

СОВЕТ НАРОДНОГО ХОЗЯЙСТВА ЛЕНИНГРАДСКОГО ЭКОНОМИЧЕСКОГО РАЙОНА

ГОСУДАРСТВЕННЫЙ СОