными  $A$  и  $\eta \omega$ .

Так как обе конечные точки отрезка  $l'', 2''$  (рис. 5, б) относительно окружности  $L$  являются со-пряженными, то

$$\sqrt{c_1 c_2} = r = A e^{\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}, \quad (15)$$

откуда

$$A = \sqrt{c_1 c_2} e^{-\frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}}. \quad (16)$$

6. Подставляя значение постоянной  $A$ , выраженное равенством (16), в равенство (3), получаем зависимость

$$\begin{aligned} z(u) &= \sqrt{c_1 c_2} e^{\frac{2\theta \eta u}{\pi} - \frac{\theta^2 \eta \omega}{\pi^2}} \frac{\sigma^2 \left( u - \frac{\theta \omega}{\pi} \right)}{\sigma^2(u)} = \\ &= \sqrt{c_1 c_2} \frac{\theta_1^2 \left( \frac{u}{2\omega} - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_1^2 \left( \frac{u}{2\omega} \right)}, \end{aligned} \quad (17)$$

в которой параметр  $\eta$  отсутствует.

Применяя равенства (17) и (I-13), можно легко показать, что для точек  $u = t + \omega'$ , лежащих на стороне  $\omega'$ ,  $2\omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , зависимость (17) принимает вид:

$$z(t + \omega') = \sqrt{c_1 c_2} e^{i\theta} \frac{\theta_0^2 \left( \frac{t}{2\omega} - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_0^2 \left( \frac{t}{2\omega} \right)}. \quad (18)$$

Точки  $z(t + \omega')$ , определенные равенством (18), расположены на отрезке  $l'', 2''$  (рис. 5, б). Обеим конечным точкам  $l'' \equiv z(t_1 + \omega') = c_1 e^{i\theta}$  и  $2'' \equiv z(t_2 + \omega') = c_2 e^{i\theta}$  этого отрезка отвечают точки  $u_1 = t_1 + \omega'$  и  $u_2 = t_2 + \omega'$  (рис. 5, а) на плоскости  $u$ , лежащие на стороне  $\omega'$ ,  $2\omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ .

В частности, для точки  $u_1 = t_1 + \omega'$  равенство (18) принимает вид:

$$\begin{aligned} z(t_1 + \omega') &= c_1 e^{i\theta} = \sqrt{c_1 c_2} e^{i\theta} \frac{\theta_0^2 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_0^2(\tau_1)} \\ \text{или } &\frac{\theta_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_0(\tau_1)} = \sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}}, \\ \text{где } &\tau = \frac{t}{2\omega}. \end{aligned} \quad (19)$$

Точки  $z(t_1 + \omega')$  и  $z(t_2 + \omega')$  являются соответственно самой близкой и самой отдаленной точками отрезка  $l'', 2''$  до начала  $O''$ , поэтому функция  $z(t + \omega')$  имеет экстремумы в точках  $u_1 = t_1 + \omega'$  и  $u_2 = t_2 + \omega'$ , причем ее производные в этих точках равны нулю. Тогда из равенства (19) и условия

$$\left[ \frac{d}{dt} z(t + \omega') \right]_{\substack{t=t_1 \\ t=t_2}} = 0$$

получается:

$$\frac{\theta'_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta'_0(\tau_1)} = \frac{\theta_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_0(\tau_1)} = \sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}}. \quad (20)$$

Отсюда согласно равенству (I-11)

$$\begin{aligned} \sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} &= \frac{\theta_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta_0(\tau_1)} = \\ &= \frac{1 - 2q \cos(2\pi\tau_1 - \theta) + 2q^4 \cos 2(2\pi\tau_1 - \theta) - 2q^8 \cos 3(2\pi\tau_1 - \theta) + \dots}{1 - 2q \cos 2\pi\tau_1 + 2q^4 \cos 4\pi\tau_1 - 2q^8 \cos 6\pi\tau_1 + \dots} \end{aligned} \quad (21)$$

и

$$\begin{aligned} \sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} &= \frac{\theta'_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\theta'_0(\tau_1)} = \\ &= \frac{q \sin(2\pi\tau_1 - \theta) - 2q^4 \sin 2(2\pi\tau_1 - \theta) + 3q^8 \sin 3(2\pi\tau_1 - \theta) \dots}{q \sin 2\pi\tau_1 - 2q^4 \sin 4\pi\tau_1 + 3q^8 \sin 6\pi\tau_1 \dots}, \end{aligned} \quad (22)$$

где

$$q = e^{-\kappa\theta}.$$

При заданных значениях геометрических параметров  $c_1$ ,  $c_2$  и  $\theta$  из системы уравнений (21) и (22) определяются  $\rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K'(k)}{K(k)}$  и  $\tau_1 = \frac{t_1}{2\omega}$ , а вместе с ними и та точка  $t_1 = t_1 + \omega'$  на стороне  $\omega'$ ,  $2\omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ , которая при преобразовании (2) переходит в конечную точку  $I''$  отрезка  $I'', 2''$  на плоскости  $z$ . Обычно значение  $q$  существенно меньше единицы и ряды (21) и (22) сходятся быстро. Поэтому для получения первых приближений  $q$  и  $\tau_1$ , которые в ряде случаев вполне достаточны, можно применить равенства<sup>2</sup>:

$$\sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} = \frac{1 - 2q \cos(2\pi\tau_1 - \theta)}{1 - 2q \cos 2\pi\tau_1},$$

и

$$\sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} = \frac{\sin(2\pi\tau_1 - \theta)}{\sin 2\pi\tau_1}.$$

В данном случае, когда  $\theta = \pi$ , т. е. когда отрезок  $I'', 2''$  расположен на продолжении полупрямой  $O'', \infty$ , получается  $t_1 = \omega$ ,  $\tau_1 = \frac{1}{2}$  и равенство (20) принимает вид:

$$\sqrt[4]{\frac{c_2}{c_1}} = \frac{\vartheta_0\left(\frac{1}{2}\right)}{\vartheta_0(0)}.$$

В этом случае согласно равенству (I-13) определение параметра  $\rho$  можно произвести при помощи ряда

$$\begin{aligned} \frac{1}{8} \ln \frac{c_2}{c_1} &= \frac{1}{\operatorname{sh} \pi\rho} + \frac{1}{3 \operatorname{sh} 3\pi\rho} + \frac{1}{5 \operatorname{sh} 5\pi\rho} + \dots \\ &\dots + \frac{1}{(2n+1) \operatorname{sh} (2n+1)\pi\rho} + \dots \end{aligned}$$

Этот ряд также быстро сходится, и хорошее приближенное значение  $\rho$  можно получить уже по первому члену. Если учесть первые три члена ряда, то величину  $\rho$  можно получить с большой точностью.

7. Необходимо обратить внимание на еще один удобный способ точного определения отношения  $\rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K(k')}{K(k)}$  в случае, когда  $\theta = \pi$ . Для этого случая (см. приложение III)

$$\kappa' = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}},$$

что позволяет по таблицам полных эллиптических интегралов первого рода определить значение  $\rho$ .

8. Если стороны  $0,2\omega$  и  $\omega'$ ,  $2\omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega$ ,  $2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  на плоскости  $u$  (рис. 5, а) являются проводящими, то соответственно проводящими являются полупрямая  $O''$ ,  $\infty$  и отрезок  $I'', 2''$  на плоскости  $z$  (рис. 5, б).

При заданных значениях геометрических параметров  $c_1$ ,  $c_2$  и  $\theta$  для удельной емкости  $C$  и удельного волнового сопротивления  $Z$  системы, показанной на рис. 1, получаются зависимости

$$C = \frac{2\epsilon_0\epsilon_r}{\rho} \quad (23)$$

и

$$Z = \frac{\sqrt{\epsilon_0\mu_0}}{C}, \quad (24)$$

где  $\rho$  определяется, как указано выше.

Значение  $\rho$  в равенствах (23) и (24) зависит как от угла  $\theta$ , так и от  $\kappa = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}}$ . Для систем, характеризуемых одним и тем же углом  $\theta$ , значение  $\rho$  зависит только от  $\kappa$ . Если в таких системах отношение  $c_1/c_2$  остается одинаковым, то они имеют одну и ту же удельную емкость  $C$ , несмотря на то что их размеры и радиусы  $r = \sqrt{c_1 c_2}$  окружностей различные. Картинны поля этих систем являются подобными вследствие того, что все их размеры изменяются пропорционально  $r$ . При одинаковом напряжении между их проводящими частями плотность заряда в каждой точке поверхности последних изменяется обратно пропорционально  $r$ . Также изменяется и напряженность поля в каждой точке.

Если для систем, характеризуемых одним и тем же углом  $\theta$ , произведения  $r^2 = c_1 c_2$  одинаковы, то и радиусы  $r = \sqrt{c_1 c_2}$  окружностей  $L$  одинаковы. Изменение  $c_1$  и  $c_2$  в данном случае оказывает влияние на величину  $\kappa$ , вследствие чего такие системы имеют различные емкости  $C$ .

#### Система, образованная лентой и плоскостью.

1. Путем преобразования

$$\begin{aligned} a = a_1 + ia_2 &= \sqrt{z(u)} = \sqrt{\frac{c_1 c_2 e^{\frac{\theta\eta u}{\pi} - \frac{\theta^2\eta^2}{2\pi^2}}}{\sigma(u)}} = \\ &= \sqrt{h_1 h_2} \frac{\vartheta_1\left(\frac{u}{2\omega} - \frac{\theta}{2\pi}\right)}{\vartheta_1\left(\frac{u}{2\omega}\right)} \end{aligned} \quad (25)$$

<sup>2</sup> Когда  $q$  близко к единице, для определения  $\rho$  удобно применить уравнения:

$$\sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} = \frac{\vartheta_0\left(\tau_1 - \frac{\theta}{2\pi}\right)}{\vartheta_0(\tau_1)} = e^{p'\frac{\theta}{2}(2\tau_1 - \frac{\theta}{2\pi})} \frac{\operatorname{ch}(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} + q'^2 \operatorname{ch} 3(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} + \dots}{\operatorname{ch}\pi\tau_1 p' + q'^2 \operatorname{ch} 3\pi\tau_1 p' + \dots}, \quad (21a)$$

$$\begin{aligned} \sqrt[4]{\frac{c_1}{c_2}} &= \frac{\vartheta'_0\left(\tau_1 - \frac{\theta}{2\pi}\right)}{\vartheta'_0(\tau_1)} = \\ &= e^{p'\frac{\theta}{2}(2\tau_1 - \frac{\theta}{2\pi})} \frac{\operatorname{sh}(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} - \frac{1}{\pi}(2\pi\tau_1 - \theta)\operatorname{ch}(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} + q'^2 \left[ 3\operatorname{sh} 3(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} - \frac{1}{\pi}(2\pi\tau_1 - \theta)\operatorname{ch} 3(2\pi\tau_1 - \theta)\frac{p'}{2} \right] + \dots}{\operatorname{sh}\pi\tau_1 p' - 2\tau_1 \operatorname{ch}\pi\tau_1 p' + q'^2 [3\operatorname{sh} 3\pi\tau_1 p' - 2\tau_1 \operatorname{ch} 3\pi\tau_1 p'] + \dots}, \quad (22a) \end{aligned}$$

где

$$p' = \frac{1}{\rho} = \frac{i\omega}{\omega'}; \quad q' = e^{-\pi\rho'}.$$

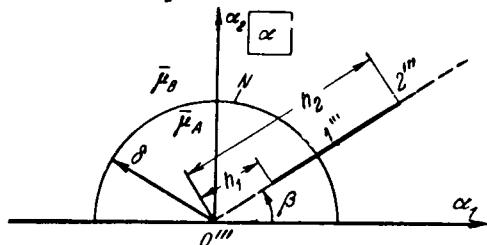


Рис. 7.

полная плоскость  $z$  (рис. 5,б) и соответственно прямоугольная замкнутая область  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  на плоскости  $u$  (рис. 5,а) преобразуются в полуплоскость  $\alpha_2 \geq 0$  (рис. 7). Начало  $O''$  плоскости  $z$  переходит в начало  $O'''$  плоскости  $\alpha$ . Отрезок  $1'', 2''$  плоскости  $z$  преобразуется в отрезок  $1''', 2'''$  плоскости  $\alpha$ , причем

$$h_1 = V c_1, \quad h_2 = V c_2, \quad \beta = \frac{\theta}{2}. \quad (26)$$

Окружность  $L$  на плоскости  $z$  преобразуется в полуокружность  $N$  с радиусом  $\delta = \sqrt{r}$  (рис. 7), разделяющую полуплоскость  $\alpha_2 \geq 0$  на области  $\mu_A$  и  $\mu_B$ , в которые переходят соответственно области  $\mu_a$  и  $\mu_b = \mu'_b + \mu''_b$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$ .

2. Если стороны  $0,2\omega$  и  $\omega'$ ,  $2\omega + \omega'$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  на плоскости  $u$  являются проводящими, то соответственно проводящими являются отрезок  $1''', 2'''$  и вещественная ось  $\alpha_1$  на плоскости  $\alpha$  (рис. 7).

При заданных значениях геометрических параметров  $h_1$ ,  $h_2$  и  $\beta$  для удельной емкости  $C$  и удельного волнового сопротивления  $Z$  системы, показанной на рис. 2, получаются зависимости

$$C = \frac{2\epsilon_0\epsilon_r}{\rho}, \quad Z = \frac{V \epsilon_0 \mu_0}{C},$$

в которых  $\rho = -\frac{1}{\pi} \ln q$ .

Согласно равенствам (21), (22) и (26) в этом случае  $q$  и  $\tau_1$  определяются из системы уравнений<sup>3</sup>:

$$\begin{aligned} \sqrt{\frac{h_1}{h_2}} &= \frac{\vartheta_0 \left( \tau_1 - \frac{\beta}{\pi} \right)}{\vartheta'_0 (\tau_1)} = \\ &= \frac{1 - 2q \cos 2(\pi\tau_1 - \beta) + 2q^4 \cos 4(\pi\tau_1 - \beta) - 2q^9 \cos 6(\pi\tau_1 - \beta) + \dots}{1 - 2q \cos 2\pi\tau_1 + 2q^4 \cos 4\pi\tau_1 - 2q^9 \cos 6\pi\tau_1 + \dots} \end{aligned}$$

и

$$\begin{aligned} \sqrt{\frac{h_1}{h_2}} &= \frac{\vartheta'_0 \left( \tau_1 - \frac{\beta}{\pi} \right)}{\vartheta_0 (\tau_1)} = \\ &= \frac{q \sin 2(\pi\tau_1 - \beta) - 2q^4 \sin 4(\pi\tau_1 - \beta) + 3q^9 \sin 6(\pi\tau_1 - \beta) - \dots}{q \sin 2\pi\tau_1 - 2q^4 \sin 4\pi\tau_1 + 3q^9 \sin 6\pi\tau_1 - \dots} \end{aligned}$$

<sup>3</sup> Для получения первого приближенного значения  $\rho$  в этих уравнениях можно пренебречь всеми членами, содержащими  $q$  в степени выше единицы.

Когда  $q$  близко к единице, для определения  $\rho$  удобно применить уравнения (21а) и (22а), заменяя в них  $\sqrt{\frac{c_1}{c_2}}$  на  $\sqrt{\frac{h_1}{h_2}}$  и  $\frac{\theta}{2}$  на  $\beta$ .

В важном случае, когда  $\beta = \frac{\pi}{2}$ , т. е. когда отрезок  $1''', 2'''$  расположен перпендикулярно к действительной оси  $\alpha_1$  плоскости  $\alpha$  (рис. 7), параметр  $\rho$  определяется непосредственно из ряда

$$\begin{aligned} \frac{1}{4} \ln \frac{h_2}{h_1} &= \frac{1}{\operatorname{sh} \pi \rho} + \frac{1}{3 \operatorname{sh} 3\pi \rho} + \frac{1}{5 \operatorname{sh} 5\pi \rho} + \dots + \\ &+ \frac{1}{(2n+1) \operatorname{sh} (2n+1)\pi \rho} + \dots \end{aligned}$$

Этот ряд быстро сходится, причем хорошее приближение можно получить по его первому члену.

При  $\beta = \frac{\pi}{2}$   $\rho$  значение можно определить точно и при помощи таблиц полных эллиптических интегралов первого рода, пользуясь соотношением  $\rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K(k')}{K(k)}$ , где  $k' = \frac{h_1}{h_2}$ .

**Система, образованная лентой и цилиндрической поверхностью.** 1. Путем преобразования

$$w = w_1 + i w_2 = \frac{v^2}{\alpha + 2Re^{i\beta} \sin \beta} = \frac{v^2}{i \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2}}, \quad (27)$$

в котором  $R$  и  $\theta$  являются вещественными и положительными постоянными величинами (рис. 3), а  $v = 2R \sin \frac{\theta}{2}$ , верхняя часть плоскости  $\alpha$  (рис. 7) и соответственно прямоугольная замкнутая область  $0,2\omega, 2\omega + \omega'$ ,  $\omega'$  плоскости  $u$  (рис. 5,а) преобразуются во внутреннюю область окружности  $M$  плоскости  $w$  (рис. 8). Начало координат  $O'''$  и бесконечно удаленная точка плоскости  $\alpha$  переходят соответственно в точку

$$O''' w_0 = \frac{v^2}{2R \sin \frac{\theta}{2}} e^{-i \frac{\theta}{2}} = 2Re^{-i \frac{\theta}{2}} \sin \frac{\theta}{2}$$

и в начало координат  $O^{IV}$  плоскости  $w$ . Вещественная ось  $\alpha_1$  плоскости  $\alpha$  преобразуется в окружность  $M$  на плоскости  $w$ , проходящую через начало  $O^{IV}$  и имеющую радиус  $R$ . Окружность  $N$  на плоскости  $\alpha$  с центром в точке  $O'''$  и радиусом  $\delta = \sqrt{r}$  преобразуется в окружность  $P$  на плоскости  $w$  с центром в точке  $O'_0$  и радиусом  $\delta'$ . Прямая  $l'''$ , проходящая через начало координат  $O'''$  плоскости  $\alpha$  и имеющая угол  $\beta = \frac{\theta}{2}$  с вещественной осью  $\alpha_1$ , преобразуется в прямую  $l^{IV}$  плоскости  $w$ , проходящую через начало координат  $O^{IV}$  и образующую угол  $\beta' = -\frac{\theta}{2}$  с вещественной осью  $w_1$ .

На рис. 8 наложены друг на друга плоскости  $\alpha$  и  $w$ . Нанесены окружности  $N$  и  $P$ , а также окружность  $Q$ , радиус которой равен  $v$ . Все точки, отнесенные к плоскости  $\alpha$ , обозначены индексом  $''$ , а отнесенные к плоскости  $w$  — индексом  $^{IV}$ . Для удобства отрицательная мнимая ось плоскости  $w$  направлена вверх. В этом случае точка  $2Re^{\frac{i\theta}{2}} \sin \frac{\theta}{2}$

плоскости  $w$  сливается с началом координат  $O'''$  плоскости  $\alpha$ , а прямая  $I'''$  плоскости  $\alpha$  совпадает со своим изображением  $I^{\text{IV}}$  в плоскости  $w$ , проходя через точки  $O'''$  и  $O^{\text{IV}}$ . Таким образом, отрезок  $\overline{I''', 2'''}$ , лежащий на прямой  $I''' \equiv I^{\text{IV}}$ , преобразуется в отрезок  $\overline{I^{\text{IV}}, 2^{\text{IV}}}$ , лежащий на той же прямой.

Из рис. 8 следует:

$$h_1 = \overline{O'''}, I''' = \overline{O^{IV}}, I''' - \overline{O'''}, O^{IV} = \\ = \frac{v^2}{\overline{O^{IV}} \cdot \overline{I^{IV}}} - v = v \frac{v - \overline{O^{IV}} \cdot \overline{I^{IV}}}{\overline{O^{IV}} \cdot \overline{I^{IV}}} = v \frac{l_1}{v - l_1}; \quad (28)$$

$$h_2 = \overline{O'''}, \overline{2'''} = \overline{O^{IV}}, \overline{2'''} - \overline{O'''}, \overline{O^{IV}} = \\ = \frac{v^2}{O^{IV}, \overline{2^{IV}}} - v = v \frac{v - \overline{O^{IV}}, \overline{2^{IV}}}{\overline{O^{IV}}, \overline{2^{IV}}} = v \frac{l_2}{v - l_2} \quad (29)$$

и согласно равенствам (26)

$$c_1 = h_1^2 = v^2 \left( \frac{l_1}{v - l_1} \right)^2 = \\ = 4R^2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \left( \frac{l_1}{2R \sin \frac{\theta}{2} - l_1} \right)^2;$$

$$c_2 = h_2^2 = v \left( \frac{l_2}{v - l_2} \right)^2 = 4R^2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \left( \frac{l_2}{2R \sin \frac{\theta}{2} - l_2} \right)^2.$$

2. Если стороны  $\overline{0,2\omega}$  и  $\overline{\omega', 2\omega + \omega'}$  прямоугольника  $0,2\omega, 2\omega + \omega', \omega'$  на плоскости  $\pi$  (рис. 5, а) являются проводящими, то соответственно проводящими являются отрезок  $I^{IV}, 2^{IV}$  и окружность  $M$  на плоскости  $\omega$  (рис. 8).

При заданных значениях геометрических параметров  $l_1$ ,  $l_2$ ,  $\theta$  удельная емкость  $C$  и удельное волновое сопротивление  $Z$  для системы, показанной на рис. 3, по-прежнему определяются зависимостями:

$$C = \frac{2\varepsilon_0\epsilon_r}{\rho} \quad \text{and} \quad Z = \frac{\sqrt{\varepsilon_0\mu_0}}{C},$$

где  $p = -\frac{1}{\pi} \ln q$ .

Согласно равенствам (21), (22), (28) и (29) величины  $q$  и  $\tau$ , вычисляются из системы уравнений<sup>4</sup>:

$$\sqrt{\frac{l_1 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_2 \right)}{l_2 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_1 \right)}} = \frac{\vartheta_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\vartheta_0(\tau_1)} = \\ = \frac{1 - 2q \cos(2\pi\tau_1 - \theta) + 2q^4 \cos 2(2\pi\tau_1 - \theta) - 2q^9 \cos 3(2\pi\tau_1 - \theta) + \dots}{1 - 2q \cos 2\pi\tau_1 + 2q^4 \cos 4\pi\tau_1 - 2q^9 \cos 6\pi\tau_1 + \dots}; \quad (30)$$

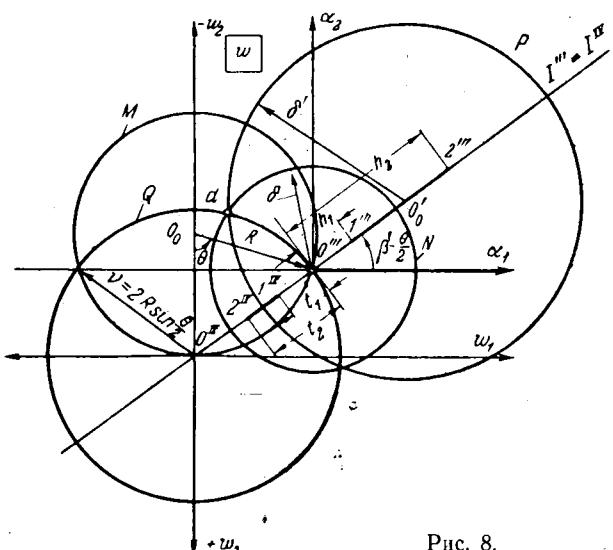


Рис. 8.

$$\sqrt{\frac{l_1 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_2 \right)}{l_2 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_1 \right)}} = \frac{\vartheta'_0 \left( \tau_1 - \frac{\theta}{2\pi} \right)}{\vartheta'_0 (\tau_1)} = \\ = \frac{q \sin(2\pi\tau_1 - \theta) - 2q^4 \sin 2(2\pi\tau_1 - \theta) + 3q^8 \sin 3(2\pi\tau_1 - \theta) \dots}{q \sin 2\pi\tau_1 - 2q^4 \sin 4\pi\tau_1 + 3q^8 \sin 6\pi\tau_1 \dots}. \quad (31)$$

В важном случае, когда  $\theta = \pi$ , т. е. когда отрезок  $\overline{I^{IV}, 2^{VI}}$  расположен на диаметре окружности  $M$  (рис. 8) и значение  $\rho$  может быть определено непосредственно из ряда

$$\begin{aligned} \frac{1}{8} \ln \frac{c_2}{c_1} = & \frac{1}{4} \ln \frac{l_2(2R - l_1)}{l_1(2R - l_2)} = \frac{1}{\operatorname{sh} \pi\rho} + \frac{1}{3 \operatorname{sh} 3\pi\rho} + \\ & + \frac{1}{5 \operatorname{sh} 5\pi\rho} + \dots + \frac{1}{(2n+1) \operatorname{sh} (2n+1)\pi\rho} + \dots \quad (32) \end{aligned}$$

При этом хорошее приближение можно получить по его первому члену.

В этом же случае значение  $\rho$  можно определить точно и при помощи таблицы полных эллиптических интегралов первого рода из соотношения  $\rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K(k')}{K(k)}$ , где  $k' = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}} = \frac{l_1(2R - l_2)}{l_2(2R - l_1)}$ .

При центральном положении отрезка  $\overline{I^{IV}, 2^{IV}}$ , т. е. при  $l_3 = 2R - l_1$  равенство (32) принимает вид:

$$+ \frac{1}{5 \operatorname{sh} 5\pi\rho} + \dots + \frac{1}{(2n+1) \operatorname{sh} (2n+1)\pi\rho} + \dots$$

<sup>4</sup> Для получения первого приближенного значения  $\rho$  в уравнениях (30) и (31) можно пренебречь всеми членами, содержащими  $q$  в степени выше единицы.

Когда  $q$  близко к единице, для определения  $\rho$  удобно пользоваться равенствами (21а) и (22а), заменяя в них

$$V \frac{c_1}{c_2} \text{ ha } \sqrt{\frac{l_1 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_2 \right)}{l_2 \left( 2R \sin \frac{\theta}{2} - l_1 \right)}}.$$

Вычисление  $\rho$  и в этом случае можно провести посредством таблиц нормальных эллиптических интегралов первого рода, причем надо принять

$$k' = \left(\frac{l_1}{l_2}\right)^2.$$

**Приложение I. 1.** Функции Вейерштрасса  $p(u)$ ,  $\zeta(u)$  и  $\sigma(u)$  определяются обычно равенствами:

$$u = \int_{p(u)}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{4z^3 - g_2 z - g_3}}; \quad (I-1)$$

$$\zeta(u) = \frac{\sigma'(u)}{\sigma(u)} = \frac{\sigma'}{\sigma}(u) = -\int_0^u p(u) du + C_1; \quad (I-2)$$

$$\ln \sigma(u) = \int_0^u \zeta(u) du + C_2, \quad (I-3)$$

где  $u = t + v$  — независимая переменная, причем  $t$  вещественное число, а  $v$  — чисто мнимое, величины  $g_2$  и  $g_3$  — постоянные. Функция Вейерштрасса  $p(u)$  является эллиптической, имеет периоды  $2\omega$  и  $2\omega'$  [Л. 4]. Функции  $\zeta(u)$  и  $\sigma(u)$  имеют те же периоды, однако они характеризуются периодичностью соответственно второго и третьего рода [Л. 4], вследствие чего удовлетворяют равенствам [Л. 3]:

$$\zeta(u + 2m\omega + 2n\omega') = \zeta(u) + 2m\eta + 2n\eta'$$

и

$$\sigma(u + 2m\omega + 2n\omega') = (-1)^{m+n+mn} e^{(2m\eta + 2n\eta')(u+m\omega+n\omega')} \sigma(u),$$

в которых

$$\eta = \zeta(\omega), \eta' = \zeta(\omega'),$$

а  $m$  и  $n$  — произвольные целые числа.

В случае, когда равенство  $4z^3 - g_2 z - g_3 = 0$  имеет вещественные корни  $e_1 > e_2 > e_3$ , абсолютный инвариант  $\Delta - g_2^3 - 27g_3^2 > 0$ . В этом случае период  $\omega$  — вещественный, а  $\omega'$  — чисто мнимый, причем справедливо равенство [Л. 3 и 4]

$$\omega'\eta = \omega\eta' = i\frac{\pi}{2}. \quad (I-4)$$

Между периодами  $2\omega$  и  $2\omega'$  функции  $p(u)$  и полными эллиптическими интегралами первого рода  $K(k)$  и  $K'(k)$  существуют зависимости [Л. 3]

$$2\omega = \frac{2K(k)}{\sqrt{e_1 - e_3}}, \quad 2\omega' = \frac{2iK'(k)}{\sqrt{e_1 - e_2}}, \quad \rho = \frac{\omega'}{i\omega} = \frac{K'(k)}{K(k)};$$

$$k^2 = \frac{e_2 - e_3}{e_1 - e_3}, \quad (I-5)$$

$$k'^2 = \frac{e_1 - e_2}{e_1 - e_3}, \quad (I-6)$$

причем  $k^2 + k'^2 = 1$  и  $K(k') = K'(k)$ .Функция  $\sigma(u)$  удовлетворяет равенствам [Л. 3]:

$$\sigma(2\omega \pm u) = \mp e^{2\eta(\omega \pm u)} \sigma(u); \quad (I-7)$$

$$\sigma(2\omega' \pm u) = \mp e^{2\eta'(\omega' \pm u)} \sigma(u); \quad (I-8)$$

$$\sigma(u_1 + u_2) \sigma(u_1 - u_2) = -\sigma^2(u_1) \sigma^2(u_2) [p(u_1) - p(u_2)]; \quad (I-9)$$

$$\sigma(\omega) = \frac{e^{\frac{1}{2}\eta\omega}}{\sqrt{e_1 - e_2} \sqrt{e_1 - e_3}}. \quad (I-10)$$

2. Тета-функции Якоби  $\vartheta_0(x)$  и  $\vartheta_1(x)$  обычно определяются равенствами [Л. 3]:

$$\begin{aligned} \vartheta_0(x) &= 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n q^{n^2} \cos 2\pi n x = \\ &= 2\sqrt{\rho'} e^{-\frac{x'^2}{\pi\rho'}} \sum_{n=0}^{\infty} q^n \frac{(2n+1)^2}{4} \operatorname{ch}(2n+1)x'; \end{aligned} \quad (I-11)$$

$$\begin{aligned} \vartheta_1(x) &= 2 \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n q^{\frac{(2n+1)^2}{4}} \sin(2n+1)\pi x = \\ &= 2\sqrt{\rho'} e^{-\frac{x'^2}{\pi\rho'}} \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n q^n \frac{(2n+1)^2}{4} \operatorname{sh}(2n+1)x', \end{aligned} \quad (I-12)$$

в которых  $x$  — комплексная независимая переменная;  $q = e^{-\pi\rho}$ ,  $q' = e^{-\pi\rho'}$ ,  $x' = \frac{\pi x}{\rho}$  и  $\rho = \frac{1}{\rho'} = \frac{\omega'}{i\omega}$  — постоянные.

Функции  $\vartheta_0(x)$  и  $\vartheta_1(x)$  удовлетворяют зависимостям [Л. 3]:

$$\vartheta_1\left(x + i\frac{\rho}{2}\right) = iq^{-\frac{1}{4}} e^{-i\pi x} \vartheta_0(x); \quad (I-13)$$

$$\sigma(u) = 2\omega e^{\frac{\eta u^2}{2\omega}} \frac{\vartheta_1\left(\frac{u}{2\omega}\right)}{\vartheta_1(0)}; \quad (I-14)$$

$$\begin{aligned} \ln \frac{\vartheta_0(x)}{\vartheta_0(0)} &= \frac{2\sin^2 \pi x}{\operatorname{sh} \pi \rho} + \frac{2\sin^2 2\pi x}{2\operatorname{sh} 2\pi \rho} + \frac{2\sin^2 3\pi x}{3\operatorname{sh} 3\pi \rho} + \dots + \\ &+ \frac{2\sin^2 n\pi x}{n\operatorname{sh} n\pi \rho} + \dots \end{aligned} \quad (I-15)$$

3. Функция Вейерштрасса  $\sigma_3(u)$  определяется равенством [Л. 3]

$$\sigma_3(u) = e^{\eta' u} \frac{\sigma(\omega' - u)}{\sigma(\omega')} \quad (I-16)$$

и удовлетворяет зависимости

$$\frac{\sigma_3(\omega)}{\sigma(\omega)} = \sqrt{e_1 - e_3}. \quad (I-17)$$

**Приложение II.** Точки  $z(\omega' + t)$  при  $0 \leq t \leq 2\omega$  лежат на спаренном отрезке  $I', 2'$ . Действительно, с помощью формул (2) и (I-9) можно получить:

$$\begin{aligned} z(\omega' + t) &= \\ &= Ae^{\frac{8\eta(\omega'+t)}{\pi}} \frac{\sigma^2(\omega' + t - b_1) \sigma^2(ib_2) [p(ib_2) - p(\omega' + t - b_1)]}{\sigma^2(\omega' + t) \sigma^2(ia) [p(ia) - p(\omega' + t)]} \end{aligned}$$

и

$$\arg z(\omega' + t) = \arg e^{\frac{2\eta\omega'}{\pi}} \frac{\sigma^2(\omega' + t - b_1)}{\sigma^2(\omega' + t)},$$

так как  $\sigma^2(ib_2)$ ,  $\sigma^2(ia)$ ,  $p(ia)$ ,  $p(ib_2)$ ,  $p(\omega' + t)$ ,  $p(\omega' + t - b_1)$  — вещественные величины.

С помощью формул (I-13) и (I-14) при условии  $b_1 = \frac{\theta\omega}{\pi}$  получается:

$$\begin{aligned} \arg z(\omega' + t) &= \\ &= \arg e^{\frac{2\eta\omega'}{\pi} + \frac{2\eta(\omega' + t - b_1)^2}{2\omega} - \frac{2\eta(\omega' + t)^2}{2\omega}} \frac{\vartheta_1^2\left(\frac{\omega' + t - b_1}{2\omega}\right)}{\vartheta_1^2\left(\frac{\omega' + t}{2\omega}\right)} = \\ &= \arg \frac{\vartheta_1^2\left(\frac{\omega' + t - b_1}{2\omega}\right)}{\vartheta_1^2\left(\frac{\omega' + t}{2\omega}\right)} = \\ &= \arg e^{\frac{-2i\pi(t-b_1)}{2\omega} + \frac{2i\pi t}{2\omega}} \frac{\vartheta_0^2\left(\frac{t-b_1}{2\omega}\right)}{\vartheta_0^2\left(\frac{t}{2\omega}\right)} = \arg e^{i\theta}, \end{aligned}$$

т. е.  $\arg z(t + \omega') = \theta$ .

**Приложение III.** При  $\theta = \pi$  получается  $b = \omega$ . Кроме того,  $t_1 = 0$ ,  $z(\omega') = z(2\omega + \omega') = c_2 e^{i\pi}$  и  $z(\omega' + \omega) = c_1 e^{i\pi}$ , так как отрезок  $I'', 2''$  расположен симметрично к вещественной полусоси плоскости  $z$ .

# Влияние режима охлаждения керамических конденсаторов большой реактивной мощности на температурные напряжения в диэлектрике

Кандидат техн. наук А. Т. АЛАДЬЕВ и кандидат техн. наук Х. С. ВАЛЕЕВ  
ГИЭКИ

Как показывают расчеты и опыт, при одностороннем охлаждении конденсаторов типа ТГК температурные напряжения в диэлектрике становятся значительными уже при градиенте электрического поля около 1 кв/мм. Дальнейшее повышение градиента приводит к резкому увеличению температурных напряжений и сокращению долговечности конденсаторов [Л. 1 и 2].

Соответствующим выбором системы и режима охлаждения температурные напряжения в конденсаторах, обусловленные диэлектрическим нагревом стенки, могут быть значительно понижены. В данной статье рассматривается влияние режима охлаждения конденсаторов горшкового типа на величину температурных напряжений в диэлектрике при двустороннем их охлаждении.

При двустороннем охлаждении конденсаторов уравнения температурных напряжений могут быть получены аналогично [Л. 1]. Согласно [Л. 3] общее уравнение температурных напряжений может быть представлено в виде

$$\sigma_i = \frac{aE(T_{cp} - T_i)}{1 - v}, \quad (1)$$

где  $a$  — температурный коэффициент линейного расширения;

$E$  — модуль упругости;

$v$  — коэффициент Пуассона;

$T_i$  — температура в рассматриваемой точке тела;

$T_{cp}$  — средняя температура тела.

Определяя в общем случае среднюю температуру тела как

$$T_{cp} = \frac{\int_V T dV}{\int_V dV}$$

Из равенства (2), учитывая формулу (I-16), получаем:

$$z(\omega') = Ae^{2\eta\omega'} \frac{\sigma^2(\omega' - \omega)}{\sigma^2(\omega')} = Ae^{2(\eta\omega' - \eta'\omega)} c_3^2(\omega) = c_2 e^{i\pi}.$$

Отсюда согласно равенствам (I-4) и (I-17) следует:

$$\frac{c_3(\omega)}{c(\omega)} = \sqrt{e_1 - e_3} = \sqrt{\frac{c_2}{A}} \frac{1}{\sigma(\omega)}.$$

Из этого равенства и формулы (I-9) вытекает, что

$$\sigma(\omega) = \frac{1}{\sqrt{e_1 - e_3}} \sqrt{\frac{c_2}{A}} = \frac{e^{\frac{1}{2}\eta\omega}}{\sqrt[4]{e_1 - e_2} \sqrt[4]{e_1 - e_3}}.$$

Последнее равенство и формулы (15) и (I-6) дают:

$$\sqrt[4]{\frac{c_1 c_2}{A^2}} = e^{\frac{1}{2}\eta\omega} = \sqrt[4]{\frac{e_1 - e_2}{e_1 - e_3}} \sqrt{\frac{c_2}{A}} = \sqrt{k'} \sqrt{\frac{c_2}{A}}.$$

и рассматривая наиболее напряженную часть конденсатора — цилиндрическую (рис. 1), получим:

$$T = \frac{\int_a^b T(r) r dr}{\int_a^b r dr}. \quad (2)$$

Если через  $r_0$  обозначить (рис. 1) радиус изотермической поверхности максимума температуры, то уравнение (2) приводится к виду

$$T_{cp} = \frac{\int_a^{r_0} T_I(r) r dr + \int_{r_0}^b T_{II}(r) r dr}{\int_a^b r dr}. \quad (2a)$$

Согласно [Л. 4] уравнению температурных кривых имеют вид:

при  $a < r < r_0$

$$T_I(r) = T_0 - \frac{Pr_0^2}{4\lambda} \left[ 2 \ln \frac{r_0}{r} + \left( \frac{r}{r_0} \right)^2 - 1 \right]; \quad (3a)$$

при  $r_0 < r < b$

$$T_{II}(r) = T_0 - \frac{Pr_0^2}{4\lambda} \left[ \left( \frac{r}{r_0} \right)^2 - 2 \ln \frac{r}{r_0} - 1 \right], \quad (3b)$$

где  $T_0$  — температура изотермической поверхности максимума температуры;

$P$  — мощность, выделяемая в единице объема в виде тепла;

$\lambda$  — коэффициент теплопроводности диэлектрика.

Отсюда получается выражение

$$k' = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}}.$$

## Литература

1. Magnus W. und Oberhettinger F., Die Berechnung des Wellenwiderstandes einer Bandleitung mit kreisförmigem b. z. w. rechteckigem Außenleiterquerschnitt, Arch. Elektr., 1943, S. 380.

2. Oberhettinger F. und Magnus W., Anwendung der elliptischen Funktionen in Physik und Technik, Spr. Verlag, Berlin—Göttingen—Heidelberg, 1949.

3. Журавский А. М., Справочник по эллиптическим функциям, Изд. АН СССР, 1941.

4. Сикорский Ю. С., Элементы теории эллиптических функций с приложениями к механике, ОНТИ, 1936.

5. Янке Е. и Эмде Ф., Таблицы функций с формулами и кривыми, Гостехиздат, 1949.

[15.2.1965]



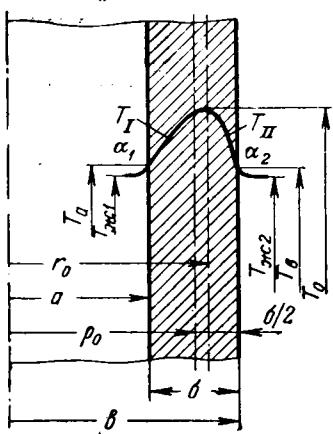


Рис. 1. К расчету температурных напряжений.

Подставляя (3а) и (3б) в уравнение (2а) и интегрируя, после преобразования получаем:

$$T_{\text{ср}} = T_0 - \frac{Pr_0^2}{2\lambda(b^2 - a^2)} \times \\ \times \left[ \frac{1}{4r_0^2} (b^4 - a^4) - b^2 \ln \frac{b}{r_0} + a^2 \ln \frac{a}{r_0} \right]. \quad (4)$$

После подстановки (4) в основное уравнение (1) получим следующие уравнения температурных напряжений на поверхностях цилиндрической части конденсатора:

при  $r = a$

$$\sigma_d = \frac{\alpha E P r_0^2}{4\lambda(1-\nu)} \left[ \frac{2b^2}{b^2 - a^2} \ln \frac{b}{a} - (b^2 - a^2) \frac{1}{2r_0^2} - 1 \right]; \quad (5)$$

при  $r = b$

$$\sigma_d = \frac{\alpha E P r_0^2}{4\lambda(1-\nu)} \left[ \frac{b^2 - a^2}{2r_0^2} + \frac{2a^2}{b^2 - a^2} \ln \frac{b}{a} - 1 \right]. \quad (6)$$

Когда  $r_0 = b$  или  $r_0 = a$ , т. е. в случае одностороннего внутреннего или одностороннего наружного охлаждения, уравнения (5) и (6) приводятся к ранее полученным уравнениям температурных напряжений [Л. 1].

Радиус изотермической поверхности максимума температуры можно найти путем совместного решения уравнений Бюо — Фурье и уравнений теплового баланса для слоя I ( $a < r < r_0$ )

$$\left. \begin{aligned} -\frac{2\lambda}{P}(T_0 - T_a) &= \frac{1}{2}(r_0^2 - a^2) - r_0^2 \ln \frac{r_0}{a}; \\ (r_0^2 - a^2)P &= 2a\alpha_1(T_a - T_{jk1}) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

и для слоя II ( $r_0 < r < b$ )

$$\left. \begin{aligned} -\frac{2\lambda}{P}(T_b - T_0) &= \frac{1}{2}(b^2 - r_0^2) - r_0^2 \ln \frac{b}{r_0}; \\ (b^2 - r_0^2)P &= 2b\alpha_2(T_b - T_{jk2}). \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Здесь  $\alpha$  — коэффициент теплоотдачи;  $T_a$  и  $T_b$  — температуры на поверхности конденсатора при  $r = a$  и  $r = b$  соответственно.

Принимая температуру охлаждающей среды  $T_{jk1} = T_{jk2}$  и вводя безразмерный радиус изотермической поверхности максимума температуры  $R_0 \equiv \frac{r_0}{b}$ , получаем:

$$R_0 = \sqrt{\frac{R_1^2 \left( \frac{1}{B_{i1}} - \frac{1}{2} \right) + \left( \frac{1}{B_{i2}} + \frac{1}{2} \right)}{\frac{1}{B_{i1}} + \frac{1}{B_{i2}} + \ln \frac{1}{R_1}}},$$

$$\text{где } R_1 \equiv \frac{a}{b}; B_{i1} \equiv \frac{\alpha_1 a}{\lambda}; B_{i2} \equiv \frac{\alpha_2 b}{\lambda}.$$

На рис. 2 показано, как изменяется положение изотермической поверхности максимума температуры ( $r_0$ ) относительно поверхности, проходящей через середину стенки конденсатора ( $\rho_0$ ), с изменением коэффициента теплоотдачи, т. е.  $\frac{r_0}{\rho_0} = f(a)$

при  $\alpha_1 = \alpha_2$ . Из рис. 2 следует, что при интенсификации теплообмена (т. е. при увеличении  $\alpha$ ) изотермическая поверхность максимума температуры смещается к наружной стенке конденсатора и наоборот. Соответственно изменению положения изотермической поверхности максимума температуры изменяются величина и знак температурных напряжений на внутренней и наружной поверхностих стенки конденсатора. Это показано на рис. 3 для конденсаторов ТГК (для напряженности электрического поля 1 кв/мм и частоты  $2,8 \cdot 10^5$  Гц). Из рисунка видно, что при высоких значениях коэффициента теплоотдачи максимальные растягивающие температурные напряжения будут на внутренней стенке конденсатора, приближаясь по величине к их значению при одностороннем внутреннем охлаждении.

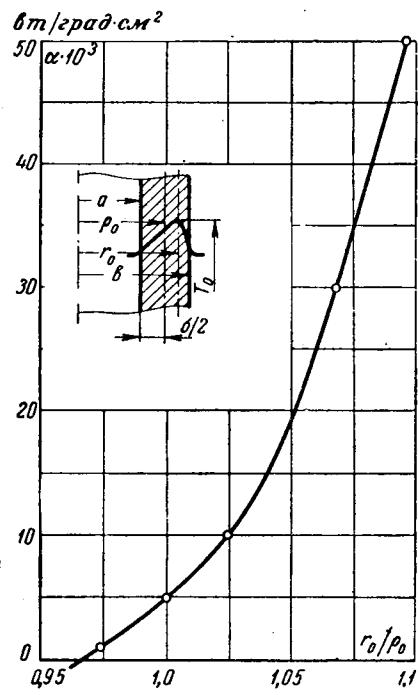


Рис. 2. Изменение положения изотермической поверхности максимума температуры в зависимости от коэффициента теплоотдачи.

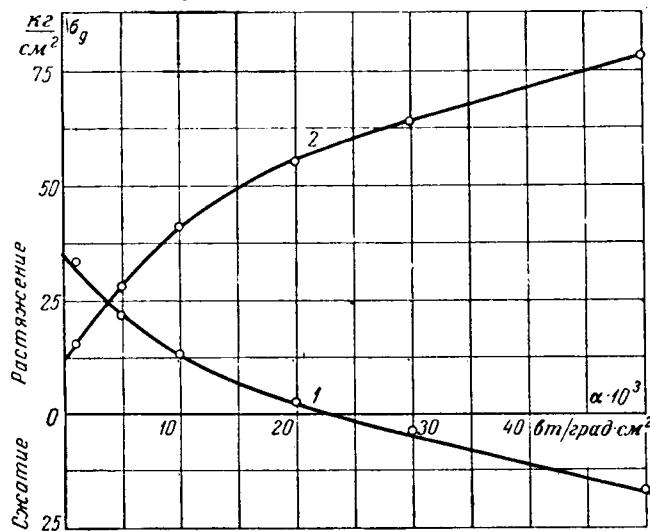


Рис. 3. Зависимость  $\sigma_d$  от коэффициента теплоотдачи ( $E = 1 \text{ кв/мм}$ ).

1 — для наружной стенки; 2 — для внутренней стенки.

Регулируя теплообмен конденсатора, можно изменять величину температурных напряжений в его диэлектрике.

На рис. 4 показана зависимость максимальных температурных напряжений в конденсаторах ТКГ при двустороннем охлаждении от напряженности электрического поля в диэлектрике для частоты  $2,8 \cdot 10^5 \text{ Гц}$  и для двух значений коэффициента теплоотдачи:  $\alpha = 0,001 \text{ вт/град} \cdot \text{см}^2$  — естественное воздушное охлаждение (кривая 3) и  $\alpha = 0,01 \text{ вт/град} \cdot \text{см}^2$  — принудительное воздушное охлаждение (кривая 4). На том же графике нанесены кривые изменения температурных напряжений при одностороннем наружном (кривая 1) и одностороннем внутреннем (кривая 2) принудительном охлаждении.

Как следует из сопоставления кривых на рис. 4, при двустороннем охлаждении конденсаторов температурные напряжения могут быть значительно ниже, чем в случае одностороннего охлаждения. Используя вытекающее из (7) и (8) выражение для максимума температуры

$$T_0 = T_{\infty 1} + \frac{Pb^2}{2\lambda} \left[ \frac{R_0^2 - R_1^2}{B_{i1}} - \frac{R_0^2 - R_1^2}{2} + R_0^2 \ln \frac{R_0}{R_1} \right] \quad (9a)$$

или

$$T_0 = T_{\infty 2} + \frac{Pb^2}{2\lambda} \left[ \frac{1 - R_0^2}{B_{i2}} + \frac{1 - R_0^2}{2} - R_0^2 \ln \frac{1}{R_0} \right], \quad (9b)$$

Рис. 4. Зависимость максимальных значений  $\sigma_d$  от градиента электрического поля в диэлектрике при частоте  $2,8 \cdot 10^5 \text{ Гц}$ .

1 — наружное принудительное водяное охлаждение конденсатора; 2 — внутреннее принудительное водяное охлаждение конденсатора; 3 — двустороннее естественное воздушное охлаждение с  $\alpha = 0,001 \text{ вт/град} \cdot \text{см}^2$ ; 4 — двустороннее принудительное воздушное охлаждение с  $\alpha = 0,01 \text{ вт/град} \cdot \text{см}^2$ .

&lt;/div

# Выпрямители со стабилитронами в цепях пульсирующего тока

Кандидат техн. наук, доц. А. Г. ЗДРОК  
Москва

В различных регулирующих аппаратах переменного тока для обеспечения высокой чувствительности измерительных устройств в цепи выпрямленного тока обычно включаются стабилитроны [Л. 1]. Подобные схемы измерительных устройств приемлемы главным образом для систем низкого напряжения, так как максимальные токи современных полупроводниковых стабилитронов могут достигать 1—2 а. Высоковольтные стабилитроны допускают сравнительно небольшие токи нагрузки. В ряде случаев это ограничивает их применение в измерительных устройствах. Токи нагрузки измерительных устройств могут быть увеличены, если стабилитроны включать не в цепь выпрямленного тока, а в плечи выпрямителя [Л. 2]. В данной статье рассматриваются схемы измерительных устройств и дается анализ их работы при таком включении стабилитронов в однофазной и трехфазной мостовых схемах выпрямления.

**Однофазный выпрямитель для измерительных устройств.** Схема выпрямителя представлена на рис. 1, а.

При анализе работы схемы приняты следующие допущения:

1) к выпрямителю подводится синусоидальное напряжение;

2) вентили считаются идеальными (сопротивление их в прямом направлении равно нулю, в обратном — бесконечности);

3) вольт-амперная характеристика стабилитрона в режиме стабилизации выражена прямыми отрезками (рис. 1, б);

4) стабилитроны каждого плеча имеют одинаковые характеристики.

В схеме на рис. 1, а стабилитроны включены в каждое плечо выпрямителя так, что при работе вентилей в проводящем направлении стабилитроны работают в режиме стабилизации. От обратных напряжений источника стабилитроны защищены вентилями. В каждый полупериод приложенного напряжения работают два плеча вентилей и два стабилитрона. Работа измерительной схемы выпрямления иллюстрируется на рис. 2.

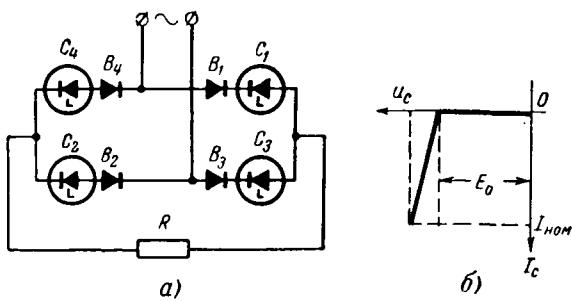


Рис. 1. Схема однофазного измерительного устройства (а) и вольт-амперная характеристика стабилитрона (б).

Для периода проводимости справедливо следующее уравнение:

$$i = 2E_0 + i(2R_d + R), \quad (1)$$

где  $R_d$  — дифференциальное сопротивление кремниевого стабилитрона [Л. 3].

При принятом на рис. 2 отсчете углов ток в цепи будет равен:

$$i = \frac{U_m \cos \omega t - 2E_0}{2R_d + R}. \quad (2)$$

При  $\omega t = \theta$  ток  $i = 0$ . Следовательно, угол  $\theta$  будет определяться соотношением

$$\cos \theta = \frac{2E_0}{U_m}. \quad (3)$$

Мгновенное значение падения напряжения на стабилитроне равно (рис. 2):

$$u_c = \begin{cases} 0,5U_m \cos \omega t & \text{при } (n+0,5)\pi \geq \omega t \geq \theta + n\pi, \\ 0,5(n+1)\pi \leq \omega t \leq n\pi - \theta; \\ \frac{R_d}{2R_d + R} \left( U_m \cos \omega t + \frac{R}{R_d} E_0 \right) & \text{при } n\pi - \theta \leq \omega t \leq \theta + n\pi, \\ 0 & \text{при } (n+1,5)\pi \geq \omega t \geq (n+0,5)\pi; \\ n = 0, 1, 2, \dots \end{cases} \quad (4)$$

Средние значения тока стабилитрона и тока в выходной цепи соответственно равны:

$$I_{c, cp} = \frac{1}{\pi} \int_0^\theta i d\omega t = \frac{U_m}{\pi(2R_d + R)} (\sin \theta - \theta \cos \theta); \quad (5a)$$

$$I_{R, cp} = \frac{2}{\pi} \int_0^\theta i d\omega t = \frac{2U_m}{\pi(2R_d + R)} (\sin \theta - \theta \cos \theta). \quad (5b)$$

При создании измерительных устройств напряжения входной и выходной цепей обычно известны. Во многих случаях, например при работе измерительного устройства на цепь управления магнитного усилителя, необходимо знать среднее значение напряжения выходной цепи. Чтобы при этом оценить параметры элементов измерительного устройства для получения необходимого соотношения между напряжениями выходной и входной цепей, определим их отношение  $\frac{U_{вых}}{U_{вх}}$ .

При синусоидальном напряжении источника, учитывая выражение (5b), получаем:

$$\frac{U_{вых}}{U_{вх}} = \frac{R}{2R_d + R} (\sin \theta - \theta \cos \theta). \quad (6)$$

На рис. 3, а представлены зависимости отношения напряжений  $U_{вых}/U_{вх}$  от отношения  $2E_0/U_m$ , построенные согласно выражению (6) для различных значений  $R/R_d$ . При известных напряжениях

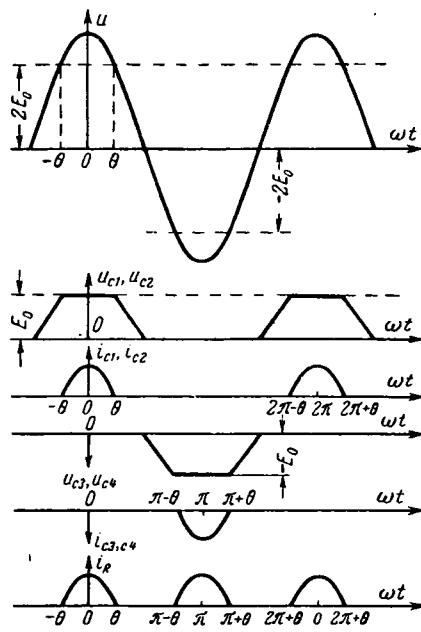


Рис. 2. Формы напряжений и токов в однофазном измерительном устройстве.

входной и выходной цепей с помощью этих зависимостей можно определить необходимую величину  $E_0$ , а, выбрав тип стабилитрона, величина дифференциального сопротивления которого  $R_d$  известна, можно оценить и сопротивление выходной цепи  $R$ . Если параметры стабилитронов и нагрузки известны, то с помощью указанных характеристик можно оценить режимы работы измерительного устройства.

Полупроводниковые стабилитроны характеризуются мощностью рассеяния  $P$ , которая для цепи постоянного тока при принятой аппроксимации их вольт-амперной характеристики будет равна:

$$P = U_c I = E_0 I + R_d I^2. \quad (7)$$

Среднее значение мощности  $P_{cp}$ , рассеиваемой в стабилитроне измерительного устройства, представленного на рис. 1,а, равно:

$$P_{cp} = \frac{1}{\pi} \int_0^\theta u_c i_c d\omega t. \quad (8)$$

Подставив (4) в (8) и учитя принятую аппроксимацию вольт-амперной характеристики стабилитрона (рис. 1,а), получим следующее выражение для среднего значения мощности:

$$P_{cp} = \frac{U_m}{2\pi} \frac{R_d}{(2R_d + R)^2} \left[ \left( \frac{R}{R_d} - 1 \right) \sin \theta \cos \theta + \left( 1 - \frac{R}{R_d} \cos^2 \theta \right) \theta \right]. \quad (9)$$

Чтобы выявить особенности работы стабилитронов в рассматриваемом измерительном устройстве по сравнению с его работой в цепях постоянного тока, необходимо определить отношение  $P_{cp}$  и  $P$  при одном и том же значении тока. На рис. 3,б представлены соответствующие зависимости, полу-

ченные с помощью выражений (5а), (7) и (9). По величине рассеиваемой мощности в стабилитронах рассматриваемая схема эквивалентна схеме измерительного устройства, питаемого однополупериодным выпрямленным напряжением.

Одной из основных характеристик измерительных устройств является чувствительность [Л. 4]. Для схемы на рис. 1,а справедливы следующие уравнения:

$$U_m = 2E_0 + I_m(2R_d + R); \quad (10a)$$

$$\Delta U_m = \Delta I_m(2R_d + R); \quad (10b)$$

$$U_{Rm} = I_m R; \quad (10c)$$

$$\Delta U_{Rm} = \Delta I_m R, \quad (10d)$$

где  $\Delta U_m$  и  $\Delta U_{Rm}$  — приращения амплитуд напряжений входной и выходной цепей измерительного устройства;

$\Delta I_m$  — приращение амплитуды тока измерительного устройства.

Чувствительность измерительного устройства может быть выражена через амплитудные значения напряжений:

$$k = \frac{\Delta U_{Rm}}{U_{Rm}} : \frac{\Delta U_m}{U_m}. \quad (11)$$

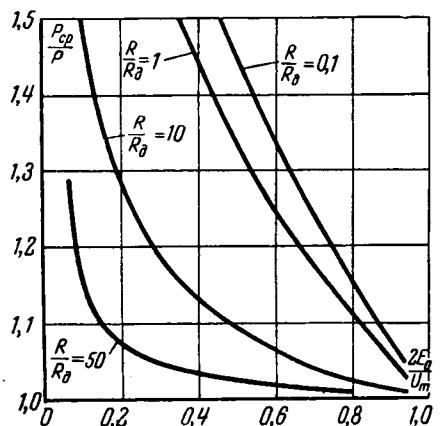
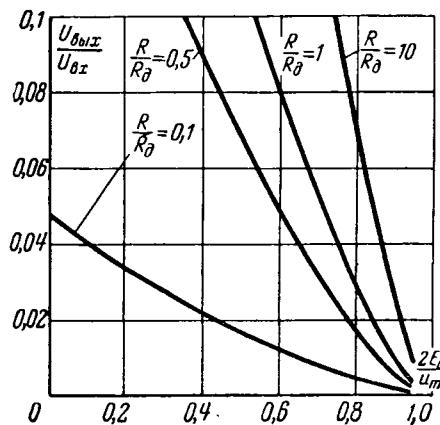


Рис. 3. Относительные значения напряжений выходной цепи измерительного устройства (а) и мощности, рассеиваемой стабилитроном (б).

Подставив выражения (10а—10г) в (11) и исключив ток  $I_m$ , получим:

$$k = \frac{1}{1 - \frac{2E_0}{U_m}}. \quad (12)$$

При одинаковом количестве последовательно включенных стабилитронов аналогичное соотношение имело бы место и в обычных схемах измерительных устройств, питаемых выпрямленным током.

Таким образом, при включении стабилитронов в плечи однофазной мостовой схемы выпрямления ток выходной цепи в 2 раза превышает допустимый ток стабилитронов без снижения при этом чувствительности измерительного устройства относительно амплитудных значений напряжений.

**Трехфазный выпрямитель для измерительных устройств.** Схема выпрямителя представлена на рис. 4. Дополнительно к принятым выше допущениям будем считать, что к выпрямителю подводится трехфазное симметричное напряжение. Как и в однофазной схеме измерительного устройства,

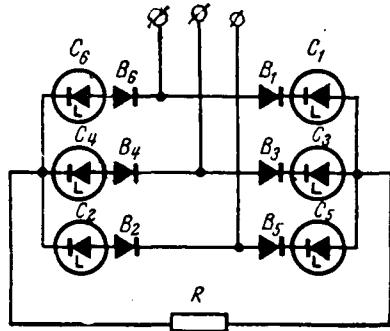


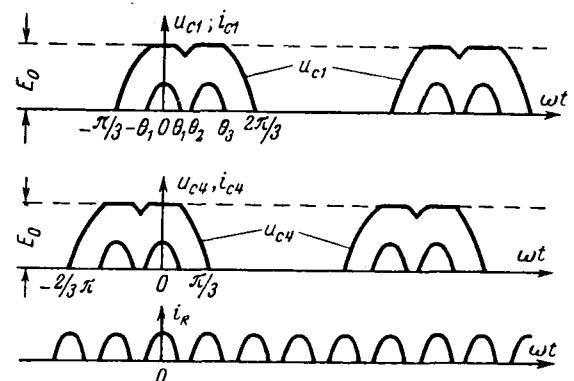
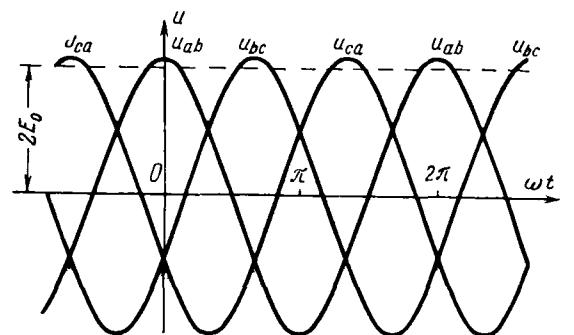
Рис. 4. Схема трехфазного измерительного устройства.

в трехфазной схеме стабилитроны включены в каждое плечо выпрямителя так, что при работе вентиляй в проводящем направлении стабилитроны работают в режиме стабилизации. От обратных напряжений стабилитроны защищены вентилями.

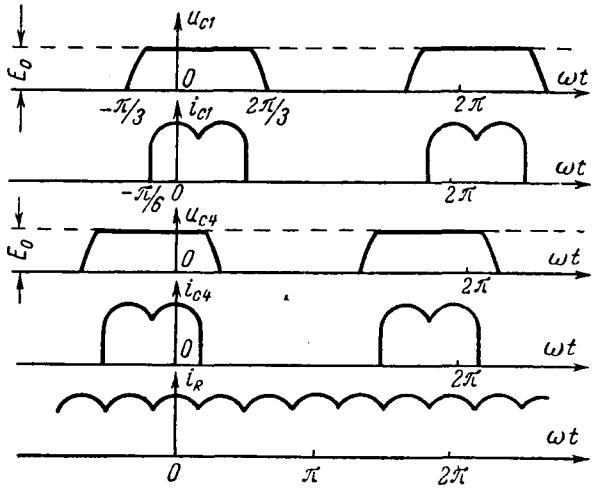
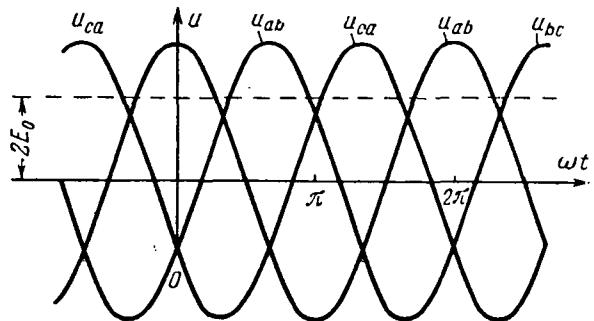
Для трехфазного выпрямителя со стабилитронами характерны два отличающихся друг от друга режима работы измерительного устройства: при  $\cos \theta \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq 1$  и при  $0 \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq \cos \frac{\pi}{6}$ . Режимы работы выпрямителя, соответствующие случаю  $\cos \frac{\pi}{6} \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq 1$ , имеют место при  $\theta \leq \frac{\pi}{6}$ .

Работа выпрямителя в области  $0 \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq \cos \frac{\pi}{6}$  происходит при  $\theta = \frac{\pi}{6}$ . Работа выпрямителя при  $\theta < \frac{\pi}{6}$  определяется выражениями (1) — (3).

На рис. 5, а показаны формы кривых напряжений и токов выпрямителя при  $\theta < \frac{\pi}{6}$ . В каждый полупериод приложенного линейного напряжения работают два плеча вентиляй и два стабилитрона, поэтому для периода проводимости тока справедливы уравнения (1) — (3).



а)



б)

Рис. 5. Формы напряжений и токов в трехфазном измерительном устройстве.

а — при  $\theta < \frac{\pi}{6}$ ; б — при  $\theta = \frac{\pi}{6}$ .

Мгновенное значение напряжения стабилитрона будет равно:

$$u_c = \begin{cases} 0,5U_m [\cos \omega t + \cos(\omega t + 60^\circ)] & \text{при } \left(n - \frac{1}{3}\right) \pi \leq \omega t \leq \left(n - \frac{1}{6}\right) \pi, \\ & (n + 0,5) \pi \leq \omega t \leq \left(n + \frac{2}{3}\right) \pi; \\ 0,5U_m \cos \omega t & \text{при } \left(n - \frac{1}{6}\right) \pi \leq \omega t \leq n\pi - \theta_1, \\ & \left(n + \frac{1}{6}\right) \pi \geq \omega t \geq n\pi + \theta_1; \\ 0,5U_m \cos(\omega t + 60^\circ) & \text{при } \left(n + \frac{1}{6}\right) \pi \leq \omega t \leq n\pi - \theta_2, \\ & (n + 0,5) \pi \geq \omega t \geq n\pi + \theta_3; \\ E_0 + i_R R_d & \text{при } n\pi - \theta_1 \leq \omega t \leq n\pi + \theta_1, \\ & n\pi + \theta_2 \leq \omega t \leq n\pi + \theta_3; \\ 0 & \text{при } \left(n + \frac{2}{3}\right) \pi \leq \omega t \leq \left(n + \frac{5}{3}\right) \pi, \\ & n = 0, 2, 4, \dots \end{cases} \quad (13)$$

Средние значения тока стабилитрона и тока в выходной цепи соответственно равны:

$$I_{c, cp} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\theta} i_c d\omega t = \frac{2U_m}{\pi(2R_d + R)} (\sin \theta - \theta \cos \theta); \quad (14a)$$

$$I_{R, cp} = \frac{6}{\pi} \int_0^{\theta} i_R d\omega t = \frac{6U_m}{\pi(2R_d + R)} (\sin \theta - \theta \cos \theta). \quad (14b)$$

Среднее значение напряжения выходной цепи легко получить из (5б), умножив его на сопротивление  $R$ . Следовательно, для трехфазного измерительного устройства получим:

$$\frac{U_{вых}}{U_{вх}} = \frac{3R}{2R_d + R} (\sin \theta - \theta \cos \theta). \quad (15)$$

Из сравнения выражений (15) и (6) следует, что при одних и тех же параметрах измерительных устройств отношение напряжений  $U_{вых}/U_{вх}$  в трехфазной схеме в 3 раза больше, чем в однофазной. Таким образом, это отношение для трехфазного измерительного устройства при  $\theta < \frac{\pi}{6}$  можно определить с помощью графиков, представленных на рис. 3.

Среднее значение мощности, рассеиваемой в стабилитроне трехфазного измерительного устройства, равно:

$$P_{cp} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\theta} i_c u_c d\omega t. \quad (16)$$

Подставив (13) в (16), получим:

$$P_{cp} = \frac{U_m^2}{\pi} \frac{R_d}{(2R_d + R)^2} \left[ \left( \frac{R}{R_d} - 1 \right) \sin \theta \cos \theta + \left( 1 - \frac{R}{R_d} \cos^2 \theta \right) \theta \right]. \quad (17)$$

Работа трехфазного измерительного устройства в области  $0 \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq \cos \frac{\pi}{6}$  иллюстрируется диаграммами на рис. 5, б. Мгновенное значение напряжения стабилитрона будет равно:

$$u_c = \begin{cases} 0,5U_m [\cos \omega t + \cos(\omega t + 60^\circ)] & \text{при } \left(n - \frac{1}{3}\right) \pi \leq \omega t \leq \left(n - \frac{1}{6}\right) \pi, \\ & (n + 0,5) \pi \leq \omega t \leq \left(n + \frac{2}{3}\right) \pi; \\ E_0 + i_c R_d & \text{при } (6n - 1) \frac{\pi}{6} \leq \omega t \leq (2n + 1) \frac{\pi}{2}; \\ 0 & \text{при } (3n + 2) \frac{\pi}{3} \leq \omega t \leq (3n + 5) \frac{\pi}{3}, \\ & n = 0, 2, 4, \dots \end{cases} \quad (18)$$

Средние значения тока стабилитрона и тока в выходной цепи соответственно равны:

$$I_{c, cp} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\frac{\pi}{6}} i_c d\omega t = \frac{U_m}{\pi(2R_d + R)} \left( 1 - \frac{\pi}{3} \frac{2E_0}{U_m} \right); \quad (19a)$$

$$I_{R, cp} = \frac{6}{\pi} \int_0^{\frac{\pi}{6}} i_R d\omega t = \frac{3U_m}{\pi(2R_d + R)} \left( 1 - \frac{\pi}{3} \frac{2E_0}{U_m} \right). \quad (19b)$$

При  $0 \leq \frac{2E_0}{U_m} \leq \cos \frac{\pi}{6}$  получим:

$$\frac{U_{вых}}{U_{вх}} = \frac{3R}{2(2R_d + R)} \left( 1 - \frac{\pi}{3} \frac{2E_0}{U_m} \right). \quad (20)$$

Среднее значение мощности, рассеиваемой на стабилитроне, при этом составит:

$$P_{cp} = \frac{2}{\pi} \int_0^{\frac{\pi}{6}} i_c u_c d\omega t. \quad (21)$$

Подставив (18) в (21) и воспользовавшись соотношением (19а), получим:

$$P_{cp} = \frac{U_m^2}{\pi} \frac{R_d}{(2R_d + R)^2} \left\{ 0,5(2\pi + 3\sqrt{\pi}) - \left[ 1 - \left( 0,5 - \frac{\pi}{6} \frac{2E_0}{U_m} \right) \frac{R}{R_d} \right] \frac{2E_0}{U_m} \right\}. \quad (22)$$

На рис. 6 представлены зависимости, полученные с помощью выражений (7), (17) и (22).

Из сравнения с однофазным измерительным устройством следует, что при  $2E_0/U_m = 0$  отноше-

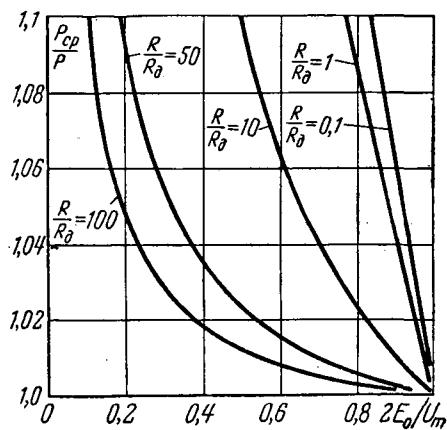


Рис. 6. Относительные значения мощности, рассеиваемой стабилитроном,

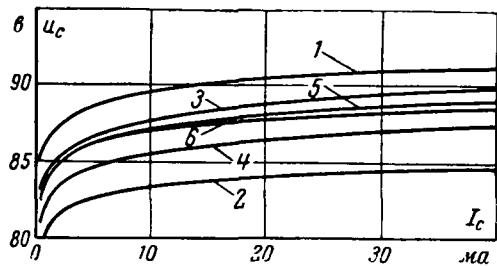
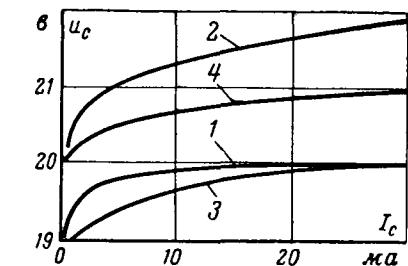


Рис. 7. Статические вольт-амперные характеристики стабилитронов, примененных при экспериментальной проверке.

а — в однофазной схеме; б — в трехфазной схеме.

ние  $P_{cp}/P$  в трехфазной схеме выше. Однако с увеличением  $2E_0/U_m$  отношение  $P_{cp}/P$  в трехфазном измерительном устройстве уменьшается значительно быстрее, чем в однофазном. Поэтому уже при  $2E_0/U_m=0,5-0,6$  в стабилитронах трехфазного измерительного устройства рассеивается меньшая мощность, чем в однофазном измерительном устройстве.

Для трехфазного измерительного устройства справедливы как соотношения (10а—10г), так и выражение (12).

Таким образом, при включении стабилитронов в плечи трехфазной мостовой схемы ток в выходной цепи в 3 раза превышает допустимый ток стабилитронов с сохранением практически тех же величин рассеиваемых в них мощностей, что и в цепях постоянного тока.

**Результаты экспериментальной проверки.** Для проверки соответствия принятой в статье аппроксимации вольт-амперных характеристик стабилитронов условиям реальной их работы были проведены экспериментальные исследования выпрямителей, выполненных по схемам на рис. 1,а и 4.

На рис. 7 представлены вольт-амперные характеристики кремниевых стабилитронов, полученные на постоянном токе при окружающей температуре 20° С. Номера характеристик соответствуют индексам стабилитронов в схеме на рис. 1,а. Измерения и расчет выполнялись для стабилитрона  $C_4$ , имеющего приблизительно среднюю величину стабилизированного напряжения относительно трех других стабилитронов. Согласно принятой аппроксимации

его вольт-амперная характеристика была выражена следующим соотношением:

$$u_c = 20,5 + 17I.$$

При напряжении источника  $U=90$  в и сопротивлении  $R=870$  ом токи стабилитрона  $C_4$  и нагрузки были соответственно равны 10,6 ма и 51 ма. Напряжение на зажимах нагрузки равнялось 44,3 в. Для выбранных параметров выпрямителя рис. 1,а согласно выражению (6) имеем  $U_{вых}/U_{вх}=0,525$ . Расхождение с данными опыта составляет приблизительно 4%.

Мощность, рассеиваемая стабилитроном  $C_4$ , при токе 10,6 ма составляла 0,23 вт. Согласно характеристике 4 на рис. 7 мощность, рассеиваемая стабилитроном  $C_4$  на постоянном токе, приблизительно равна 0,219 вт. Таким образом, отношение мощностей рассеиваемых стабилитроном в схеме на рис. 1,а и на постоянном токе составляет 1,05. Точная оценка этого соотношения с помощью равенств (7) и (9) затруднительна, так как неточность вычисления отдельных слагаемых влечет за собой известную погрешность. Поэтому в проведенной экспериментальной проверке были использованы зависимости  $P_{cp}/P$ , представленные на рис. 3,б. Для  $R/R_d \approx 51$  и  $2E_0/U_m=0,322$  отношение этих мощностей приблизительно равно 1,04. Относительное расхождение с опытными данными оказывается здесь в пределах 1%.

На рис. 7,б представлены вольт-амперные характеристики стабилитронов, включенных в трехфазную мостовую схему (рис. 4). Напряжение источника равнялось 217 в, сопротивление нагрузки составляло 1 050 ом. Среднее значение напряжения на нагрузке было равно 114,4 в. Усредненная вольт-амперная характеристика всех стабилитронов была выражена следующей формулой:

$$u_c = 87 + 67I.$$

Подставив это значение в равенство (22), получим  $U_{вых}/U_{вх}=0,541$ . Отношение этих напряжений, измеренных вольтметрами класса точности 0,5, составляет 0,587, т. е. относительная разница расчетных и экспериментальных данных не превышает 7%. При лучшем совпадении вольт-амперных характеристик стабилитронов расхождение между опытными и расчетными результатами могло быть значительно меньшим.

#### Литература

- Фесенко М. Н., О применении полупроводниковых приборов для регулирования напряжения генераторов постоянного и переменного тока, «Вестник электропромышленности», 1961, № 7.
- Здрок А. Г., Выпрямитель для измерительных устройств, Авторское свидетельство № 153946 опубликовано в «Бюллетене изобретений и товарных знаков», 1963, № 8.
- Атабеков Г. И., Тимофеев А. В. и Хуриков С. С., Теоретические основы электротехники, ч. II, Госэнергоиздат, 1962.
- Веденеев Г. М. и Вершин В. Е., Кремниевые стабилитроны, Госэнергоиздат, 1961.

[25.7.1964]



# Электрические параметры водородсодержащей протяженной пространственно ограниченной дуги

Кандидат техн. наук Д. Г. БЫХОВСКИЙ и инж. М. Г. ФРИДЛЯНД

Ленинград

Изучение теплового баланса протяженной пространственно ограниченной дуги [Л. 1 и 2] показало, что при введении в состав газовой атмосферы аргоновой дуги водорода возрастает эффективность нагрева газа. За счет этого повышается производительность процесса нагрева и снижается его себестоимость.

Несмотря на эти положительные качества, водородсодержащие дуги не нашли еще широкого применения в связи с трудностями их формирования и стабилизации.

Проведенные нами исследования показали, что в водородсодержащих дугах при соблюдении определенного режима формирования тепловые нагрузки на электроды могут быть ниже, чем в дугах аргоно-водородных при одинаковых значениях мощности [Л. 2].

В настоящей работе приведены методика и некоторые результаты исследований электрических параметров водородсодержащей дуги.

Исследования проводились на дуговой головке, геометрия электродов которой рассматривалась ранее [Л. 3].

На рис. 1 приведена электрогазовая схема исследовательской установки. Указанная схема обеспечивает включение и выключение подачи газов в головку, а также изменение их расходов в широких пределах.

При зажигании дуги и при изменении ее параметров меняется сопротивление газовому потоку в области горения дуги. Поэтому в процессе горения дуги производится постоянная подстройка расхода газов. Измерение расхода газов для уменьшения погрешности, особенно в случае водорода, осуществляется с помощью ртутных реометров.

Источник электрического питания дуги — выпрямитель. Для формирования внешних статических характеристик источника применены дроссели насыщения [Л. 3].

Все приведенные в работе результаты относятся к варианту тангенциальной подачи газа в дугу [Л. 1]. При тангенциальной подаче обеспечиваются более широкий диапазон изменения параметров (тока, расхода водорода), более высокие значения напряжения и мощности дуги.

При аксиальной подаче газа необходимо тщательно выдерживать не только режим горения дуги, но и режим ее формирования (рис. 2). Дуга зажигается в одном аргоне при токе не более 100 а, после чего ток доводится до 150—170 а и в дугу подается водород в количестве не свыше 400 л/ч.

Рис. 1. Электрогазовая схема установки для исследований дуги.

1 — баллоны с аргоном и водородом; 2 — газовые редукторы; 3 — газовые краны; 4 — электрогазовые клапаны; 5 — реометры; 6 — газовый смеситель; 7 — дуговая головка; 8 — источник питания.

Затем ток увеличивается до заданного, а расход водорода доводится до нужного в эксперименте.

По окончании периода формирования дуги начинается период стабильного ее горения, в течение которого параметры процесса могут регулироваться в широких пределах.

Исследования показали, что формирование водородсодержащей дуги, абсолютно необходимое в случае тангенциальной подачи газа, целесообразно и в случае аксиальной подачи газа, так как позволяет исключить эрозию электродов, особенно анода, при выводе дуги на режим.

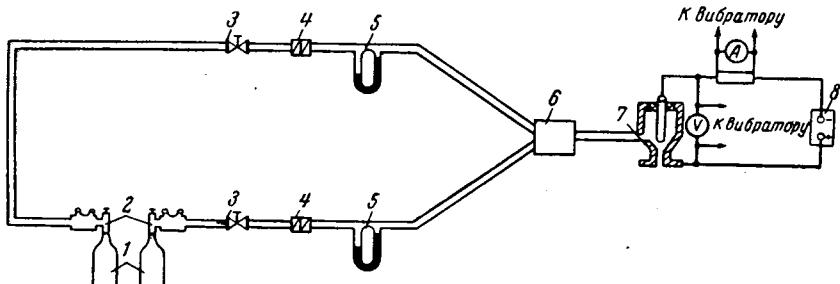
Лучшие условия работы катода при тангенциальной подаче газа объясняются, вероятно, следующими причинами. Во-первых, боковая поверхность катода более интенсивно охлаждается. Во-вторых, благодаря завихрению газа у торца катода создается зона пониженного давления. За счет этих факторов катодное пятно локализуется на торце стержневого катода.

Лучшие условия работы анода при тангенциальной подаче газа можно объяснить более равномерным распределением теплового потока по поверхности анода [Л. 1].

Подтверждением того, что при тангенциальной подаче газа в лучших условиях работают электроды, может служить следующий факт. Если формирующее сопло электрически изолировано от анода, значительное увеличение расхода водорода не приводит к разрушению сопла и в случае аксиальной подачи газа.

При изменении исследуемого параметра в достаточно широком диапазоне в результате изменения теплового режима работы электродов возможны необратимые изменения в их геометрии. А так как необходимо все исследования проводить на одной геометрии электродов, небольшие изменения которой могут существенно нарушить заданный режим горения дуги, необходимо тщательно следить за постоянством геометрии электродов в процессе исследований. Наилучшим способом проверки неизменности геометрии электродов является многократное повторение эксперимента во всем диапазоне изменения исследуемого параметра.

Наряду с многократным повторением экспериментов для получения воспроизводимых результа-



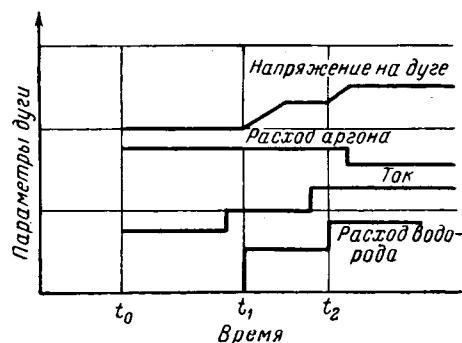


Рис. 2. Циклограмма горения водородсодержащей дуги в период ее формирования.

тров необходимо определить также влияние направления и скорости изменения переменной величины.

В дугах с нефиксированными электродными областями (в рассматриваемой дуге — с анодной областью) направление изменения варьируемой величины может оказывать влияние на абсолютное значение полученного результата. В связи с этим многократное повторение опытов должно производиться при изменении варьируемого параметра в обоих направлениях.

Из этих же соображений необходимо учитывать и скорость изменения варьируемого параметра, ко-

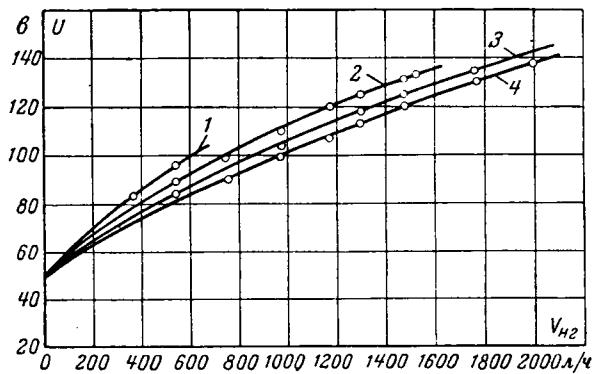


Рис. 4. Зависимость напряжения на дуге от расхода водорода при различных значениях тока  $I_d$ . Расход аргона  $2,0 \text{ м}^3/\text{ч}$ .  
Кривая 1 —  $I_d = 100 \text{ а}$ ; кривая 2 —  $I_d = 150 \text{ а}$ ; кривая 3 —  $I_d = 200 \text{ а}$ ; кривая 4 —  $I_d = 250 \text{ а}$ .

торая должна быть достаточно малой для возможности изучения равновесного состояния дуги. Время же установления равновесия может измеряться десятками секунд.

В качестве примера влияния скорости и направления изменения варьируемого параметра на конечные результаты можно привести осциллограмму горения дуги (рис. 3). При нарастании тока мгновенное максимальное значение напряжения при токе 135 а составляет 135 в, при уменьшении тока и той же величине — 114 в. Направление изменения варьируемого параметра (тока) указано на осциллограмме стрелкой.

Соблюдение перечисленных условий: регулирование дуги по определенному циклу, многократное повторение опытов при изменении варьируемого параметра в обоих направлениях и контроль скорости изменения варьируемого параметра — обеспечивает

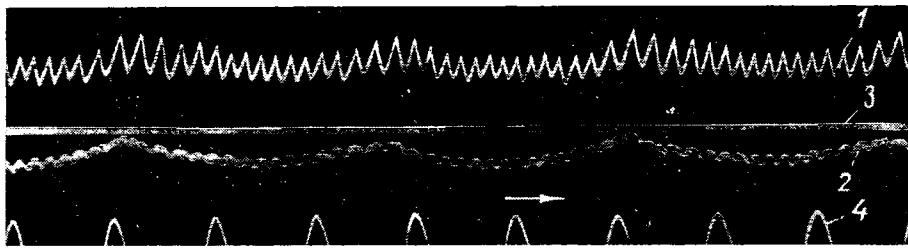


Рис. 3. Осциллограмма дуги, снятая при токе  $I_d = 150 \text{ а}$  и напряжении  $U_d = 100 \text{ в}$ . Расход аргона  $V_{Ar} = 2,0 \text{ м}^3/\text{ч}$ .

Кривая 1 — напряжение на дуге; кривая 2 — ток дуги; кривая 3 — нулевая линия; кривая 4 — отметчик времени, 500 гц.

получение воспроизводимых результатов при исследовании водородсодержащей дуги.

Обычно в дуге с фиксированными электродными областями влияние различных факторов на ее параметры относится к определенной длине дуги. В исследуемой дуге, электродные области которой нефиксированные, все данные должны относиться не к эффективной ее длине, а к заданной геометрии электродов.

На рис. 4 приведена зависимость напряжения на дуге от расхода водорода при различных значениях тока. Каждая точка на данных кривых полу-

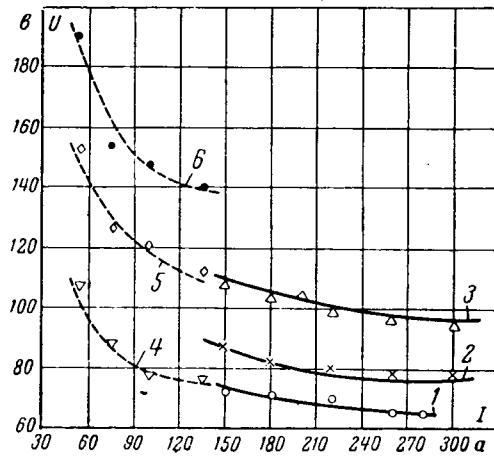


Рис. 5. Зависимость напряжения на дуге от тока  $I_d$  при различных значениях расхода водорода  $V_{H_2}$ . Расход аргона  $V_{Ar} = 2,0 \text{ м}^3/\text{ч}$ .  
Кривые 1, 4 —  $V_{H_2} = 540 \text{ л}/\text{ч}$ ; кривые 2, 5 —  $V_{H_2} = 980 \text{ л}/\text{ч}$ ; кривые 3, 6 —  $V_{H_2} = 1480 \text{ л}/\text{ч}$ .

чена в результате проведения 15 циклов изменения расхода водорода от 0 до максимума и обратно. Скорость изменения расхода водорода не превышала 10 л/сек. Все кривые выходят из одной точки на кривой ординат, так как напряжение на дуге при нулевом расходе водорода мало зависит от тока в исследуемом диапазоне параметров. При токе, равном 100 а, увеличить расход водорода более 600 л/ч не удалось из-за обрыва дуги вследствие резкого увеличения напряженности поля.

Исследования показали, что при расходе водорода свыше 600 л/ч изменение расхода аргона от 1,0 до 3,0  $\text{м}^3/\text{ч}$  практически не влияет на напряжение дуги (таблица).

Зависимость напряжения аргоноводородной дуги от расхода аргона при различных значениях расхода водорода. Ток 200 а

Расход водорода, л/ч	Расход аргона, м <sup>3</sup> /ч			
	1,0	1,5	2,0	3,0
540	66,3±2,5	64,7±1,6	65,0±1,7	67,6±0,8
980	82,8±0,2	82,5±0,2	82,8±0,2	82,8±0,2
1480	102,2±0,2	102,5±0,2	102,5±0,1	101,5±0,2

На рис. 5 (кривые 1—3) приведена зависимость средних значений напряжения на дуге от тока при различных значениях расхода водорода. Скорость изменения тока в экспериментах не превышала 15 а/сек.

В [Л. 3] показано, что характер высокочастотной составляющей в кривой напряжения дуги связан

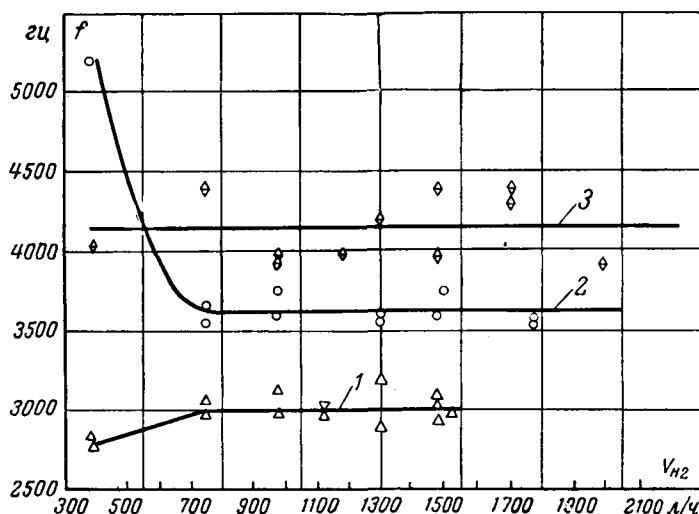


Рис. 6. Зависимость частоты высокочастотной составляющей от расхода водорода при различных значениях тока.

Кривая 1 —  $I_d = 150$  а; кривая 2 —  $I_d = 200$  а; 3 —  $I_d = 250$  а.

с режимом функционирования электродов. Поэтому в настоящей работе определялось влияние тока и расхода водорода не только на средние, но и на мгновенные значения напряжения дуги.

Так как источник питания дуги — трехфазный двухполупериодный выпрямитель, то в кривой тока наблюдаются колебания с частотой 300 Гц. Для возможности сравнивать различные режимы необходимо выбрать в кривой тока характеристические точки. В качестве таковых приняты точки перехода кривой тока через максимум и минимум, т. е. два значения тока, отличающиеся на 30 эл. град.

На рис. 6 и 7 приведены зависимости частоты и амплитуды высокочастотной составляющей в кривой напряжения от тока и расхода водорода. Пара-

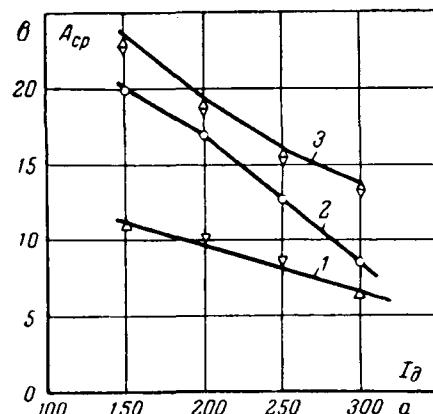


Рис. 7. Зависимость амплитуды высокочастотной составляющей в кривой напряжения от тока при различных значениях расхода водорода.  
Кривая 1 —  $V_{H2} = 540$  л/ч; кривая 2 —  $V_{H2} = 980$  л/ч; кривая 3 —  $V_{H2} = 1480$  л/ч.

метры высокочастотной составляющей определялись в участках кривой напряжения, соответствующих переходу кривой тока через максимум.

На рис. 5 (кривые 4—6) приведена зависимость мгновенных максимальных значений напряжения, соответствующих минимумам в кривой тока, от тока при различных значениях расхода водорода. Приведенная зависимость характеризует устойчивость горения дуги.

**Выводы.** 1. При расходе водорода свыше определенной величины изменение расхода аргона практически не влияет на напряжение дуги.

2. Расход водорода и напряжение дуги в исследованном диапазоне параметров связаны между собой линейной зависимостью.

3. Увеличение тока приводит к снижению амплитуды и росту частоты высокочастотной составляющей в кривой напряжения.

4. Увеличение расхода водорода вызывает рост амплитуды высокочастотной составляющей.

#### Литература

1. Быховский Д. Г. и Фридлянд М. Г., Исследование тепловых потоков в протяженной пространственно ограниченной дуге, горящей в среде аргона, «Теплофизика высоких температур», 1964, № 1.

2. Быховский Д. Г. и Фридлянд М. Г., Изучение теплового баланса протяженной пространственно ограниченной дуги, горящей в двухкомпонентной газовой среде, «Теплофизика высоких температур», 1964, № 3.

3. Быховский Д. Г. и Фридлянд М. Г., Исследование электрических параметров протяженной пространственно ограниченной дуги, горящей в среде аргона, «Электричество», 1964, № 12.

[18.2.1965]



# Несимметричные режимы двухполупериодного магнитного усилителя с самонасыщением

Инж. В. Е. НЕЙМАРК и кандидат техн. наук Т. Х. СТЕФАНОВИЧ  
Москва

При анализе работы двухсердечниковых магнитных усилителей обычно принимают, что процессы перемагничивания сердечников протекают симметрично со сдвигом во времени на половину периода. Однако практически магнитные свойства сердечников любого усилителя в большей или меньшей степени отличаются друг от друга. По этой причине действительный процесс перемагничивания сердечников несимметричен.

Другой причиной нарушения симметрии процесса перемагничивания является разница в числе витков нагрузочных обмоток сердечников. Различие характеристик вентиляй в цепях нагрузочных обмоток, неравенство напряжений на обмотках трансформатора при включении усилителя по схеме с нулевой точкой также нарушают симметрию.

Оценка влияния несимметрии на качество характеристик «вход — выход» усилителя при определении допусков на точность подбора его элементов является главной.

В настоящей статье рассматриваются процессы в двухполупериодном магнитном усилителе с самонасыщением с учетом несимметрии, вызванной различием магнитных параметров сердечников. В ней приведена качественная оценка влияния магнитной несимметрии сердечников на характеристики «вход — выход» усилителей.

На рис. 1 показаны графики изменения во времени магнитного потока, напряжения на нагрузочном сопротивлении, а также динамические петли гистерезиса сердечников несимметричного магнитного усилителя для предельных циклов перемагничивания.

Цепи переменного тока и управления такого усилителя описываются следующими уравнениями:

в рабочий полупериод сердечника А

$$w_{\sim} \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{pA}}{dt} + i_{\mu} r_h = U_m \sin \omega t; \quad (1)$$

в рабочий полупериод сердечника Б

$$w_{\sim} \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{pB}}{dt} + i_{\mu} r_h = U_m \sin \omega t; \quad (2)$$

в управляемый полупериод сердечника А

$$w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{yA}}{dt} + i_y r_y = E_y - w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{pB}}{dt}; \quad (3)$$

в управляемый полупериод сердечника Б

$$w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{yB}}{dt} + i_y r_y = E_y - w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{pA}}{dt}, \quad (4)$$

где  $\Phi_{pA}$  и  $\Phi_{pB}$  — потоки в сердечниках А и Б, соответствующие рабочим полупериодам;

$\Phi_{yA}$  и  $\Phi_{yB}$  — потоки в сердечниках, соответствующие управляемым полупериодам.

Числа витков нагрузочных обмоток  $w_{\sim}$  приняты одинаковыми.

Правые части уравнений (1) — (4) содержат напряжения, вызывающие изменение потока; так, на-

пример, в управляемый полупериод сердечника А изменение потока в нем вызвано изменением напряжения, приложенного к цепи управления  $E_y$ , и э. д. с., наведенной в управляемой обмотке при изменении магнитного потока сердечника Б, для которого рассматриваемый полупериод является рабочим.

Проанализируем режим работы усилителя при малом сопротивлении цепи управления  $r_y = 0$ . Очевидно, что в этом случае величина постоянной составляющей падения напряжения в сопротивлении  $r_y$  и соответствующее ей напряжение управления  $E_y$  также стремятся к нулю, и уравнения (3) и (4) принимают вид:

$$\frac{d\Phi_{yA}}{dt} = - \frac{d\Phi_{pB}}{dt},$$

$$\frac{d\Phi_{yB}}{dt} = - \frac{d\Phi_{pA}}{dt}.$$

После интегрирования этих выражений получим:

$$\Delta\Phi_{yA} = \Delta\Phi_{pB}; \quad (5)$$

$$\Delta\Phi_{yB} = \Delta\Phi_{pA}, \quad (6)$$

где  $\Delta\Phi_{yA}$ ,  $\Delta\Phi_{yB}$  — модули приращения потоков сердечников А и Б в управляемые, а  $\Delta\Phi_{pA}$  и  $\Delta\Phi_{pB}$  — в рабочие полупериоды.

Учитывая, что в стационарном режиме для усилителя справедливы равенства:

$$\Delta\Phi_{yA} = \Delta\Phi_{pA}$$

и

$$\Delta\Phi_{yB} = \Delta\Phi_{pB},$$

из уравнений (5) и (6) получим:

$$\Delta\Phi_{yA} = \Delta\Phi_{yB}. \quad (7)$$

Динамические петли гистерезиса сердечников А и Б и графики изменения потоков для случая  $r_y = 0$  показаны на рис. 1, а.

Равенство перепадов потока в управляемые полупериоды приводит к тому, что, несмотря на различные петель гистерезиса, углы насыщения сердечников остаются одинаковыми:

$$\alpha_A = \alpha_B.$$

Влиянием разницы в намагничающих токах сердечников можно пренебречь.

При большом сопротивлении цепи управления

$$E_y \gg w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_p}{dt},$$

и поэтому изменение потока в управляемые полупериоды определяется только изменением напряжения управления. В этом случае уравнения (3) и (4) принимают следующий вид:

$$w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{yA}}{dt} + i_y r_y = E_y; \quad (8)$$

$$w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_{yB}}{dt} + i_y r_y = E_y. \quad (9)$$

Таким образом, при большом  $r_y$  нарушается связь между сердечниками, осуществлявшаяся ранее через обмотку управления. Вследствие этого процессы перемагничивания в каждом из сердечников протекают независимо друг от друга (рис. 1, б). Углы насыщения сердечников становятся неодинаковыми ( $\alpha_A < \alpha_B$ ) и определяются динамическими петлями гистерезиса каждого сердечника.

Физическая сущность процессов, обусловливающих изменение соотношения углов насыщения, может быть выяснена, если рассмотреть э. д. с.  $e_A$  и  $e_B$ , наводимые в управляемой обмотке при изменении магнитного потока каждого из сердечников в отдельности, причем для любого момента времени переменная составляющая э. д. с. в обмотке управления  $e_y$  равна сумме э. д. с., наводимых в каждом сердечнике:

$$e_y = e_A + e_B. \quad (10)$$

Составляющие э. д. с.  $e_A$  и  $e_B$  могут быть определены экспериментально при помощи двух измерительных обмоток, каждая из которых расположена на соответствующем сердечнике. На рис. 2 представлены осциллограммы э. д. с. на зажимах указанных измерительных обмоток, а также напряжения на нагрузочном сопротивлении.

Величина переменной составляющей результирующей э. д. с.  $e_y$  в контуре обмотки управления может быть определена на основании уравнений (3) и (4).

В управляемый полупериод сердечников  $A$  и  $B$  э. д. с. соответственно равна:

$$e_y = e_A + e_B = w_y \cdot 10^{-8} \left( \frac{d\Phi_{yA}}{dt} + \frac{d\Phi_{pB}}{dt} \right) = e_{yA} + e_{pB}; \quad (11)$$

$$e_y = e_A + e_B = w_y \cdot 10^{-8} \left( \frac{d\Phi_{yB}}{dt} + \frac{d\Phi_{pA}}{dt} \right) = e_{yB} + e_{pA}. \quad (11a)$$

Если пренебречь падением напряжения от намагничающего тока и падением напряжения в вентилях, то э. д. с.  $e_{pA}$  и  $e_{pB}$  можно представить отрезками синусоид и выразить через напряжение питания усилителя:

$$w_y \cdot 10^{-8} \frac{d\Phi_p}{dt} = - \frac{w_y}{\omega} U_m \sin \omega t. \quad (12)$$

После насыщения соответствующего сердечника при  $\omega t = \alpha_n$  эти составляющие обращаются в нуль.

При большом  $r_y$  форма кривых  $e_{yA}$  и  $e_{yB}$  значительно отличается от формы кривых  $e_{pA}$  и  $e_{pB}$ . По мере уменьшения  $r_y$  эта разница уменьшается, так как изменение потока в управляемый полупериод все в большей степени определяется действием э. д. с.  $e_p$ . Сближение формы кривых свидетельствует об уменьшении результирующей э. д. с.  $e_y$  для каждого момента времени, что видно из сопоставления кривых, изображенных на рис. 2.

Для симметричного усилителя справедливо уравнение

$$e_A(\omega t) = e_B(\omega t + \pi). \quad (13)$$

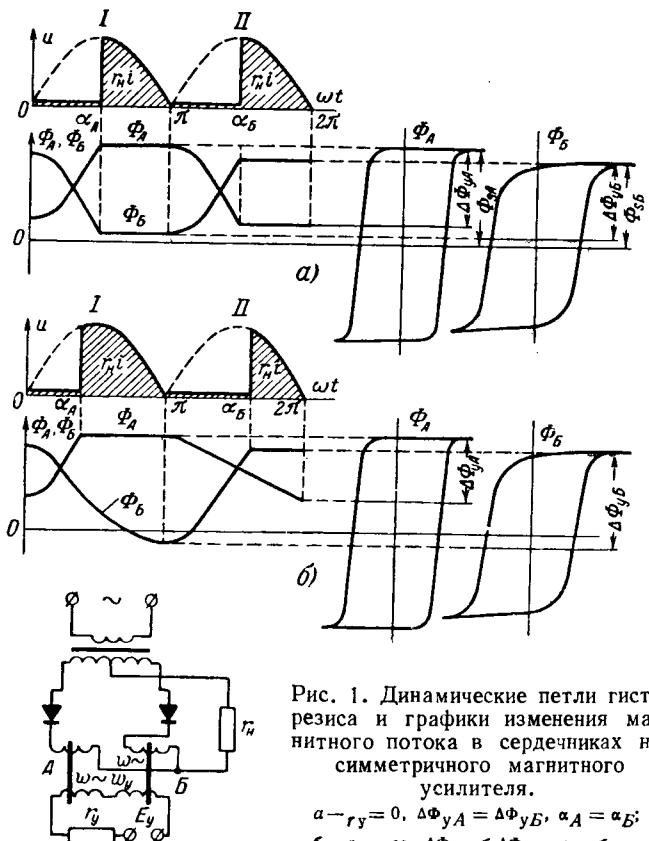


Рис. 1. Динамические петли гистерезиса и графики изменения магнитного потока в сердечниках несимметричного магнитного усилителя.

а —  $r_y = 0$ ,  $\Delta\Phi_{yA} = \Delta\Phi_{yB}$ ,  $\alpha_A = \alpha_B$ ;  
б —  $r_y = \infty$ ,  $\Delta\Phi_{yA} < \Delta\Phi_{yB}$ ,  $\alpha_A < \alpha_B$ .

Электродвижущая сила  $e_y$ , являющаяся суммой  $e_A$  и  $e_B$ , содержит только четные гармоники.

В случае несимметрии сердечников соотношение (13) не выдерживается и в кривой  $e_y$  появляются составляющие, которые нарушают ее симметрию.

На рис. 2, г изображен график  $e_y$  несимметричного усилителя. Сравнение участков этого графика для управляемых полупериодов обоих сердечников показывает, что в управляемый полупериод сердечника  $A$  с меньшим углом насыщения средняя за полпериода отрицательная (размагничивающая) площадь, ограниченная кривой  $e_y$ , больше, чем в управляемый полупериод сердечника  $B$ .

Для оценки этой разницы представим кривую  $e_y$  в виде суммы двух составляющих:  $e_q$ , содержащей только четные гармоники, и  $e_n$ , период которой равен периоду напряжения питающей сети:

$$e_y(\omega t) = e_q(\omega t) + e_n(\omega t), \quad (14)$$

составляющую  $e_n$  в дальнейшем условно будем называть «несимметричной».

Далее запишем:

$$e_q(\omega t) = e_A(\omega t) + e_A(\omega t + \pi); \quad (15)$$

$$e_n(\omega t) = e_B(\omega t) - e_A(\omega t + \pi). \quad (16)$$

Графическое определение  $e_n$  по уравнению (16) показано на рис. 2, ж.

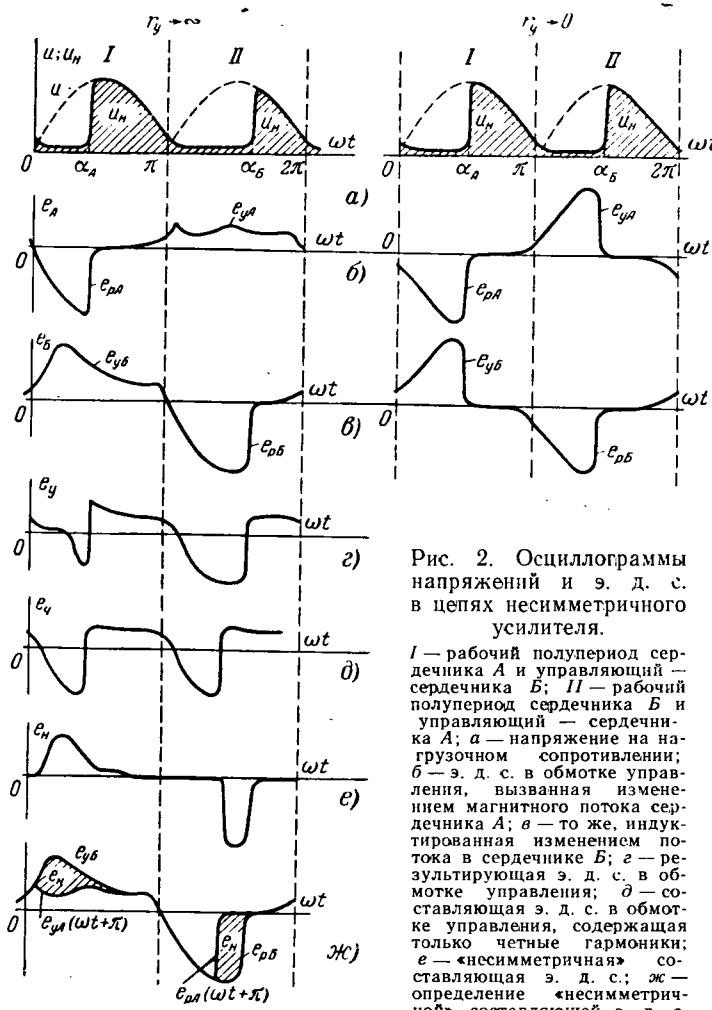


Рис. 2. Осциллограммы напряжений и э. д. с. в цепях несимметричного усилителя.

I — рабочий полупериод сердечника А и управляющий сердечника Б; II — рабочий полупериод сердечника Б и управляющий — сердечника А; а — напряжение на нагрузочном сопротивлении; б — э. д. с. в обмотке управления, вызванная изменением магнитного потока сердечника А; в — то же, индуцированная изменением потока в сердечнике Б; г — результатирующая э. д. с. в обмотке управления; д — составляющая э. д. с. в обмотке управления, содержащая только четные гармоники; е — «несимметричная» составляющая э. д. с.; ж — определение «несимметричной» составляющей э. д. с.

Среднее значение  $e_n$  в управляющий полупериод сердечника А может быть определено по следующему выражению:

$$e_{n,sp} = \frac{1}{\pi} \int_{\alpha_A}^{2\pi} e_n(\omega t) d(\omega t) = \\ = \frac{1}{\pi} \int_{\alpha_A}^{2\pi} [e_{pB}(\omega t) - e_{pA}(\omega t + \pi)] d(\omega t).$$

С учетом уравнения (12) получим:

$$e_{n,sp} = -\frac{1}{\pi} \frac{w_y}{w_y} U_m \int_{\alpha_A}^{\alpha_B} \sin \omega t d(\omega t).$$

Подынтегральное выражение пропорционально разности относительных значений токов нагрузочных обмоток сердечников А и Б усилителя. На основании этого можно окончательно записать:

$$e_{n,sp} = -\frac{2}{\pi} U_m \frac{w}{w_y} (I_{nA}^* - I_{nB}^*). \quad (17)$$

В управляющий полупериод сердечника Б величина  $e_{n,sp}$  остается такой же и лишь меняет свой знак, поскольку в кривой  $e_n$  отсутствует постоянная составляющая.

Составляющая э. д. с.  $e_n$ , график которой изображен на рис. 2, д, оказывает одинаковое действие на ход процесса в управляющие полупериоды обоих сердечников, «несимметричная»  $e_n$  (рис. 2, е) отрицательна в управляющий полупериод сердечника А, т. е. вызывает его дополнительное размагничивание, и положительна в управляющий полупериод сердечника Б, стремясь уменьшить его размагничивание.

Таким образом, в усилителе с несимметричными сердечниками имеет место эффект самовыравнивания углов насыщения, вызываемый «несимметричной» составляющей э. д. с. в обмотке управления.

Эффект самовыравнивания проявляется тем сильнее, чем меньше сопротивление цепи управления. Из осциллограмм, изображенных на рис. 2, следует, что при  $r_y \approx 0$  углы насыщения становятся одинаковыми, что согласуется с полученными выше выводами [уравнение (7)].

Для выяснения влияния магнитной асимметрии сердечников на характеристику «вход — выход» усилителя сравним характеристики усилителей при следующих вариантах подбора сердечников:

одинаковые сердечники типа А;

одинаковые сердечники типа Б;

один сердечник типа А, второй — типа Б.

На рис. 3 показаны экспериментально определенные характеристики «вход — выход» этих усилителей при различных значениях  $r_y$ .

Взаимное расположение характеристик на рис. 3, соответствующих одному и тому же значению  $r_d$ , подчиняется неравенству

$$I_{nA} > I_{nAB} > I_{nB}, \quad (18)$$

где  $I_{nA}$ ,  $I_{nB}$ ,  $I_{nAB}$  — значения токов выхода усилителей при одной и той же величине тока управления.

При большом сопротивлении  $r_y$  (кривые 1—3) влияние одного сердечника на другой отсутствует.

В этом случае для несимметричного усилителя среднее значение тока в нагрузочной обмотке равно:

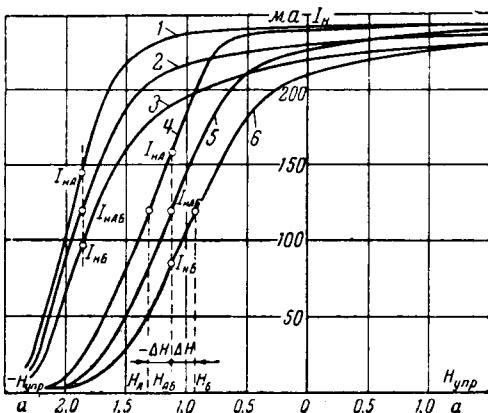


Рис. 3. Характеристики усилителей при различных вариантах объединения сердечников.

1, 4 — усилитель на двух сердечниках типа А; 3, 6 — усилитель на двух сердечниках типа Б; 2, 5 — усилитель на сердечниках А и Б; 1, 2, 3 — при большом  $r_y$ ; 4, 5, 6 — при малом  $r_y$ .

в первый полупериод

$$I_{nAB} = I_{nA};$$

во второй полупериод

$$I_{nAB} = I_{nB}.$$

Среднее за период значение тока в нагрузке составляет:

$$I_{nAB} = \frac{I_{nA} + I_{nB}}{2}. \quad (19)$$

При малом сопротивлении цепи управления выражение (19) справедливо для прямолинейного участка характеристики (кривые 4—6), однако в отличие от предыдущего случая указанное соотношение соблюдается также и в любую половину периода, что является следствием самовыравнивания углов насыщения.

Для верхнего участка характеристики несимметричного усилителя при малом  $r_y$

$$I_{nAB} > \frac{I_{nA} + I_{nB}}{2}, \quad (20)$$

причем по-прежнему остается справедливым и соотношение (18).

Увеличение тока выхода усилителя объясняется следующим обстоятельством.

Чтобы размагнитить сердечник  $A$ , работающий в режиме более глубокого насыщения, на ту же величину, на которую подмагничивается сердечник  $B$ , требуется большая н. с. управления. Однако средние за полпериода значения размагничивающих и подмагничивающих ампер-витков, вызываемых  $e_n$ , одинаковы для обоих сердечников. Поэтому сердечник  $A$  размагничивается меньше, чем подмагничивается сердечник  $B$ , и характеристика несимметричного усилителя в рассматриваемой области располагается несколько выше средней характеристики.

Как отмечалось выше, действие «несимметричных» составляющих тока управления приводит при малом сопротивлении  $r_y$  к равенству углов насыщения сердечников.

Очевидно, что в силу магнитной асимметрии сердечников для получения одной и той же величины угла насыщения требуются различные величины н. с. управления. Последние могут быть определены по кривым 4 и 6 и имеют следующие значения:

для сердечника  $A$  —  $H_A$ ;

для сердечника  $B$  —  $H_B$ .

Фактически постоянная составляющая тока управления создает н. с., равную  $H_{AB}$ . Разница между  $H_A$  и  $H_{AB}$ ,  $H_B$  и  $H_{AB}$  компенсируется «несимметричными» составляющими  $i_n$  тока управления, т. е.

$$i_{nA} w_y = H_A - H_{AB} = -\Delta H;$$

$$i_{nB} w_y = H_B - H_{AB} = \Delta H,$$

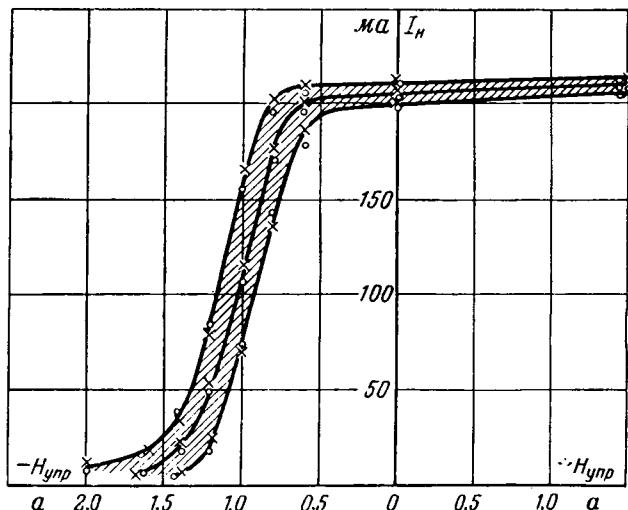


Рис. 4. Область и средняя характеристика партии усилителей.

— сердечники подобраны в пары по динамическим петлям характеристик;  $\times$  — сердечники объединены в пары произвольно.

откуда можно определить средние за полпериода значения «несимметричных» составляющих тока управления:

$$-i_{nA} = i_{nB} = \frac{\Delta H}{w_y}. \quad (21)$$

Процесс изготовления двухполупериодных магнитных усилителей на тороидальных сердечниках включает в себя два обязательных этапа:

отбор (отбраковку) сердечников;  
подбор пар сердечников.

Для каждого типа магнитных усилителей устанавливаются допустимые магнитные характеристики сердечников. Сердечники, имеющие параметры ниже допустимых, бракуются.

В дальнейшем из отобранных сердечников подбираются пары с близкими магнитными свойствами. Семейство характеристик «вход — выход» партии усилителей образует некоторую область, границы которой зависят от параметров сердечников с предельными для данной партии магнитными свойствами.

Качество партии усилителей может быть оценено по средней и граничным характеристикам области. Однако имеет значение также закон распределения характеристик внутри области.

Как было показано выше, среднее значение тока нагрузки усилителя, собранного на сердечниках с различными магнитными свойствами (типа  $A$  и  $B$ ), характеризуется соотношением:

$$I_{nAB} = \frac{I_{nA} + I_{nB}}{2}.$$

С другой стороны, для средней характеристики партии, состоящей из  $2n$  сердечников, имеем:

$$I_{nAB\text{ср}} = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n I_{nAB\ k}.$$

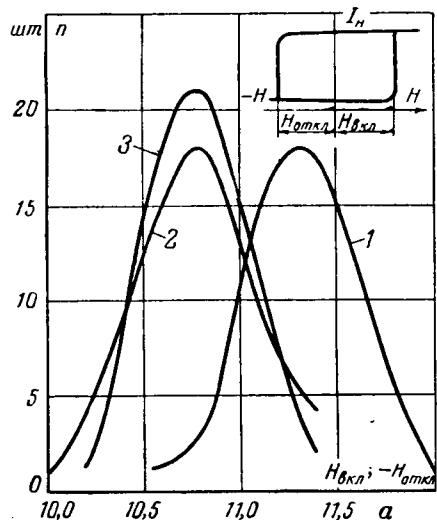


Рис. 5. Распределение характеристик.  
1 — токи включения реле при обоях способах объединения сердечников в пары; 2 — токи отключения реле на усилителях с подобранными парами; 3 — то же при произвольно объединенных сердечниках.

Поэтому

$$I_{AB \text{ср}} = \frac{1}{2n} \sum_{k=1}^n (I_{hA} + I_{hB})_k. \quad (22)$$

Из выражения (22) очевидно, что расположение прямолинейного участка средней характеристики партии усилителей не зависит от вариантов подбора сердечников в пары и определяется лишь магнитными параметрами сердечников партии.

Аналогично можно показать, что при произвольном объединении сердечников в пары выражение (20) для верхнего участка характеристики остается справедливым и для средней характеристики партии усилителей, а семейство характеристик согласно неравенству (18) лежит внутри области, образуемой характеристиками при точном подборе сердечников.

Методами теории вероятностей может быть показано, что произвольное объединение сердечников в пары уменьшает разброс характеристик.

Границные характеристики области могут быть использованы для определения наибольших возможных средних значений «несимметричных» составляющих э. д. с. или тока при произвольном объединении сердечников усилителей в пары.

Результаты проведенных испытаний подтверждают справедливость сделанных выводов. Ниже приводится описание одного из экспериментов.

Двести сердечников из материала 50НП, предназначенных для изготовления усилителей (3 вт,

400 пер/сек), были произвольно разделены на две равные группы. Сто сердечников одной группы затем были подобраны в пары в соответствии с динамическими петлями гистерезиса, а сердечники второй группы были объединены в группы произвольно. Области характеристик и средние характеристики обеих групп показаны на рис. 4.

Оценка распределения характеристик внутри области производилась следующим образом.

Определялись токи срабатывания усилителей обеих групп в релейном режиме. Так как величины токов включения и отключения реле зависят от характера верхнего и нижнего колен характеристики усилителя, кривые  $n=f(i_{cp})$ , где  $n$  — число реле, сработавших при данном токе управления, показывают распределение характеристик в области верхнего и нижнего колен области (рис. 5).

Распределение характеристик в нижней части области оказалось одинаковым для обеих партий. В верхней части характеристики партии усилителей на неспаренных сердечниках имеют меньший разброс.

**Выводы.** Характеристика «вход — выход» одноточечного двухполупериодного магнитного усилителя с самонасыщением, собранного на двух сердечниках с неодинаковыми магнитными свойствами, при любой величине сопротивления цепи управления является средней между характеристиками двух магнитных усилителей, собранных на тех же сердечниках, но с подбором их в пары по магнитным свойствам. При этом при большом сопротивлении усреднение характеристик происходит за период питающего напряжения, а при малом — за полпериода.

Средняя характеристика «вход — выход» партии усилителей определяется лишь магнитными свойствами сердечников и не зависит от точности подбора пар. Однако подбор пар влияет на величину нечетных гармонических составляющих э. д. с. и токов в обмотках управления.

По границам области характеристик партии усилителей можно определить величины наибольших возможных средних значений «несимметричных» составляющих э. д. с. и токов в цепях обмоток управления при произвольном объединении сердечников в пары. С целью ограничения указанных э. д. с. и токов в ряде случаев может оказаться целесообразным при отборе сердечников разбить их на несколько групп с более узкими границами области и исключить трудоемкую операцию подбора пар внутри каждой группы.

Сказанное не относится к трехфазным и двухтактным схемам, для которых необходимо, чтобы все сердечники, использованные в схеме, имели близкие магнитные свойства.

[10.8.1964]



## Изменение внутреннего воздухораспределения некоторых тихоходных электрических машин по результатам тепловых и вентиляционных испытаний

Инж. Л. С. РОДШТЕЙН и инж. В. А. ПАНФИЛОВА

Свердловск

Опыт эксплуатации показывает, что температура активных частей некоторых типов тихоходных электрических машин в номинальном режиме значительно превосходит значения, допустимые для данного класса изоляции.

Часто причиной недопустимых нагревов активных частей является недостаточная эффективность вентиляции при сравнительно высоком уровне электромагнитных и тепловых нагрузок. Во многих случаях, несмотря на то, что количество воздуха, подаваемое в машину напорными элементами, является достаточным, нерациональное распределение воздушных потоков внутри самой машины вызывает значительную неравномерность охлаждения активных частей и, как следствие, недопустимые местные перегревы.

Так, при эксплуатации некоторых гидрогенераторов условия допустимого нагрева не позволяют получить расчетную номинальную мощность [Л. 1], а отдельные тихоходные двигатели имеют малый межремонтный период (1—1,5 года) вследствие прогрессирующего старения изоляции обмоток из-за высоких температур [Л. 3, 4 и 6].

Отмеченное выше подтверждает необходимость экспериментального исследования внутреннего воздухораспределения новых образцов электрических машин в реальных эксплуатационных условиях. Результаты эксплуатационных тепловых и вентиляционных испытаний должны лечь в основу рабочего проектирования серий электрических машин. К сожалению, такая практика пока еще не имеет места при создании новых машин на электромашиностроительных предприятиях.

Это приводит к тому, что нагревы активных частей некоторых серий и отдельных типов электрических машин в эксплуатации значительно превосходят расчетные и допустимые значения, а долговечность и надежность машин при этом резко снижаются.

Ниже приведены результаты эксплуатационных испытаний некоторых машин, выполненных «Промэнергоспецремонтом», и намечены пути их модернизации с целью снижения нагрева активных частей и повышения надежности в работе.

Электрические машины постоянного тока серии ПБК заводов ХЭМЗ и «Электротяжмаш» были спроектированы с разомкнутой системой вентиляции (рис. 1,а). Лобовые части «лягушачьей» обмотки якоря уложены на сплошное широкое кольцо обмоткодержателя, состоящее из четырех слоев

с уплотняющими электрокартонными и миканитовыми прокладками между отдельными секциями.

По наружному диаметру лобовые части закрыты сплошным проволочным бандажом, ширина которого в отдельных машинах достигает 300 мм (рис. 2,а). Такая конструкция полностью исключает возможность охлаждения лобовых частей обмотки якоря, что приводит к нагреву последних до 170—180°С, в то время как температура пазовых частей не превосходит 100°С [Л. 4 и 5].

При схеме вентиляции (рис. 1,а), выполненной заводом-изготовителем, воздух, подаваемый с одной стороны внутрь остова якоря, должен под действием центробежных сил попадать в радиальные каналы сердечника якоря, интенсивно охлаждая активную сталь и обмотку.

Проведенные исследования [Л. 5] показали, что фактическое воздухораспределение не соответствует проекту.

Значительная часть охлаждающего воздуха (60—70%) направляется по пути наименьшего аэродинамического сопротивления: через окна в остове якоря, охлаждает коллектор и между лобовыми частями и задним щитом выходит из машины. При этом лишь 30—40% общего потока охлаждающего воздуха попадает в радиальные каналы якоря. Такое распределение воздушных потоков привело к недопустимо высоким нагревам обмотки и интенсивному разрушению изоляции. За период с 1958 по 1963 г. целый ряд машин серии ПБК, работающих в системе главных приводов прокатных станов на предприятиях черной металлургии, аварийно вышел из строя из-за разрушения витковой и междусекционной изоляции обмоток якоря [Л. 5 и 6].

За последние годы машины серии ПБК были модернизированы рядом специализированных организаций и крупных metallurgicalских комбинатов. На основании этого опыта модернизации заводом «Электротяжмаш» коренным образом пересматривается конструкция прокатных машин и, в частности, машин серии ПБК.

В 1960 г. на заводе «Азовсталь» [Л. 5] было изменено внутреннее воздухораспределение реверсивного прокатного двигателя типа ПБК-285/95, 2 950 квт и двигателя ПБК-380/125, 6 040 квт путем установки дополнительных щитков и диффузоров (рис. 1,б). В результате основной поток воздуха был направлен в радиальные вентиляционные каналы якоря и в пространство под бандажом

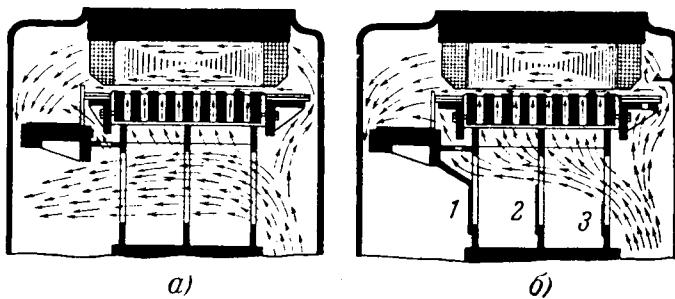


Рис. 1. Воздухораспределение в машинах серии ПБК.  
а — в исполнении завода-изготовителя; б — после модернизации;  
1, 2, 3 — направляющие щитки, установленные после модерни-  
зации.

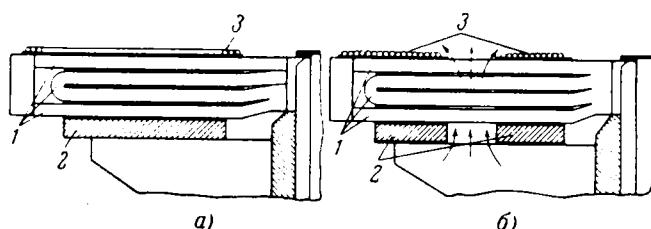


Рис. 2. Крепление лобовых частей обмотки якоря машины серии ПБК.  
а — в исполнении завода-изготовителя; б — после модернизации; 1 — лобовые части обмотки якоря; 2 — кольцо обмоткодержателя; 3 — проволочные бандажи.

в задней части якоря, интенсивно охлаждая наиболее горячие части обмотки. Это позволило снизить температуру лобовых частей обмотки якоря и дополнительных полюсов примерно на 20—25° С.

Промэнергоспецремонтом в 1962 г. на Кузнецком металлургическом комбинате была выполнена модернизация якоря двигателя ПБК-385/125, 7 360 квт главного привода блюминга [Л. 6]. Сплошные кольца обмоткодержателя и проволочного бандажа были заменены двумя, расположенными на расстоянии 50—60 мм друг от друга. Секции обмотки якоря были изготовлены и уложены в паз таким образом, чтобы лобовые части хорошо пропадали охлаждающим воздухом (рис. 2, б). Проведенная модернизация позволила снизить температуру нагрева лобовых частей обмотки якоря на 55—65° С. При этом увеличения температуры нагрева других частей машины не произошло.

В качестве еще одного примера рассмотрим результаты исследований вентиляции и нагревания синхронных двигателей типа ДСК (625 квт, 6 000 в, 167 об/мин), изготовленных заводом «Уралэлектротяжмаш» для привода поршневых компрессоров.

Двигатели выполнены в защищенном исполнении с маховиком. Система вентиляции спроектирована заводом-изготовителем по аксиально-радиальной схеме.

При проектировании такой системы вентиляции (рис. 3, а) предполагалось, что основной поток охлаждающего воздуха должен направляться со стороны контактных колец и, благодаря наличию вентиляционных лопаток на маховике, проходить между полюсами машины, частично ответвляясь в радиальные каналы сердечника статора. Нагретый в активной зоне статора воздух должен поступать в пространство между сердечником и обшивкой статора и далее через отверстия в корпусе и щите со стороны маховика выбрасываться в машинный зал.

В течение последних лет Промэнергоспецремонтом были выполнены тепловые и вентиляционные испытания ряда компрессорных двигателей в эксплуатационных условиях.

В таблице приведены некоторые результаты испытаний и расчетов двух компрессорных двигателей.

Экспериментальное определение превышения температуры производилось:

1) для обмотки статора — по изменению омического сопротивления (среднее значение) и по показаниям термопар (лобовые части);

2) для сердечника статора — по показаниям термопар, установленных в пакетах сердечника статора со стороны «спинки». Опытные значения превышений температуры сердечника статора указаны в таблице для наиболее нагретого пакета;

3) для обмотки ротора — по изменению омического сопротивления.

Величины фактических превышений температуры значительно отличаются от расчетных и превосходят максимально допустимые для данного класса изоляции.

Одной из основных причин несоответствия эксплуатационных тепловых нагрузок расчетным является отличие фактического воздухораспределения от проектного.

Фактически при аксиально-радиальной системе вентиляции двигателя ДСК (рис. 3, б) основная часть охлаждающего воздуха поступает со стороны маховика, интенсивно охлаждает лобовые части (превышение температуры лобовых частей со стороны маховика 28° С, со стороны контактных колец 53° С) и выбрасывается через щит в машинный зал. Со стороны контактных колец движение воздуха в зоне лобовых частей незначительно.

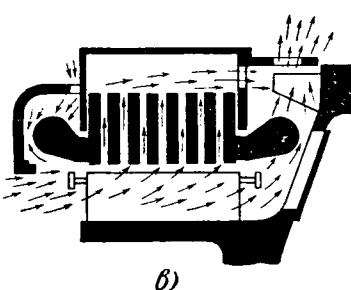


Рис. 3. Воздухораспределение в тихоходных компрессорных двигателях типа ДСК-213/39-36.

а — в исполнении завода-изготовителя; б — в условиях эксплуатации (до модерни-  
зации); в — после модерни-  
зации.

Основные технические данные двигателя	Активные части двигателя	Превышение температуры, °C						
		Расчетное		Опытное		Допустимое		
		до модер- низации	после мон- териза- ции	до модер- низации	после мон- териза- ции	до модер- низации	после мон- териза- ции	
Синхронный двигатель типа ДСК-213/39-36, 625 квт, 6 000 в, 71,5 а, 167 об/мин, $\cos \varphi = 0,9$ Завод-изготовитель — „Электротяж- маш“	Обмотка статора	Среднее значение	62	61	97	74	65	85
		Лобовые части со сторо- ны маховика	23	26	28	30	60	75
		Лобовые части со сторо- ны контактных колец	23	26	53	41	60	75
Синхронный двигатель типа СМ-197-36, 625 квт, 6 000/3 000 в, 71/142 а, 167 об/мин, $\cos \varphi = 0,9$ Завод-изготовитель — „Электросила“	Сердечник статора	74	68	110	64	65	85	
	Обмотка ротора	62	54	139	85	95	120 (класс изоля- ции F)	
	Обмотка статора	Среднее значение	58	—	101	—	65	—
		Лобовые части со сторо- ны контактных колец	30	—	45	—	60	—
	Сердечник статора	59	—	72	—	65	—	
	Обмотка ротора	56	—	110	—	95	—	

Таким образом, основная часть охлаждающего воздушного потока, поступающая в двигатель со стороны маховика, почти не охлаждает активную зону: сердечник, пазовую часть обмотки статора и обмотку ротора.

Фактическое превышение температуры обмотки ротора отличается от расчетного примерно вдвое: для двигателей СМ — 56 и 110° С, для двигателей ДСК — 62 и 139° С.

У некоторых компрессорных двигателей типа ДСК и СМ недопустимо высоко фактическое превышение температуры сердечника статора. В эксплуатации имеют место случаи, когда деформации сердечника, возникающие при чередующихся нагреве и охлаждении, оказывают механическое, разрушающее воздействие на обмотку, а иногда, при слабой запрессовке сердечника, нарушают правильную цилиндрическую форму поверхности расточки статора.

Недопустимо высокие температуры активных частей в этих двигателях приводят к ускоренному тепловому старению изоляции обмоток и активной стали (межремонтный период составляет 1—2 года).

Снижение нагревов активных частей таких двигателей может быть достигнуто путем более оптимального распределения охлаждающих потоков внутри электрической машины.

В 1964 г. Промэнергоспецремонтом был модернизирован двигатель типа ДСК-213/39-36. При новой модернизированной схеме вентиляции окна маховика были закрыты заглушками, а число вентиляционных лопаток на маховике ротора увеличено с 24 до 46. Такая модернизация вентиляционной системы позволила значительно увеличить количество воздуха, поступающего в машину, и

обеспечить оптимальное воздухораспределение (рис. 3,в).

Основной воздушный поток, поступающий в двигатель со стороны контактных колец, проходя через активную зону машины, интенсивно охлаждает сердечник и обмотки. Подогретый поток воздуха обдувает лобовые части обмотки со стороны маховика и затем выбрасывается через окна в помещение машинного зала.

Как показали тепловые и вентиляционные испытания двигателя (см. таблицу), такой путь модернизации является высокоэффективным при очень незначительных первичных затратах. Анализ результатов испытаний двигателя до и после модернизации показал, что нагревы активных частей значительно снизились и стали более равномерными.

Приведенные примеры показывают, что определение фактических нагревов активных частей при проектировании крупных электрических машин должно базироваться на данных расчета и вентиляционно-тепловых испытаний головного образца в условиях, близких к эксплуатационным. При проведении таких испытаний должно проводиться не только измерение средних температур, но и температур в различных точках по длине машины, а также по высоте паза. Эксперименты [Л. 3] показали, что разница между средней температурой и температурой в наиболее нагретой точке может быть довольно значительной.

Поскольку величина допустимых электромагнитных нагрузок и, следовательно, степень использования активных материалов определяется температурой наиболее нагретого участка электрической машины, эффективность принятой схемы вентиляции может быть охарактеризована коэффициентом равномерности тепловой нагрузки  $K_t$  [Л. 3].

Очевидно, что чем ближе коэффициент  $K_t$  к единице, тем более равномерно нагружена электрическая машина по тепловым нагрузкам, тем рациональнее выбрана схема вентиляции. И наоборот, при значениях  $K_t$ , значительно больших единицы, отдельные части электрической машины будут нагреваться выше допустимых пределов, в то время как другие будут недоиспользованы.

Требование [Л. 3] регламентировать в ГОСТ 183-55 и ГОСТ 2582-50 не только среднюю, но и максимальную температуру для каждого класса изоляции, безусловно, своевременно.

Кроме того для оценки эффективности выбранной системы вентиляции и равномерности тепловых нагрузок в электрической машине следует установить для заводов-изготовителей предельные значения коэффициентов  $K_t$ . Определение оптимальных значений  $K_t$  для различных типов электрических машин и систем вентиляции может быть проведено на основании расчетов и эксплуатационных испытаний большего количества машин. Предположительно можно сказать, что значения  $K_t$  должны находиться в пределах 1,1—1,35.

**Выводы.** 1. В некоторых тихоходных электрических машинах фактическое внутреннее распределение потоков охлаждающего воздуха отличается от проектного, что приводит к недопустимо высокому нагреву активных частей.

2. Результаты эксплуатационных тепловых и

вентиляционных испытаний электрических машин должны являться основным исходным материалом при проектировании серий электрических машин.

3. Высокие нагревы многих действующих электрических машин могут быть значительно снижены путем применения модернизированной системы охлаждения с оптимальным распределением воздушных потоков внутри машины. Такие работы легко выполнимы в условиях промышленных предприятий и требуют незначительных затрат.

### Литература

- Аскинази А. И., Некоторые вопросы ремонта крупных электрических машин, МДНТИ им. Ф. Э. Дзержинского, 1959.
- Бизня В. М. и др., Встречная система вентиляции явлкополосных машин, «Вестник электропромышленности», 1962, № 11.
- Васильев Ю. К. и Богаевко И. М., Экспериментальное исследование нагревания и вентиляции тягового двигателя магистральных электровозов, «Электричество», 1964, № 2.
- Мелихов В. В. и Родштейн Л. С., Организация и экономика электроремонтных работ в металлургической промышленности, Металлургиздат, 1963.
- Осадчий В. Г. и Голоднов Ю. М., Снижение нагрева прокатных двигателей серии ПБК, Материалы Всесоюзного совещания по электроприводу в черной металлургии, М., 1961.
- Родштейн Л. С., Модернизация действующих электроприводов прокатных станов, ГОСИНТИ, 1963.

[16.II.1964]



## Дискуссии

УДК 621.315.05

### К ВОПРОСУ О ПЕРЕДАЧЕ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ДАЛЬНИЕ РАССТОЯНИЯ.

### К ВОПРОСУ О ПЕРСПЕКТИВАХ ПОВЫШЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

(Статьи И. А. Сыромятникова и Г. Н. Александрова, М. В. Костенко, И. Ф. Полового, «Электричество», 1962, № 11)

Кандидат техн. наук А. Н. ГРИБОВ

Известно, что для передачи электроэнергии трехфазным током сверхвысокого напряжения на расстояния около 1000 км и более можно осуществить три типа линий электропередачи: компенсированные, в которых реализуется режим, подобный режиму короткой линии ( $\lambda_0 \approx 20^\circ$ ); настроенные электропередачи, в которых реализуются благоприятные свойства полуволнового режима линии ( $\lambda_0 \approx 180^\circ$ ), и линии с подпорными синхронными компенсаторами (ПСК) [или промежуточными электростанциями (ПЭС)], в которых осуществляется режим, подобный режиму натуральной мощности в однородной линии ( $U_L = \text{пост.}$ ).

Рационально построенные схемы линий электропередачи содержат соответствующие каждому типу линии настраивающие устройства (УППК, БШК, ПСК или ПЭС), равномерно размещенные вдоль линии. В результате этого сверхдальнюю электропередачу можно представлять состоящей из последовательного ряда однотипных элементов (звено настройки), число которых увеличивается с ростом длины линии. Схемы

должны удовлетворять ряду технических требований<sup>1</sup>. Рациональные схемы сверхдальных электропередач указанных типов представлены на рис. 1. При этом для схемы 1 (компенсированная электропередача), схемы 2 (настроенная) и схем 3, 3, а и 3, б (линии с ПСК) показаны крайние и средние элементы линии, а для схем 4, 4, а и 4, б (линии с ПЭС)—только схемы средних типовых элементов линии.

Для установления областей возможного применения сверхдальных электропередач различных типов необходимо сопоставлять их экономические показатели и эксплуатационно-технические свойства.

Сравнительная экономическая оценка вариантов схем выполнения линий затрудняется тем, что в общем случае пропускная способность и эксплуатационные расходы их не одинаковы. Однако для приближенной оценки областей применения

<sup>1</sup> Их выбор определяется в основном требованиями регулирования напряжения на линии, устойчивости и ограничения внутренних перенапряжений.

ния этими различиями можно пренебречь на основании следующих соображений.

Главной задачей сверхдальних электропередачи является транзит дешевой электроэнергии от сверхмощной электростанции в промышленный район, характеризующийся большим дефицитом энергии. В этих условиях передаваемая мощность  $P$ , как и длина электропередачи, оказывается заданной независимо от схемы. Если  $P$  можно варьировать, то выбор ее величины мало зависит от способа режимной «настройки» линии, так как он определяется в основном рабочим напряжением и экономической плотностью тока линии электропередачи.

Для сверхдальных линий выбор номинального напряжения и числа цепей ограничен высшей ступенью шкалы номинальных напряжений, освоенных в данный момент промышленностью, и требованием обеспечения надежного транспорта энергии по линии (что обычно диктует необходимость сооружения двухцепочных линий). Кроме того, пропускная способность всех схем рис. 1 в области рационального их применения близка к натуральной мощности линии  $P_{\text{нат}}$ . Благодаря этому основная часть расчетных затрат, зависящая от выбранного сечения проводов и конструкции линии, а также от потерь энергии в ней, устанавливается независимо от особенностей схемы электропередачи. Выбор типа и схемы электропередачи практически определяется величиной дополнительных затрат, необходимых для осуществления передачи по линии мощности  $P \approx P_{\text{нат}}$  по той или иной схеме, и соответствием ее эксплуатационно-технических свойств условиям развития данной объединенной энергосистемы. Даже в том случае, когда принятие какой-то схемы позволяет увеличить  $P$  без существенного повышения затрат на настраивающие устройства (НУ), это не может служить основанием для выбора данной схемы, поскольку увеличение  $P$  может привести к неоправданному росту суммарных затрат вследствие увеличения потерь в линии и необходимости использования проводов больших сечений.

Потери энергии в НУ (реакторах, батареях конденсаторов и ПСК) составляют небольшую долю от общих потерь в линии и потому не могут оказать заметного влияния на оценку вариантов.

Таким образом, экономическое сопоставление различных схем построения сверхдальных электропередач трехфазного тока в первом приближении допустимо производить, исходя из равенства параметров воздушных линий и одинаковой величины эксплуатационных затрат для всех схем. Преимущество будет за тем вариантом схемы, для осуществления которого требуются меньшие денежные затраты, связанные с сооружением на линии НУ.

Суммарные затраты на НУ приближенно можно оценить при помощи удельных стоимостных показателей (руб/квар), учитывающих как стоимость самих НУ, так и денежные затраты на установку, монтаж и вспомогательное оборудование.

Построив зависимости этих суммарных затрат  $A_{\text{НУ}}$  от длины линии, легко установить области наибольнейшего применения той или иной схемы электропередачи. Указанные зависимости будут иметь более универсальный характер, если  $A_{\text{НУ}}$  отнести к длине линии  $l$  и расчетной величине передаваемой мощности  $P$ , т. е. выразить суммарные затраты на НУ в долях обобщенного параметра линии  $Pl$ .

При одинаковой величине  $P$  для всех вариантов электропередачи зависимости

$$A_{\text{НУ}}/Pl = f_1(l)$$

будут одновременно характеризовать в определенном масштабе относительное удорожание линии передачи за счет оснащения ее необходимыми НУ

$$(A_{\text{л}} + A_{\text{НУ}}) : A_{\text{л}} = f_2(l).$$

На рис. 2 зависимости соответствующего вида построены для всех схем рис. 1.

Для упрощения расчетов в схемах 3б; 3в; 4б и 4в длина всех участков принята 500 км, в схемах 3а и 4а — 250 км. Удельные показатели<sup>2</sup> стоимости шунтовых реакторов, батарей продольных конденсаторов, батарей шунтовых конденса-

<sup>2</sup> Эти удельные показатели в числе вспомогательного оборудования учитывают также трансформаторы, при помощи которых НУ присоединяются к линии. Численные их значения являются приближенными. Они получены применительно к электропередаче сверхвысокого напряжения путем некоторой корректировки (на перспективу) укрупненных показателей стоимости оборудования.

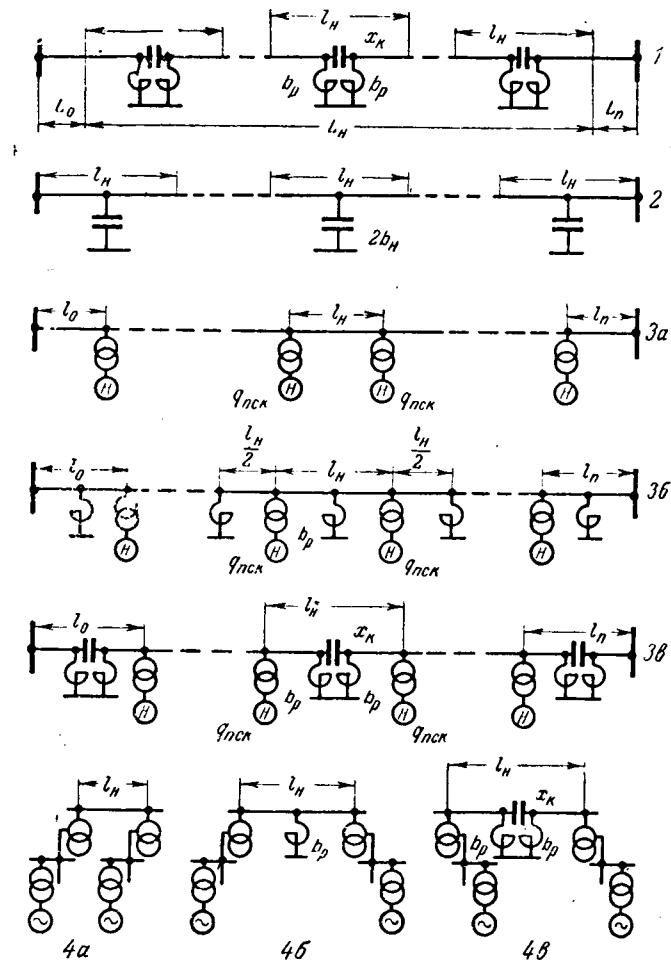


Рис. 1. Типовые схемы сверхдальных электропередач трехфазного тока.  
1 — компенсированная линия; 2 — настроенная линия; 3,а — некомпенсированная линия с ПСК; 3,б — линия с ПСК, оборудованная шунтовыми реакторами на участках; 3,в — линия с ПСК, оборудованная установками с продольно-перечной компенсацией на участках; 4,а, 4,б и 4,в — линии с ПЭС (идентичны схемам 3,а, 3,б и 3,в).

торов и синхронных компенсаторов приняты равными соответственно:  $a_{\text{ш.р}}=2,0$  руб/квар;  $a_{\text{б.л.к}}=7,5$  руб/квар,  $a_{\text{б.ш.к}}=6$  руб/квар и  $a_{\text{с.к}}=7,5$  руб/квар. Суммарные затраты на НУ при этом вычислялись для заданной длины  $l$  по следующим выражениям, полагая

$$\lambda \approx 0,06l, \quad z_W = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} = 1, \quad P_{\text{нат}} = \frac{U_{\text{ном}}^2}{z_W} = 1:$$

схема 1

$$A_{\text{НУ}} = a_{\text{б.н.к}} n \sin \frac{\lambda}{n+1} + a_{\text{ш.р}} 2n \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)}; \quad (1)$$

схема 2

$$A_{\text{НУ}} = a_{\text{б.ш.р}} 2n \frac{\cos \frac{\lambda}{n} - \cos \frac{\pi}{n}}{\sin \frac{\lambda}{n}}; \quad (2)$$

схема 3,а

$$A_{\text{НУ}} = a_{\text{н.с.к}} 2n \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)}; \quad (3)$$

схема 3,б

$$A_{\text{НУ}} = \{a_{\text{н.с.к}} n + a_{\text{ш.р}} (n+1)\} 2 \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)}; \quad (4)$$

схема 3,в

$$A_{\text{НУ}} = \{a_{\text{п.с.к}} + a_{\text{ш.р}}(n+1)\} 2 \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)} + \\ + a_{\text{б.п.к}}(n+1) \sin \frac{\lambda}{n};$$

схема 4,а

$$A_{\text{НУ}} = a_{\text{т}} n 2 \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)};$$

схема 4,б

$$A_{\text{НУ}} = \{a_{\text{т}} n + a_{\text{ш.р}}(n+1)\} 2 \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)};$$

схема 4,в

$$A_{\text{НУ}} = \{a_{\text{т}} n + a_{\text{ш.р}}(n+1)\} 2 \operatorname{tg} \frac{\lambda}{2(n+1)} + \\ + a_{\text{б.п.к}}(n+1) \sin \frac{\lambda}{n},$$

где  $n$  — число звеньев настройки.

Для настроенных линий длиной 1 500, 2 000, 2 500 и 3 000 км соответственно принято  $n=2, 3, 4$  и 0. При оценке дополнительных затрат на осуществление схем 4,б и 4,в предполагалось, что промежуточные электростанции обладают достаточным резервом реактивной мощности, и расширения их регулировочного диапазона не требуется. Поэтому затраты на подключение ПЭС к линии электропередачи определяются только стоимостью трансформатора связи, для которого удельные стоимостные показатели принимаются равными (с учетом установки и стоимости отключающей и защитной аппаратуры)  $a_t=1,0$  руб/ква.

Расчетная мощность этого трансформатора, как и для схем 3,б и 3,в, считалась численно равной реактивной мощности, потребляемой генераторами ПЭС в режиме нулевой нагрузки линии.

Масштаб удельных дополнительных затрат пересчитывался на масштаб относительного удорожания линий (рис. 2), исходя из технико-экономических показателей электропередачи напряжением 750 кв, для которой натуральная мощность и удельная стоимость сооружения линии были взяты равными  $P_{\text{нат}}=2250$  Мвт и  $a_{\text{л}}=45$  тыс. руб/км.

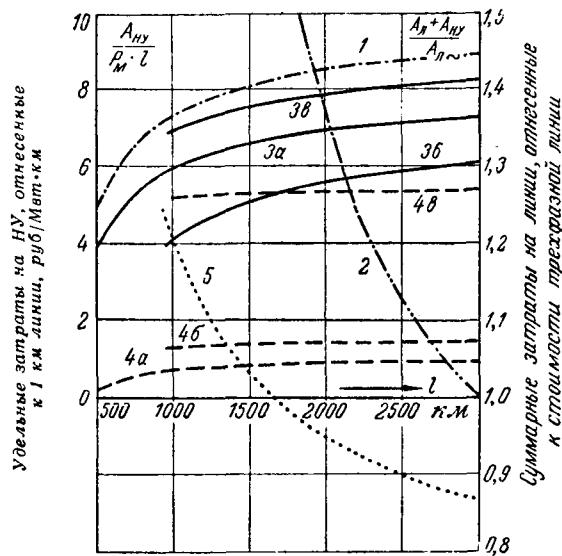


Рис. 2. Сопоставление вариантов линий различной длины по удельным затратам на линейные настраивающие устройства (НУ) и по величине относительного удорожания линии за счет установки НУ (за 100% принята стоимость линии трехфазного тока; стоимость концевых трансформаторных подстанций и синхронных компенсаторов в расчетах не учитывалась).

Для линий 500 кв ( $P_{\text{нат}} \approx 900$  Мвт,  $a_{\text{л}}=27$  тыс. руб/км) и линий 1 100 кв ( $P_{\text{нат}}=5000$  Мвт,  $a_{\text{л}}=75$  тыс. руб/км) по сравнению с линиями 750 кв масштаб относительного удорожания в тех же условиях следует изменить соответственно в 0,667 и 1,33 раза.

(5) Из рис. 2 можно сделать следующие заключения. В зависимости от типа и схемы сверхдальней электропередачи трехфазного тока дополнительные удельные затраты на каждый километр линии могут изменяться в широких пределах (от нуля до 9 руб/Мвт·км, а для настройки линий короче 2 000 км на полуволновой режим даже еще больше). Удорожание линии за счет вспомогательного (линейного) оборудования при этом достигает 45% (для НЛ еще больше) стоимости сооружения самой линии передачи, которая, как следует из приведенных цифр, для электропередачи сверхвысокого напряжения и без того велика. Это указывает на нерентабельность некоторых схем.

(6) (7) Если считать допустимым удорожание линии за счет вспомогательного оборудования на 15—20%, то для сверхдальных электропередач трехфазного тока целесообразно применять только схемы 4, 4,а и 2 (при длинах линий 2 300—3 300 км). Компенсированные электропередачи (схема 1) длиной более 1 000 км и настроенные электропередачи (схема 2) длиной менее 2 000 км неэкономичны, так как в этих случаях удорожание линий превышает 30%. Схема 1 нерентабельна практически уже при длинах около 500 км, что обусловливается большой стоимостью 1 ква конденсаторов продольной компенсации.

По той же причине оказываются сравнительно дорогими схемы с подпорными компенсаторами<sup>3</sup>. Из них наилучшими экономическими показателями обладает схема 3,а (с реакторами в центре участков), применение которой удорожает линию не более чем на 30%. Примерно такими же экономическими показателями характеризуется схема 4,б (с продольной емкостной и поперечной индуктивной компенсацией участков линии). Абсолютным преимуществом по сравнению с другими схемами в широком диапазоне длин обладают схемы 4 и 4,а, использующие для осуществления режима, подобного режиму натуральной мощности в однородной линии, регулировочную способность мощных промежуточных электростанций. Согласно рис. 2 при схеме 4 удорожание линии не превышает 5%, а при схеме 4,а—7,5%. Несколько лучшими показателями обладает только схема 2 при длинах, близких к 3 000 км.

Однако для того, чтобы составить окончательное суждение об областях и перспективах применения различных схем электропередачи, необходимо также учесть их эксплуатационно-технические свойства.

Практически любая схема, осуществляющая настройку на полуволновой режим, мало пригодна для выполнения сверхдальной электропередачи по связанный схеме (2—3-цепный вариант) и промежуточных присоединений к узлам нагрузки или электростанциям. Узкий диапазон рациональных длин (2 300—3 300 км), возможность выполнения практически только по блочной схеме, трудность предупреждения самовозбуждения генераторов и защиты от перенапряжений при коротких замыканиях в настроенной линии передачи, неблагоприятное влияние на режим линии качаний роторов генераторов и колебаний напряжений в отправной и приемной системах, а также другие отрицательные факторы, присущие настроенным линиям, существенно ограничивают область и перспективы применения этого типа электропередач.

Преимуществом компенсированных линий (схема 1) является то, что их эксплуатация во многом подобна эксплуатации обычных (коротких) линий и выполняется привычными методами. Однако наличие в линии последовательно включенных конденсаторов заметно усложняет релейную защиту и делает ее менее надежной, увеличивает опасность появления внутренних перенапряжений большой амплитуды; необходимость автоматического шунтирования конденсаторов при к. з. по условиям ограничения внутренних перенапряжений и токов короткого замыкания вступает в противоречие с требованием обеспечения динамической устойчивости послеаварийного режима линии электропередачи; в связи с этим вводится операция расшунтирования конденсаторов после отключения

<sup>3</sup> Исходя из условий нулевого режима электропередачи, мощность каждого ПСК принята равной  $\eta_{\text{п.с.к}}=0,264$ , что обеспечивает передачу по линии мощности  $P=1,4$  (на цепь). При частичной замене ПСК реакторами экономические показатели схемы 3 могут существенно улучшиться.

к. з., что заметно усложняет конструкцию защитного устройства и ухудшает условия работы конденсаторов; по условиям снижения кратности коммутационных перенапряжений реакторы приходится выносить на линию (за выключатель), но в этом случае затрудняется применение АПВ отключенной цепи. Эти и ряд других отрицательных факторов (с учетом плохих экономических показателей схемы 1) делают ее непригодной для сверхдальних электропередач сверхвысокого напряжения.

Важным достоинством электропередач с ПСК является возможность их преобразования в линии межсистемной связи, что в ряде случаев может привести к дополнительному экономическому эффекту. Основными дефектами схем 3, 3,а и 3,б, делающими их применение в чистом виде практически неосуществимым, надо считать большой расход мощности ПСК на выполнение схемы, что в связи с их дефицитностью и дороговизной является серьезным ограничивающим фактором. Кроме того, электропередачи с ПСК характеризуются низкой динамической устойчивостью, высокими эксплуатационными расходами и сложностью в обслуживании. Использование асинхронизированных ПСК должно заметно улучшить динамические характеристики электропередачи, хотя приведет, очевидно, к некоторому удорожанию схемы.

Экономические показатели линий с ПСК, по-видимому, могут быть улучшены при использовании в них для расширения регулировочных диапазонов шунтовых реакторов и конденсаторных батарей, снабженных устройствами форсировки.

Наилучшими показателями обладают схемы с ПЭС (схема 4). Они позволяют рационально использовать дорогостоящую линию сверхвысокого напряжения, совместив в ней функции питательной линии (транзит дешевой электроэнергии) и маневренной линии передачи (межсистемный обмен мощностью). В то же время линии с ПЭС должны рассматриваться и проектироваться как линии, формирующие базовую сеть ОЭС или ЕЭС. Мощность современных сверхмощных электростанций (строющихся и проектируемых) достигает 2,4—6,5 Гвт. Для распределения таких мощностей от электростанций должны отходить не более двух линий 750 кв ( $P_{нат} = 2,25 \text{ Гвт}$ ) и три линии 500 кв ( $P_{нат} = 0,9 \text{ Гвт}$ ). Таким образом, на ближайшие десятилетия нашу энергетику вполне удовлетворит высшая ступень напряжения линий 750 кв. Выполнение электропередачи 750 кв с приемлемыми технико-экономическими показателями уже в настоящее время не вызывает сомнений. Можно полагать, что в будущем именно эти линии образуют основную базу сетей ЕЭС Советского Союза.

Осуществление электропередачи с ПЭС возможно только при наличии большого количества мощных электростанций, равномерно расположенных вдоль трассы линии. Для сверхдальных линий наличие таких условий (особенно на первых этапах формирования ОЭС) является редким явлением<sup>4</sup>. Поэтому в большинстве случаев схема 4 должна применяться в сочетании со схемой 3.

Основные принципы построения схемы таковы. При наличии на трассе сверхдальней линии мощных электростанций шины ВН последних должны использоваться как опорные точки схемы этой электропередачи (тем самым будет достигнуто рациональное использование резервов реактивной мощности этих станций, образующихся обычно при большой величине «зарядной» мощности отходящих от них длинных линий).

В случае надобности регулировочный диапазон промежуточных станций можно расширить за счет установки на подстанции ПСК (или шунтовых реакторов и батарей конденсаторов). При проектировании станций, работающих в режиме ПЭС, целесообразно предусматривать установку на них синхронных генераторов с пониженным коэффициентом мощности, имея в виду, что 1 квар реактивной мощности в этом случае обойдется намного щеевле, чем при установке ПСК.

<sup>4</sup> Принцип построения сверхдальней электропередачи с ПЭС по существу реализован при создании сети 500 кв длиной около 1500 км ОЭС Центральной Сибири. Мощные промежуточные станции делают ее на участки 100—500 км. Однако эта линия спроектирована как маневренная межсистемная связь и не реализует всех преимуществ линии с ПЭС.

В остальных точках линии, где по схеме требуется подпор напряжений, должны устанавливаться ПСК в соответствии со схемой 3. Трассу линии целесообразно выбирать так, чтобы в последующее время эти ПСК были заменены ПЭС. Для уменьшения числа ПЭС и ПСК на линии следует применять схемы с КУ (схемы 4,а; 3,а и в отдельных случаях также схемы 4,б; 3,б). При этом надо иметь в виду, что схемы 4,а и 3,а имеют заметно меньшую пропускную способность, поэтому их рационально использовать для одноцепных линий, когда пропускная способность этих схем может быть реализована лучше.

При сочетании ПЭС и ПСК экономические показатели электропередачи снижаются, но все же могут быть сделаны близкими к экономическим показателям схемы 4. Благоприятные эксплуатационно-технические свойства линий с ПЭС при этом сохраняются почти полностью. ПЭС по существу идеят длинную линию передачи на ряд коротких, эксплуатация которых намного облегчается. Наиболее просто в этом случае решается также и проблема устойчивости.

Совокупность всех этих положительных факторов приводит к выводу, что при проектировании сверхдальных электропередач трехфазного тока предпочтение должно отдаваться схемам с ПЭС (ПСК), позволяющим осуществлять самонастройку линий на режимы, подобные режиму натуральной мощности однородной линии. В отличие от схем настройки на полуволновой режим эти схемы применимы при любых длинах линии, причем их удельные экономические показатели практически не зависят от длины.

До сих пор рассматривались только линии трехфазного тока. Однако для сверхдальней передачи энергии могут применяться также и линии постоянного тока. Получить представление об экономической целесообразности сооружения линий того или иного типа при заданных  $R$  и  $l$  можно путем сопоставления денежных затрат на каждый вариант. Такое сопоставление выполнено на рис. 2, где кривая 5 представляет полные затраты на линию постоянного тока (двухпроводная линия и концевые преобразовательные устройства без трансформаторов), отнесенные к стоимости трехфазной линии соответствующей длины, принятой за 100%.

При построении кривой были использованы следующие соотношения стоимостей: дополнительные затраты на выполнение линии трехфазного тока (без учета стоимости концевых подстанций) составляют 20% стоимости самой линии ( $A_{\text{Ну}} = 0,2 A_{\text{л}}$ ), затраты на линию постоянного тока на 30% меньше, чем на линию переменного тока ( $A_{\text{л}} = 0,7 A_{\text{п}}$ ), при длине 1000 км затраты на электропередачу постоянного и переменного тока равны  $A_{\text{л}} + A_{\text{п}} = 1200 a_{\text{л}}$ , где  $a_{\text{л}} = 45$  тыс. руб./км.

Как следует из рис. 2, при принятых соотношениях вариант постоянного тока рентабелен уже при длине 1000 км, а при длине линии 1670 км и более суммарные затраты на линию и преобразовательные устройства становятся меньше стоимости одной линии трехфазного тока. Круто падающий характер кривой 5 указывает на то, что экономичность электропередачи постоянного тока резко возрастает с увеличением длины линии.

Картинка, однако, будет существенно меняться в пользу электропередачи переменного тока при сооружении на линии постоянного тока промежуточных отборов (присоединений), поскольку это связано с увеличением числа дорогостоящих преобразовательных устройств.

Полученные результаты показывают, что электропередачи постоянного тока непригодны для формирования базовой сети ЕЭС, рациональная структура которой имеет ячейковый характер и поэтому требует большого количества «стыкований» линий. Их рационально выполнять без промежуточных ответвлений, используя в качестве сверхдальных транзитных линий (по схеме линий глубокого ввода) и в качестве сверхдальных межсистемных электропередач для транзита объемных мощностей и режимного регулирования в ОЭС. Формирование ОЭС и ЕЭС рационально осуществлять на основе линий 500 и 750 кв по схемам линии с промежуточными электростанциями и подпорными компенсаторами.



## О ГРАДИЕНТНОМ МЕТОДЕ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМА ОБЪЕДИНЕННЫХ ЭНЕРГОСИСТЕМ

В статье «Метод фиксированных параметров и метод базисных относительных приростов для расчета экономичного режима энергосистемы» («Электричество», 1964, № 1) К. А. Смирнов изложил новый метод оптимизации параметров режима электрической системы. К сожалению, автор не сравнивал свой метод с градиентным методом оптимизации режима, основные положения которого были рассмотрены в статье «Градиентный метод оптимизации режима объединенных энергосистем» («Электричество», 1963, № 5) и еще раньше в докладах ряда научных совещаний и конференций (ссылки на эти работы приводятся в том же № 5 за 1963 г.).

Для краткости изложения называем градиентный метод первым методом, а метод фиксированных параметров — вторым методом.

В случае второго метода в качестве уравнений стационарного режима электрической системы используются также, как и при первом, точные узловые уравнения. Разница заключается в том, что в качестве исходной информации для второго метода используется матрица эквивалентных полных сопротивлений относительно базисного узла, а для первого — матрица проводимостей; в случае второго метода параметрами режима в уравнениях являются вещественные и мнимые составляющие узловых токов и узловые напряжения, а в случае первого метода — аргументы и модули векторов узловых напряжений и комплексных коэффициентов трансформации.

В обобщенной математической форме задачу оптимизации режима в общих случаях можно ставить следующим образом.

Необходимо минимизировать функцию

$$I(Z) \quad (1)$$

при ограничениях

$$W(Z) = 0; \quad (2)$$

$$Z_{\min} \leq Z \leq Z_{\max}, \quad (3)$$

где  $Z$  —  $n$ -мерный вектор параметров режима;  $Z_{\min}$  и  $Z_{\max}$  — соответствующие векторы минимально и максимально допустимых значений;

$W(Z)$  —  $m$ -мерный вектор нелинейных функций от  $Z$ .

При этом  $m < n$ . Векторное уравнение (2) является векторным уравнением стационарного режима электрической системы.

Второй метод (так же как и первый) является градиентным методом, который базируется на вычислении градиента минимизируемой функции по независимым параметрам режима с учетом соблюдения всех ограничений в форме равенств (2).

Вначале рассмотрим второй метод для случая, когда не учитывается условие (3).

Вектор  $Z$  можно представить как совокупность векторов  $X$  и  $Y$ , т. е.  $Z = (X, Y)$ , где  $X = (x_1, \dots, x_m)$  —  $m$ -мерный вектор зависимых параметров [из условия соблюдения уравнения (2)];  $Y = (y_1, \dots, y_{(n-m)})$  —  $(n-m)$ -мерный вектор независимых параметров.

При этом задачу оптимизации можно ставить следующим образом.

Необходимо минимизировать функцию

$$I(X, Y) \quad (4)$$

при ограничении

$$W(X, Y) = 0. \quad (5)$$

На основе выражения (5)  $X$  является в общем случае неявной функцией  $Y$ :

$$X = X(Y). \quad (6)$$

Подставив уравнение (6) в (4), получим:

$$I[X(Y), Y] = I(Y). \quad (7)$$

Таким образом, оба метода базируются на использовании градиента функции (7)

$$\frac{\partial I}{\partial Y} = \left( \frac{\partial I}{\partial y_1}, \dots, \frac{\partial I}{\partial y_{(n-m)}} \right).$$

Если  $X(Y)$  явная функция, то имеют дело с обычным градиентным методом для минимизации явной функции (7).

Если  $X(Y)$  неявная функция, то минимизация функции (1) при ограничении (2) для большого  $m$  на основе использования метода неопределенных множителей Лагранжа является обычно достаточно трудной задачей. Обычно можно значительно проще решить эту задачу различными градиентными методами, которые требуют на каждом шагу решать векторно-матричные уравнения значительно более низкого порядка, чем в случае использования метода неопределенных множителей Лагранжа.

В отличие от градиентного метода Дж. Б. Денниса, Л. М. Гробмана, Ю. И. Смирного и некоторых других методов, которые базируются на вычислении на каждом шаге проекции градиента функции (1)  $\frac{\partial I}{\partial Z}$  на пересечение гиперповерхностей, определяемое уравнением (2), первый и второй методы базируются на непосредственном вычислении градиента неявной функции (7).

В случае первого метода градиент функции (7) находится на основе следующего векторно-матричного выражения:

$$\frac{\partial I}{\partial Y} = \frac{\partial I}{\partial Y} \Big|_0 + \frac{\partial I}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial Y}, \quad (8)$$

где  $\frac{\partial I}{\partial Y} \Big|_0$  и  $\frac{\partial I}{\partial X}$  вычисляются на основе (4), а матрица частных производных  $\frac{\partial X}{\partial Y}$  определяется матричным уравнением

$$\frac{\partial W}{\partial X} \frac{\partial X}{\partial Y} = -\frac{\partial W}{\partial Y}, \quad (9)$$

где  $\frac{\partial W}{\partial X}$  и  $\frac{\partial W}{\partial Y}$  вычисляются на основе функции  $W(X, Y)$ .

Такой метод вычисления составляющих градиента был изложен в 1957 г. в трудах Таллинского политехнического института, № 125 и 126.

Конкретные алгоритмы расчета с понижением порядка уравнения (9), разбивкой уравнения пониженного порядка (9) на независимые матричные уравнения равнительно низкого порядка, составленные для отдельных подсистем, и решение этих уравнений на основе метода исключения Гаусса были рассмотрены в научных отчетах лаборатории управления режимами электрических систем Транспортно-энергетического института (ТЭИ) СО АН СССР за 1960 и 1961 гг.

К. А. Смирнов в 1961 г. в докладе на Всесоюзной конференции по качеству напряжения и его регулирования в электрических сетях и системах «Расчет экономичного распределения активных и реактивных мощностей и оптимальных уровней напряжения в энергосистемах» приводил другие выражения для вычисления градиента неявной функции (7)  $\frac{\partial I}{\partial Y}$ .

При этом он исходил из рассмотрения уравнений, полученных на основе метода неопределенных множителей Лагранжа и приобретающих в векторно-матричной форме применительно к поставленной задаче (1) и (2) следующий вид:

$$\frac{\partial I}{\partial X} + \Lambda \frac{\partial W}{\partial X} = 0; \quad (10)$$

$$\frac{\partial I}{\partial Y} \Big|_0 + \Lambda \frac{\partial W}{\partial Y} = 0, \quad (11)$$

где  $\Lambda$  — вектор неопределенных множителей Лагранжа.

Решив векторно-матричное уравнение относительно  $\Lambda$  (10) и подставив это значение  $\Lambda$  в выражение

$$\frac{\partial I}{\partial Y} = \frac{\partial I}{\partial Y} \Big|_0 + \Lambda_0 \frac{\partial W}{\partial Y}, \quad (12)$$

получим градиент  $\frac{\partial I}{\partial Y}$ .

Как в случае первого, так и второго методов рассматривается решение задачи нелинейного программирования (1)–(3) в следующей постановке.

Необходимо минимизировать неявную функцию (7) при ограничениях

$$Y_{\min} \leq Y \leq Y_{\max}; \quad (13)$$

$$X_{\min} \leq X \leq X_{\max}, \quad (14)$$

где  $Y_{\min}$ ,  $Y_{\max}$ ,  $X_{\min}$ ,  $X_{\max}$  — соответствующие векторы минимально и максимально допустимых значений.

При этом основной вопрос задачи нелинейного программирования — учет ограничений в форме неравенств (13) и (14) — решается вторым методом так же, как и первым.

Вначале рассмотрим процесс минимизации функции (7) только при ограничении (13).

Вектор  $Y'$  меняется на основе градиента  $\frac{\partial I}{\partial Y'}$ , где  $Y'$  — вектор нефиксированных независимых параметров. При этом шаг вычисляется таким образом, чтобы не было нарушения условия (13). На каждом шагу проверка необходимости фи-

кции составляющих вектора  $Y$ , которые находятся на своих соответствующих предельно допустимых значениях, осуществляется на основе сравнения знака  $\frac{\partial I}{\partial Y'}$  и условий:  $y_j = y_{j\max}$  или  $y_j = y_{j\min}$ , где  $j \in S$  ( $S$  — множество индексов независимых параметров, имеющих предельно допустимые значения).

Дополнительный учет ограничений в форме неравенств (14) осуществляется совершенно аналогично, если все составляющие вектора  $X$ , которые достигли предельного значения, ввести в состав компонент вектора  $Y$ , а из составляющих вектора  $Y$  выбирать такое же количество новых зависимых параметров.

В случае обоих методов на каждом шагу вычисляется вектор  $X$  соответственно вектору  $Y$  на основе решения векторного уравнения (5). Это необходимо для вычисления матриц  $\frac{\partial W}{\partial X}$ ,  $\frac{\partial W}{\partial Y}$  и векторов  $\frac{\partial I}{\partial Y} \Big|_0$ ,  $\frac{\partial I}{\partial X}$ , а также для обеспечения соблюдения неравенства (14).

Алгоритм, программы и примеры расчета на ЭЦВМ оптимального режима на основе первого метода приводились в отчетах лаборатории управления режимами электрических систем ТЭИ за 1960 и 1961 гг.

Таким образом, ряд важных математических положений с точки зрения решения задачи нелинейного программирования у обоих методов является единым. Эти положения значительно отличаются от основных положений градиентных методов, базирующихся на вычислении проекции градиента минимизируемой функции на пересечение гиперповерхностей, определяемой уравнением (2). Оба сравниваемых метода отличаются в основном формой точных уравнений стационарного режима и выражениями для вычисления одного и того же градиента (с математической точки зрения).

*Кандидат техн. наук Л. А. Крумм*

УДК 621.311.21:621.3.072

## К ВОПРОСУ О МЕСТЕ ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОГО ЧИСЛА РАБОТАЮЩИХ АГРЕГАТОВ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

Известно [Л. 1], что выбор нагрузки ГЭС и выбор числа работающих агрегатов должны производиться совместно в процессе распределения нагрузки в энергосистеме. Это следует прежде всего из разрывного и многозначного (в зависимости от числа работающих гидроагрегатов) вида характеристики относительных приростов расхода воды ГЭС. Последняя характеристика зависит также от реактивной нагрузки ГЭС, а при пересчете относительного прироста расхода воды в относительный прирост расхода условного топлива или стоимости становится необходимым учитывать потери в сетях, прогнозы приточности и т. д.

Независимо от характера энергосистемы (концентрированной или объединенной) эти задачи (расчет суточного графика активной мощности ГЭС, а вместе с тем в явном или неявном виде суточного графика числа работающих агрегатов) должны решаться и практически решаются ежедневно в каждой энергосистеме для любой ГЭС, участвующей в системном регулировании. Степень точности решения, объем используемой информации, используемые вычислительные средства, наконец, методика расчетов и применяемая терминология могут отличаться в любой степени. Важно то, что две указанные выше задачи решаются **совместно**, хотя вторая задача во многих случаях решается в неявном виде и результат решения никак не фиксируется.

Фактический режим ГЭС, как правило, значительно отличается от расчетного графика.

В этом случае выбор нагрузки ГЭС производится **отдельно** от выбора числа работающих агрегатов, что нашло отражение в ряде разработок устройств автоматического выбора и поддержания оптимального числа работающих агрегатов ГЭС.

На последующих этапах развития системного регулирования станет возможным оперативное распределение нагрузки по условию равенства относительных приростов. Однако и при этом:

значимость соображений технической целесообразности привлечения не всех электростанций для покрытия небольших отклонений нагрузки сохранится, и будут использованы специальные приемы для учета этих соображений;

учет различия характеристик отдельных гидроагрегатов [Л. 2 и 3] приводит к необходимости **совместного** решения не двух указанных выше, а трех задач. Третьей задачей является выбор состава работающих агрегатов;

наличие многочисленных ограничений располагаемых режимов гидроагрегатов (кавитация, срыв мощности, перегрузка ротора и статора и др.) приводит к необходимости корректировки принятого вне ГЭС решения задачи выбора оптимального числа работающих агрегатов ГЭС.

При этом привлекается значительный объем информации о подвергаемых ограничению параметрах режима. Подсчет показывает необходимость нескольких измерений и нескольких сигналов по каждому агрегату. Для многоагрегатных ГЭС общий объем информации, требуемой для точного решения задачи выбора оптимального числа, режима (генераторный или компенсаторный) и состава работающих агрегатов, достигает многих десятков или даже нескольких сотен параметров. Передача всех этих параметров на ЦДП может только затруднить и замедлить процесс распределения нагрузки; при любой степени надежности техники связи и установленной на ЦДП аппаратуры автоматического управления представляется необходимым осуществить контроль режима гидроэнергетического оборудования ГЭС с целью защиты оборудования от возможных ошибок.

При современном состоянии вычислительной техники и техники связи (с перспективой на несколько лет вперед) представляется целесообразным распределение нагрузки на ЦДП производить без детального учета ограничений режима агрегатов ГЭС (кроме ограничений суммарной располагаемой мощности ГЭС), различной характеристик отдельных агрегатов, а также с некоторыми другими упрощениями.

Результат распределения в форме задания активной мощности ГЭС должен использоваться для выбора числа работающих агрегатов на самой ГЭС с возможно более полным учетом всех факторов. В подавляющем большинстве случаев результат будет совпадать с числом работающих агрегатов, принятым на ЦДП в процессе выбора задания мощности ГЭС. В этой части будет происходить дублирование решения, благодаря которому не потребуется передавать с ЦДП на ГЭС задание числа работающих машин. В ряде случаев выбранное число работающих машин будет отличаться (обычно в большую сторону) от принятого на ЦДП. В этих случаях с ГЭС на ЦДП должна передаваться соответствующая информация, позволяющая введение поправок в общее распределение нагрузки в энергосистеме. Окончательно наивыгоднейшее распределение нагрузки и число работающих агрегатов на каждой станции могут быть выбраны в результате нескольких итераций.

Таким образом, и при автоматическом оперативном централизованном распределении нагрузки в энергосистеме задание режима ГЭС в форме уставки суммарной активной мощности явится вполне уместным.

При децентрализованном распределении нагрузки выбор нагрузки ГЭС должен производиться на самой ГЭС при наличии минимума информации, получаемой из энергосистемы. Естественно, что и выбор числа работающих на ГЭС агрегатов должен производиться на самой ГЭС, если только не

отказываться от принципа совместного выбора нагрузки и числа работающих агрегатов.

**Выводы.** 1. В ряде случаев (при децентрализованном распределении нагрузки или регулировании гидроэлектростанцией перетока мощности по слабой ЛЭП) выбор числа работающих на ГЭС агрегатов должен производиться только на самой ГЭС.

2. В остальных случаях, несмотря на то, что выбор числа работающих на ГЭС агрегатов производится в процессе распределения нагрузки в энергосистеме, этот выбор должен уточняться на самой ГЭС. Отказ от этого уточнения заставит многократно увеличить объем передаваемой информации и снизить надежность управления.

### Литература

1. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1963.

2. Линдорф Л. С. и Якименко П. И., Обзор испытаний гидрогенераторов на нагревание, Информационные материалы ВНИИЭ № 45, Госэнергоиздат, 1959.

3. Махнибогода З. И., Ромашко Е. А. и Филиппова Т. А., Автоматическое распределение нагрузки между агрегатами гидростанции по методу относительных приростов, «Электричество», 1963, № 4.

**Инж. В. Д. Урин**  
Москва

## Хроника

УДК 621.314(092)

### С. И. РАБИНОВИЧ

(К 60-летию со дня рождения)



трансформаторных заводов и развитием электротехнической промышленности братских социалистических стран.

В 1946 г. С. И. Рабинович как руководитель работы по созданию и внедрению оригинальной конструкции грозоупорных трансформаторов высокого напряжения был удостоен звания лауреата Государственной премии.

В 1949—1954 гг. он руководил проектированием трансформаторного оборудования на 400 кв для линии электропередачи Волжская ГЭС имени В. И. Ленина — Москва и оказывал большую помощь при освоении выпуска первых силовых трансформаторов на это напряжение Запорожским трансформаторным заводом. В последующие

годы С. И. Рабинович активно участвовал в создании трансформаторного оборудования на напряжение 500 кв. Он был одним из инициаторов освоения и внедрения в отечественную энергетику автотрансформаторов большой мощности и непосредственно руководил первыми разработками. Автотрансформаторы получили широкое распространение в отечественной энергетике для напряжений вплоть до 500 кв. За участие в создании комплекса высоковольтного оборудования на напряжение 500 кв переменного тока С. И. Рабинович удостоен звания лауреата Ленинской премии.

С. И. Рабинович играл ведущую роль в принятии принципиальных решений, определявших пути развития отечественного трансформаторостроения.

В 1960 г. он был переведен в Госплан СССР, где с большим знанием дела работает в области развития и совершенствования трансформаторного производства Советского Союза.

С. И. Рабинович — член редколлегии журнала «Электричество». Он является автором большого числа статей по вопросам теории, проектирования трансформаторов и др.

С. И. Рабинович награжден тремя орденами СССР и несколькими медалями.

Нам приятно отметить, что Самуил Исаакович встречает свое 60-летие полный творческих сил, и мы желаем ему долгих лет успешной работы в области, которой он отдал почти 40 лет своей жизни.

Г. В. Алексеенко, Н. Д. Воеводин, Н. Г. Дроздов, А. Г. Крайз, Э. А. Манькин, А. И. Майорец, А. М. Некрасов, И. С. Наяшков, А. С. Павленко, С. С. Рокотян, А. А. Соболев, И. А. Сыромятников, А. В. Сапожников, М. А. Саркисов, Д. С. Черничкин, А. М. Чертин и др.

## Профессор Ю. Л. МУКОСЕЕВ

(К 60-летию со дня рождения)

Профессору Юрию Леонидовичу Мукосееву, заведующему кафедрой «Электроснабжение промышленных предприятий и городов» Горьковского политехнического института, в апреле текущего года исполнилось 60 лет.

Его трудовая деятельность началась в студенческие годы во время обучения в Горьковском (Нижегородском) университете. Он работал инженером-электриком на заводе «Красное Сормово», где остался и после получения диплома в 1929 г.

В 1935 г. он перешел в систему Главэлектромонтажа, где проработал 27 лет, пройдя путь от старшего инженера до главного инженера Горьковского отделения проектного института Электропроект.

За успешную работу он был награжден в 1960 г. дипломом Почетного строителя.

Ю. Л. Мукосеев, начиная с 1936 г. выступает с рядом актуальных статей в электротехнических журналах, а в 1951 г. выходит первое издание его книги «Вопросы электроснабжения промышленных предприятий», сыгравшей боль-



шую роль в повышении квалификации инженеров и подготовке студентов по специальности «Электрификация промышленных предприятий». С этого же

А. М. Бамдас, Я. М. Большая, Г. С. Борчанинов, А. А. Глазунов,  
А. М. Залесский, Б. А. Константинов, Д. С. Лившиц,  
В. Л. Лычковский, Г. Р. Миллер, И. И. Петров, В. И. Плесков,  
М. Л. Самовер, И. А. Сыромятников, М. Г. Чиликни и др.

## Доктор техн. наук, профессор Л. Е. ЭБИН

(К 60-летию со дня рождения)

В июне 1965 г. исполняется 60 лет со дня рождения видного ученого в области электротехники доктора технических наук, профессора Льва Ефимовича Эбина.

В 1928 г. Лев Ефимович окончил Киевский электротехнический институт и начал свою трудовую деятельность начальником цеха Первомайского электрофарфорового завода. С 1929 по 1936 г. Л. Е. Эбин работал в системе Донэнерго на различных инженерных должностях. К этому времени относится начало его научно-исследовательской деятельности в области электрических сетей. В эти годы Л. Е. Эбин разработал и опубликовал ряд оригинальных методов расчета грозозащиты и заземляющих устройств.

С 1936 г. Л. Е. Эбин работает во Всесоюзном научно-исследовательском институте электрификации сельского хозяйства, вначале старшим научным со-

трудником, затем руководителем лаборатории.

В 1937 г. Лев Ефимович защитил кандидатскую, а в 1951 г. докторскую



года Ю. Л. Мукосеев начинает чтение курса «Электроснабжение промышленных предприятий», который он успешно ведет уже 15 лет.

В 1956 г. Ю. Л. Мукосеев защитил в Московском энергетическом институте кандидатскую диссертацию, впоследствии опубликованную им в монографии «Распределение переменного тока в токопроводах», изданной в 1957 г. и получившей высокие отзывы у специалистов в данной области.

В 1960 г. он утверждается ВАК в ученым звании профессора. Им опубликовано более 25 печатных работ, включая второе издание книги по электроснабжению, вышедшее в 1963 г.

Ю. Л. Мукосеев с 1939 г. является бессменным заместителем председателя Горьковского правления НТО энергетиков.

В последние годы Ю. Л. Мукосеев активно участвует в работе Учебно-методической комиссии МВ и ССО СССР по специальности «Электроснабжение промышленных предприятий и городов», являясь одним из ведущих специалистов в этой области.

А. М. Бамдас, Я. М. Большая, Г. С. Борчанинов, А. А. Глазунов,  
А. М. Залесский, Б. А. Константинов, Д. С. Лившиц,  
В. Л. Лычковский, Г. Р. Миллер, И. И. Петров, В. И. Плесков,  
М. Л. Самовер, И. А. Сыромятников, М. Г. Чиликни и др.

диссертацию. Им выполнены глубокие исследования несимметричных режимов электрических сетей и стационарных и нестационарных электротепловых процессов в земле. Эти работы позволили в дальнейшем развить технико-экономическое обоснование основных параметров сельских распределительных сетей, включая их уровни надежности. Всего Л. Е. Эбин опубликовал свыше 80 научных статей и книг.

Значительное внимание он уделяет подготовке научных кадров. Многие его ученики защитили кандидатские и докторские диссертации.

Лев Ефимович награжден орденом «Знак почета» и медалями.

Благодаря глубоким и разносторонним знаниям, большому практическому опыту и горячей преданности делу электрификации Л. Е. Эбин пользуется заслуженным авторитетом среди энергетиков нашей страны.

В. Н. Андрианов, И. А. Будзко, В. А. Веников, А. В. Демин,  
Д. А. Городской, П. Г. Грудинский, А. Г. Захарин, В. С. Краснов,  
М. С. Левин, П. Н. Листов, И. М. Маркович, Н. А. Мельников,  
Г. И. Назаров, Д. В. Разевиг, Б. В. Смирнов, В. Н. Степанов,  
И. А. Сыромятников, А. М. Федосеев, А. И. Якобс



## КОНФЕРЕНЦИЯ ПО АВТОМАТИЧЕСКОМУ КОНТРОЛЮ И МЕТОДАМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ИЗМЕРЕНИЙ

С 8 по 12 сентября 1964 г. в Новосибирске проходила VI Всесоюзная конференция по автоматическому контролю и методам электрических измерений, организованная Институтом автоматики и электрометрии Сибирского отделения АН СССР, секцией измерительных информационных систем Научного совета по комплексной проблеме «Кибернетика» при Президиуме АН СССР и Советом народного хозяйства Западно-Сибирского экономического района.

В работе конференции приняло участие 710 делегатов из 47 городов страны, представлявших 182 организации.

Характерной особенностью конференции явилось то большое внимание, которое было уделено задачам теории измерительных информационных систем, методам их анализа и синтеза и отдельным конкретным разработкам сложных измерительных комплексов.

В работе VI конференции нашли широкое отражение и многие другие важные направления измерительной техники: методы электрических измерений, задачи построения элементов и, наконец, электрические измерения неэлектрических величин.

Таким образом, на конференции был проведен широкий обмен мнениями между представителями научных организаций, конструкторских бюро и производственных предприятий, участвующих в решении проблемы автоматического сбора и переработки информации о ходе производственных процессов, качестве сырья и готовой продукции и, наконец, об объектах научных экспериментов.

На пленарных заседаниях конференции и на заседаниях секций было сделано много интересных докладов и сообщений.

В докладе Н. Н. Шумиловского и Э. С. Кокумова «Применение рентгеновских квантов, возбужденных ядерными излучениями, при автоматическом контроле» был рассмотрен метод контроля содержания свинца в полиметаллических рудах, основанный на измерении интенсивности характеристического излучения.

Г. Е. Пухов в докладе «Некоторые методы уравновешивания электрических цепей» изложил итоги своих последних работ по новым методам уравновешивания электрических цепей. Результаты этих исследований имеют большое значение для проектирования и эксплуатации различных измерительных, вычислительных и управляющих устройств.

Н. Я. Феста в докладе «Требования к аппаратуре контроля и автоматики в химической промышленности (проблемы надежности и точности средств информации управляющих систем технологических процессов)» рассмотрел широкий круг вопросов, связанных с переходом от отдельных измерительных приборов к измерительным системам, повышением их точности и надежности, разработкой новых принципов датчиков и их унификацией, снижением стоимости аппаратуры и т. д.

Ф. Б. Гриневич и А. В. Чеботарев сделали доклад «О построении измерительных схем мостов переменного тока», в котором проанализировали особенности схем мостов переменного тока.

Доклад С. А. Спектора «Спиновые преобразователи для измерения электрических и неэлектрических величин» был посвящен новому принципу построения измерительных приборов, основанному на использовании физических свойств ядерных и электронных спинов. В докладе приведены основные принципы построения цифровых и аналоговых приборов с использованием спиновых преобразователей и результаты анализа погрешностей таких приборов.

Работа первой секции была посвящена в основном вопросам статистической теории измерительных информационных систем. На отдельных тематических заседаниях этой секции были рассмотрены вопросы помехоустойчивости, статистического анализа систем, уменьшения избыточности при передаче и преобразопании измерительных данных, статистических методов измерений, оптимального управления в измерительных системах и, наконец, задачи, возникающие при создании ста-

тистических анализаторов. Некоторые доклады из числа заслушанных на секции представили особый интерес и вызвали оживленную дискуссию.

В докладе С. М. Мандельштама «Оценка некоторых способов статистического согласования измерительного прибора с параметром» освещен ряд вопросов, связанных с согласованием измерительных устройств и измеряемых параметров. В нем указаны критерии для оценки оптимальности согласования — пропускная способность измерительного тракта и среднеквадратическая погрешность. Предложенные автором доклада методы применены для исследования времязимпульсного цифрового прибора, прибора с поразрядным уравновешиванием или пространственным кодированием и систем централизованного контроля спорадического действия. Результаты работы С. М. Мандельштама свидетельствуют о перспективности информационного описания измерительных устройств.

Несколько докладов было посвящено исследованию помехоустойчивости измерительных систем.

Из этой группы докладов прежде всего заслуживает быть отмеченным доклад А. Н. Касперовича «Об устранении влияния периодических помех на результаты многоточечных измерений постоянных напряжений».

Вопросам исследования кодов, применяемых при аналого-дискретных преобразованиях, анализу их устойчивости по отношению к внешним помехам и ошибкам, возникающим в процессе кодообразования, были посвящены доклады В. В. Ефименко и П. Е. Твердохлеба.

Несколько докладов было заслушано на заседании секций, посвященном задачам уменьшения избыточности при обработке и передаче измерительной информации.

С большим интересом был встречен доклад Б. М. Пушного и А. И. Шеломанова «О возможности получения результатов измерений при геофизической электроразведке в виде, наиболее удобном для ввода в цифровую вычислительную машину», в котором был рассмотрен новый метод обработки информации о результатах измерения какого-либо процесса путем представления данных о нем как результата решения некоторого дифференциального уравнения. Значения коэффициентов этого уравнения и начальные условия его представляют собой ту необходимую информацию, которая передается по каналу связи. Задачей приемного устройства, содержащего цифровую вычислительную машину, является восстановление исходных данных путем решения дифференциального уравнения, описывающего исследуемый процесс.

Некоторым другим методом «сжатия» информации при передаче ее по каналам связи были посвящены доклады В. А. Виттиха, А. Н. Гинзбурга, Ю. П. Дробышева, В. М. Ефимова.

На заседаниях секции были затронуты вопросы статистических методов исследования объектов с распределенными параметрами. Указанным вопросам были посвящены доклады О. С. Кожинского и Е. Г. Крушель. На одном из заседаний рассматривались вопросы, связанные с разработкой и использованием статистических анализаторов (доклады Г. М. Дорского «Прибор для спектрально-энергетического анализа низкочастотных однократных сигналов» и В. П. Приходько «Двумерный статистический анализатор» и «Прибор для статистической обработки случайных сигналов»).

Интересные результаты по применению методов оптимального управления к задачам измерительной техники были сообщены В. М. Александровым и А. А. Нестеровым в докладе «Синтез оптимальных процессов в линейных измерительных системах». Авторы показали возможность применения предложенной ими методики для построения измерительных систем с повышенным быстродействием.

В решении секции отмечается важность и актуальность проблемы статистического анализа измерительных информационных систем: среди частных вопросов, которые заслуживают рассмотрения на очередной VII конференции по автоматиче-

скому контролю и методам электрических измерений, секция особенно отметила необходимость повышения номехозащищаемости измерительных информационных систем.

Работа второй секции была посвящена, главным образом, вопросам эксплуатационного контроля систем, т. е. выявления наличия неисправностей и нарушений в их работе, технической диагностики (определения характера и места возникновения нарушений и неисправностей) и надежности, а также прогнозирования возможностей появления неисправностей и аномальных состояний.

Характерной особенностью рассмотренных на заседании секции работ был детальный анализ применявшихся методов решения. Авторы докладов стремились не только найти то или иное конкретное решение какой-либо проблемы путем разработки измерительной информационной системы для контроля объекта, но и найти методы оптимального решения некоторого класса задач, например, установить целесообразное соотношение между скоростью и экономичностью методов контроля, определить оптимальные процедуры проведения контроля и т. п. Многие доклады базировались на конкретных примерах систем, предназначенных для контроля, диагностики и определения надежности сложных объектов: центров сбора информации и управления сложными химическими комплексами, металлургическими предприятиями, массовыми процессами производства радиотехнических деталей и т. п.

Большой интерес вызвали доклады Т. Д. Жолковера, Е. В. Кускова и В. И. Перова «Методика инженерного расчета инструментальной достоверности результатов автоматизированного эксплуатационного контроля» и «Способы оценки достоверности результатов эксплуатационного инструментального контроля».

В первом из них была изложена практическая методика расчета инструментальной достоверности результатов автоматизированного контроля и рассмотрены математические зависимости, характеризующие взаимосвязь объективной достоверности результатов автоматизированного контроля с характеристиками надежности и точности средств контроля.

Во втором докладе были подробно рассмотрены вопросы, связанные с оценкой теоретической достоверности результатов контроля, причем авторами была использована количественная мера потерь информации при контроле, которая определяет обобщенную оценку достоверности результатов измерений.

Значительный интерес представил также доклад М. В. Савенкова «Об определении характеристик старения аппаратуры по данным измерения ее параметров в процессе эксплуатации». Основным допущением, из которого исходит автор, является предположение о случайном характере изменений параметров, характеризующих работоспособность устройств в процессе их эксплуатации. Им отработан и реализован на вычислительной машине алгоритм построения характеристик изучаемого вероятностного процесса старения по статистическим данным, получаемым при измерениях.

Оживленную дискуссию вызвал доклад В. И. Рабиновича, М. А. Розова и Л. С. Тимонена «Предмет и задачи технической диагностики», в котором рассматривались общие вопросы целей и методов построения диагностических измерительных информационных систем, предназначенных для решения широкого круга задач по исследованию состояния сложных технических систем.

С вниманием были также выслушаны доклады Г. Ф. Верзакова и Л. С. Тимонена «Минимизация симптомов при поиске неисправностей» и Н. В. Киншта «О критериях оптимизации процесса поиска неисправностей».

Первый из этих докладов был посвящен решению задачи выбора минимального числа симптомов (признаков неисправности), достаточного для локализации всех возможных неисправностей испытуемого объекта. Авторы указали, что задача минимизации числа симптомов эквивалента задаче минимизации булевых матриц, в число которых входят таблицы простых импликант. Ими предложен вариант сокращенного перебора, позволяющий найти один из минимальных наборов симптомов.

Во втором докладе изложены результаты построения процедур поиска неисправностей для нескольких простых математических моделей.

С интересом заслушаны доклады, в которых рассматривались вопросы надежности. К их числу относились доклад Г. П. Безносова и Б. П. Зеленцова «Способы использо-

вания избыточности измерительно-информационных систем и их сравнение» и доклад Б. П. Зеленцова и А. К. Романова «Применение модели Маркова для анализа надежности информационных систем».

Итоги работы секции говорят о значительном развитии, которое получили за истекший год работы по анализу и синтезу сложных диагностических систем; перспективность этого направления в общей проблеме измерительных информационных систем не вызывает сомнения.

Работа третьей секции конференции была посвящена рассмотрению задач, возникающих в области методов электрических измерений. Вопросы методологии измерений являются наиболее традиционными в работе Всесоюзных конференций по автоматическому контролю и методам электрических измерений и неизменно привлекали большое внимание.

В докладе А. М. Мелик-Шахназарова, И. Л. Шайна и В. Б. Канторовича «Исследование процесса уравновешивания в дискретных измерительных системах со взаимосвязанными органами уравновешивания» рассматривались вопросы устойчивости и качества процесса уравновешивания в дискретных измерительных системах.

Доклад К. М. Соболевского «Электроизмерительные цепи уравновешивания и элементы их общей теории» был посвящен обоснованию необходимости создания теории синтеза цепей уравновешивания по заданным метрологическим и эксплуатационным характеристикам и анализу отдельных вопросов, относящихся к этому кругу задач.

В докладе К. Б. Карапеева, Т. А. Журавлевой и Г. А. Штамбергера «Чувствительность мостовых цепей переменного тока» рассмотрены общие вопросы теории одного из важнейших методов электрических измерений, находящего себе обширное применение в самых различных областях электрических измерений электрических и неэлектрических величин.

С вниманием были также выслушаны доклады А. Л. Грехольского «О повышении точности воспроизведения единицы емкости — фарады», в котором рассмотрены важные метрологические вопросы, и «Способ изготовления обмоток с заданными параметрами для получения плечевых отношений 1:1, 1:10 и 1:100 в мостовых измерительных системах».

Многие другие доклады, заслушанные на секции, также содержали важные результаты исследований и вызвали большой интерес у делегатов конференции.

Работа четвертой секции конференции была посвящена вопросам элементов измерительных систем. Большинство заседаний секции носило тематический характер. Так, например, несколько заседаний было посвящено рассмотрению дискретной техники, получающей все большее применение в измерениях и особенно в измерительных информационных системах. Одно заседание было посвящено измерительным усилителям. Последние заседания были посвящены точным стабилизаторам и первичным преобразователям. Наибольший интерес вызвали доклады А. С. Волкова «Проектирование магнитострикционных линий», Л. В. Петрова «Унифицированная аппаратура аналоговой магнитной записи», Я. М. Диковского «Методы управления измерительными магнитоуправляемыми контактами» и К. Л. Куликовского «Электрометрический измерительный преобразователь-усилитель».

В пятой секции рассматривались вопросы электрических измерений неэлектрических величин. Отдельные ее заседания были, в частности, посвящены вопросам анализа состояния и состава вещества, измерениям линейных и угловых величин, вибраций, расхода и т. п.

С интересом были встречены доклады О. А. Раисова и А. Б. Розенблита «Применение цифровых вычислительных устройств для автоматического контроля состава многокомпонентных сред», Р. М. Мазитовой, В. Н. Охотской и Б. И. Пучкина «О некоторых возможностях измерения количественных и качественных характеристик запаха», В. А. Троицкого «Применение автокорреляционного метода для бесконтактного измерения скорости движения горячего металла в печи при технологическом про-

цессе», Г. В. Туева и Л. С. Зарецкого «Автоматический полярографический концентратометр», Г. И. Биргера, Н. И. Бражникова, Н. Ф. Орловой и Б. М. Стернберга «Установка для прецизионного измерения скорости ультразвука компенсационным импульсно-фазовым методом».

Кроме этих докладов, большой интерес вызвали доклады по вибротехнике (доклады Ю. Н. Солодкина, В. П. Репина, В. Д. Мазина и В. Н. Некурящева).

В период работы конференции состоялось заседание секции измерительных информационных систем Научного совета по кибернетике при Президиуме АН СССР. На заседании секции были обсуждены вопросы координации научно-исследовательских работ и некоторые аспекты проблемы подготовки кадров. Регулярные заседания секции измерительных информационных систем решено проводить 3 раза в год.

В решениях VI конференции отмечается, что большинство представленных работ выполнено на высоком научном уровне и является результатом обобщения актуальных научных исследований, содержит значительные теоретические и практические результаты.

Конференция отметила также необходимость особого внимания к исследованиям и внедрению новых принципов и методов построения измерительных информационных систем, повышению надежности измерительной аппаратуры и к изысканию новых принципов построения первичных измерительных преобразователей с высокими метрологическими качествами, основанных на использовании функциональных свойств биологических систем, внутриатомных явлений и на других новых принципах. Обращено внимание на необходимость улучшения координации научно-исследовательских работ.

**Б. С. Синицын**

УДК 621.311.1

## СОВЕЩАНИЕ ПО ВЫСОКОГОРНЫМ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧАМ

1—3 октября 1964 г. в г. Фрунзе состоялось ИП координационное и научно-техническое совещание по высокогорным электропередачам, созданное Государственным комитетом Совета Министров Киргизской ССР по координации научно-исследовательских работ, Киргизским республиканским управлением научно-технического общества энергетической промышленности, Главным управлением энергетики и электрификации при Совете Министров Киргизской ССР и Киргизским научно-исследовательским отделом энергетики Главтехстройпроекта Государственного производственного комитета по энергетике и электрификации СССР.

В работе совещания приняло участие свыше 160 специалистов от 55 проектных и научно-исследовательских организаций, высших учебных заведений, строительно-монтажных и производственных предприятий Москвы, Ленинграда, Баку, Алма-Аты, Львова, Узбекской, Таджикской, Армянской и Киргизской ССР.

Совещание рассмотрело основные вопросы, связанные с созданием в горных районах СССР высоковольтных электропередач, и провело координацию научно-исследовательских работ в этой области.

На заседаниях были обсуждены опубликованные тезисы 37 докладов, а также заслушаны 4 обзорных доклада и 2 дополнительных сообщения.

В обзорных докладах были освещены следующие вопросы: перспективы создания Единой энергетической системы Средней Азии (Б. А. Удовиченко САО Энергосетьпроект), пути развития высоковольтных сетей Армении (Е. Н. Коцубина, Армгидроэнерго), план строительства высокогорных ЛЭП высших классов напряжения (А. С. Зеличенко, ОДП Энергосетьпроект) и опыт строительства и эксплуатации горных электропередач в Карпатах (И. М. Шапиро, ОКП Укр. отделения Энергосетьпроект).

Первая группа докладов, обсужденных на совещании, включала доклады, связанные с вопросами проектирования и строительства высокогорных линий электропередач. В первую группу входили доклады: В. С. Лугового (КирННОЭ) «Электропередача постоянного тока в схеме выдачи энергии Токтогульской ГЭС», С. Р. Глинтерника (ИЭМ) «Особенности работы энергетических блоков Токтогульской ГЭС при передаче энергии постоянным током», Г. А. Эрдмана (ИЭМ) «Влияние параметров гидрогенераторов Токтогульской ГЭС на технико-экономические показатели его работы на выпрямительную нагрузку», В. П. Кулакова (Гидропроект) «Распределительное устройство постоянного тока на удаленных от потребителей ГЭС», К. Н. Голосницкого (Гидропроект) «Технико-экономические показатели электропередачи постоянного тока от Токтогульской ГЭС», В. С. Лугового, С. С. Панкова, А. С. Тюрпенко (КирННОЭ) «Сравнительная экономическая эффективность вариантов выдачи энергии Токтогульской ГЭС», М. Д. Глейзера (Узб. НТОЭП) «Некоторые вопросы проектирования высокогорных линий электропередач Средней Азии», Б. Д. Давидяна (ГКСМ Арм. ССР по КНИР) «Изыскание

трасс высокогорных линий электропередач», Л. М. Кесельмана, А. П. Безобразова (САО Энергосетьпроект) «Весовые и ветровые пролеты горных ЛЭП», В. С. Лугового, О. А. Подрезова, А. И. Сафонова (КирННОЭ) «Перспективные трассы ЛЭП Токтогульской ГЭС», С. С. Панкова (ГК СМ Киргизской ССР по КНИР) «К методике определения зон экономической целесообразности применения высокогорных электропередач переменного и постоянного тока», В. Г. Волынкина (Институт автоматики АН Киргизской ССР) «Вопросы создания эффективных заземлителей в высокогорных районах», С. С. Панкова (ГК СМ Киргизской ССР по КНИР) «Методика оценки сравнительной надежности вариантов высокогорных трасс по метеорологическим данным», В. Г. Кадешвили (Грузинский НИИ энергетики) «Оптимальное размещение опор по трассе горной ЛЭП при помощи цифровой вычислительной машины», А. С. Тюрпенко (КирННОЭ) «Высокогорная ЛЭП Быстровка — Рыбачье», Н. С. Кисловой (НИИПТ) «Отечественный и зарубежный опыт проектирования высокогорных ЛЭП в части выбора проводов по короне».

Доклады второй группы касались вопросов изучения природных условий строительства и эксплуатации высокогорных линий электропередач. К этой группе относятся доклады: С. С. Шикина, К. П. Морозова, Е. П. Обуховой, А. И. Ибраимовой (Узб. НИИ энергетики и автоматики) «Климатическая характеристика Узбекистана в отношении ее влияния на величину среднегодовых потерь на корону», К. П. Морозова, С. С. Шикина, Е. П. Обуховой, У. Умуралиева (Узб. НИИ энергетики и автоматики) «Территориальное деление Узбекской ССР по условиям среднегодовых потерь на корону», Г. А. Апостолатова, В. А. Мезгина (КирННОЭ) «Некоторые итоги изучения грозового электричества на высокогорной станции Арсланбоб», А. С. Торосянья (Арм. фил. ВНИИЭМ) «Статистическое обобщение некоторых метеорологических параметров высокогорных условий, влияющих на электрический разряд в воздухе», О. А. Подрезова (КирННОЭ) «Ветровые нагрузки на линии электропередачи и другие технические сооружения на территории Киргизии», А. С. Волкова, И. Т. Тимофеева (Тадж. НИОЭ) «Климатические условия проектируемой трассы ЛЭП Нурукская ГЭС — Ташкент», А. Г. Трестмана (ТаджННОЭ) «Вопросы исследований гидрологических условий горнодолинных трасс ЛЭП» Л. Б. Гарцимана (Узб. НИИ энергетики и автоматики) «К вопросу уточнения расчетных ветровых нагрузок на ЛЭП», А. С. Ализаде, Д. А. Кулиева (Азерб. НИИ энергетики) «Грозовая деятельность в Азербайджане», Г. Л. Френкеля, К. А. Ажибаева, И. К. Мищенко, И. Т. Туркменова, В. Я. Эскина (Киргизский институт краевой медицины АМН СССР) «Специфика электротравматизма в условиях высокогорья».

В третью группу докладов, связанных с вопросами изоляции, короны и аппаратуры, входили доклады: Н. И. Тихофеева (НИИПТ) «Основные задачи научных работ в области изоляции высокогорных ЛЭП», М. М. Карапетяна, Р. Т. Сагаян (Арм. фил. ВНИИЭМ) «Об условиях работы силовых трансформаторов на высоте до 3 000 м над уровнем моря».

**М. В. Костенко, Ю. И. Пономарева (ЛПИ)** «Перенапряжения в потребительских трансформаторах при импульсных воздействиях на обмотки низшего напряжения», **П. А. Козырева** (ЛПИ) «К вопросу о повышении надежности изоляции электрических машин, работающих в высокогорных условиях», **Г. П. Делекторского, А. Н. Перфилетова, А. К. Манна** (Лен. филиал НИИКП, Севкабель, НИИПТ) «Высоковольтные кабели со сплошной полиэтиленовой изоляцией для горных ЛЭП постоянного тока», **Ф. Г. Кайданова, М. И. Чернобродова** (НИИПТ) «Измерения радиопомех на опытных линиях постоянного тока в Ленинграде и на перевале Тюз-Ашу в Киргизии», **В. И. Попкова** (НИИПТ) «Некоторые результаты исследований линейной изоляции при пониженном давлении воздуха», **В. С. Лугового, Н. Н. Тихофеева, Н. К. Никольского, И. О. Ордокова** (КирНИОЭ, НИИПТ), «Сравнительные исследования короны на опытных ЛЭП постоянного тока в горных и равнинных районах», **С. А. Федоровой** (КирНИОЭ) «Расчетные значения коэффициентов б/к и Кр для выбора изоляции в условиях Киргизии», **А. С. Торосяна, Р. А. Грзеляни, Р. А. Сохлякяна** (Арм. фил. ВНИИЭМ) «Некоторые результаты исследований потерь мощности на корону применительно к ЛЭП 500 кв, проходящим на высоте до 2 000 м над уровнем моря», **М. М. Карапетяна, А. С. Торосяна, Р. Т. Санагян** (Арм. фил. ВНИИЭМ) «Результаты исследований внешней изоляции для класса напряжения 110 кв включительно на высоте 2 000 м над уровнем моря», **М. М. Карапетяна, А. С. Торосяна, В. П. Калантаряна** (Арм. фил. ВНИИЭМ) «Высокогорные научно-исследовательские установки 550 кв на высоте 1 100 м и 500 кв на высоте 2 000 м над уровнем моря», **А. А. Иногамова, М. К. Бабаджановой** (Узб. НИИ энергетики и автоматики) «Исследование влияния метеорологических условий на разрядные напряжения линейной изоляции».

Совещание заслушало и обсудило сообщения о состоянии дел с сооружением высокогорных научно-исследовательских станций Арагац А. С. Торосяна (Арм. фил. ВНИИЭМ), Тюз-Ашу В. С. Лугового (КирНИОЭ) и о проектных работах по экспериментальным базам высокогорных электропередач **Н. Н. Соколова** (Энергосетьпроект).

В принятом решении констатируется, что ведущееся в горных районах Советского Союза строительство крупных гидроэлектростанций (Нурекская, Токтогульская, Воротанская и др.) требует ускоренного решения вопросов, связанных с созданием надежных и экономичных высокогорных линий электропередач и подстанций высших классов напряжений. В связи с этим научно-исследовательские, изыскательские и проектные работы, обеспечивающие решение этой новой научно-технической задачи, жизненно важной для горных районов СССР, не терпят отлагательства.

Совещание с удовлетворением отметило, что в основных горных районах СССР — Закавказье, Киргизии и Таджикистане с помощью центральных институтов Энергосетьпроект, Гидропроект, ЭНИИ, НИИПТ, ВНИИЭ и ЛПИ ведутся важные и целеустремленные исследования, отвечающие запросам практики.

Как и в прошлые годы, в Армении успешно продолжается изучение короны переменного тока на опытных пролетах ЛЭП 500 кв, расположенных на отметках 1 000 и 2 000 м над уровнем моря, а также ведутся работы по изоляции и метеорологии. В Киргизии на высоте 3 100 м над уровнем моря совместно с НИИПТ создана экспериментальная установка для изучения короны и радиопомех на унипольярных ЛЭП постоянного тока, исследования на которой ведутся по единой программе с дубль-установкой НИИПТ в Ленинграде. Новые результаты получены в Киргизии и Азербайджане по изучению атмосферного электричества. В республиках Средней Азии и Закавказья изучаются условия строительства и эксплуатации высоковольтных ЛЭП в условиях высокогорья, обследуются наиболее перспективные трассы для высокогорных ЛЭП, изучаются грозовая деятельность и климатические нагрузки на провода и опоры, а также опыт строительства и эксплуатации горных ЛЭП. Дальнейшее развитие получили начатые в Киргизии работы по высокогорным электропередачам постоянного тока. В проработках института Гидропроекта, НИИПТ, ИЭМ и КирНИОЭ применительно к Токтогульской ГЭС показана эффективность электропередачи постоянного тока для условий Центрального Тянь-Шаня.

В соответствии с рекомендациями II совещания по высокогорным электропередачам (Фрунзе, 1962 г.) Энергосетьпроект закончил составление проектных заданий высокогорных научно-исследовательских станций Арагац (Армения) и

Тюз-Ашу (Киргизия), начал изыскания трасс для высокогорных ЛЭП Токтогульской ГЭС.

Однако и в 1964 г. масштабы научных, изыскательских и проектных работ по горным электропередачам все еще не отвечают запросам практики, а решение основных вопросов, связанных с созданием экспериментальной базы в горных районах, недопустимо затягивается.

Так, несмотря на рекомендации авторитетных комиссий и совещаний, строительство основной экспериментальной базы для высокогорной электротехники — ВНИС на горе Арагац — еще не начато. Затянулось создание ВНИС Тюз-Ашу, призванной накапливать экспериментальные данные для проектирования высокогорных ЛЭП постоянного тока. Очень медленно и без необходимой координации идут работы по созданию силовых кабелей постоянного тока. Как и ранее, мало уделяется внимания вопросам механической части линий электропередач, методам производства и механизации строительно-монтажных работ, изучению и обобщению опыта строительства и эксплуатации горных линий электропередач. Далеко не везде в нужных масштабах изучаются природные условия на уже используемых и перспективных горных трассах. Своевременно не решаются многие вопросы электрификации горных сельскохозяйственных районов, в частности высокогорных районов отгонного животноводства.

Решения научно-технических совещаний по высокогорным электропередачам в Тбилиси (1959 г.), Душанбе и Фрунзе (1960—1962 гг.) выполняются плохо, материальная база и кадры растут медленно, фронт начатых работ в области горных электропередач не расширяется.

Объединение основных энергетических учреждений Закавказья и Средней Азии в Государственном производственном комитете по энергетике и электрификации СССР еще мало сказалось на масштабах и темпах работ по высокогорным электропередачам.

В целях устранения намеченных недостатков и расширения работ по созданию горных электропередач совещание признало необходимым рассмотреть состояние научно-исследовательских и проектных работ по высокогорным электропередачам на научном совете Государственного комитета по координации научно-исследовательских работ СССР и включить в число особо важных тем-заданий на 1965—1970 гг. тему «Разработка и создание горных и высокогорных электропередач высших классов напряжений».

Отметив недостаточное внимание к вопросам проектирования высокогорных ЛЭП, совещание рекомендовало институту Энергосетьпроект принять организационные меры по усилению этих работ.

Совещание обратилось в Государственный производственный комитет по энергетике и электрификации СССР с просьбой ускорить создание высокогорных научно-исследовательских станций Арагац и Тюз-Ашу, а также форсировать научно-исследовательские, изыскательские и проектные работы по высокогорной электропередаче Токтогульской ГЭС в вариантах переменного и постоянного токов.

Совещание рекомендовало Госкомитетам по КНИР и энергетическим учреждениям республик Средней Азии и Закавказья расширить и углубить изучение природных условий строительства и эксплуатации высоковольтных ЛЭП на высокогорных трассах (ветер, гололед, лавины, оползни, электрические и тепловые характеристики грунтов, загрязненные изоляции, грозовая деятельность, гидрологический режим, геоморфологические условия и др.) с целью обоснования выбора расчетных климатических условий и разработки нормативов для проектирования высокогорных ЛЭП. В связи с этим в указанных республиках должны быть усилены существующие и созданы новые сетевые лаборатории и специализированные подразделения, работающие в области горных электропередач, увеличено финансирование, расширен прием в местную и центральную аспирантуры.

Совещание обратило внимание энергосистем, эксплуатирующих горные ЛЭП, и научно-исследовательских учреждений Армении, Грузии, Киргизии и Таджикистана на необходимость тщательного и полного научного анализа технических причин повреждаемости и других эксплуатационных показателей горных ЛЭП.

Совещание подтвердило целесообразность разработки рациональных конструкций типовых опор и фундаментов для высокогорных ЛЭП всех классов напряжений, а также специальных механизмов для строительства горных ЛЭП.

В соответствии с этим в тематике научных учреждений республик Средней Азии и Закавказья должно быть предусмотрено изучение вопросов механической части горных ЛЭП.

Признано необходимым в ближайшее время провести научно-исследовательские и опытные работы по созданию кабелей постоянного тока напряжением 300 кв с полиэтиленовой

изоляцией для испытаний на высокогорном стенде ВНИС Тюз-Ашу.

Совещание обратилось в Министерство высшего и среднего специального образования СССР с просьбой ввести в политехнических институтах гг. Еревана, Тбилиси, Фрунзе и Душанбе факультативный курс «Особенности проектирования, строительства и эксплуатации высокогорных электропередач».

*Кандидат техн. наук В. С. Луговой*



## 100-ЛЕТНИЙ ЮБИЛЕЙ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА ТЕЛЕСВЯЗИ

17 мая 1965 г. исполнилось 100 лет со дня основания Международного Союза телесвязи.

Редакция журнала «Электричество» горячо поздравляет Союз со славным юбилеем, желает ему дальнейших успехов в деле международного сотрудничества ученых-связистов и благодарит за присланную нам книгу «От семафора до спутника», изданную М. С. Т. по случаю векового юбилея.

*Редакция журнала «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»*

### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

**Н. И. Борисенко, Г. В. Бутиевич, Б. Б. Воронецкий, Д. В. Васильев, Н. Г. Дроздов**  
(главный редактор), **Л. А. Дубинский, Л. А. Женулии, А. М. Залесский, А. С. Касаткин,**  
**М. П. Костенко, П. И. Кузнецов, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц, Н. А. Мельников,**  
**Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, В. А. Самохвалов, В. В. Соловьевников,**  
**И. А. Сыромятников, А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов**

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон: К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтamt, почтовый ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО.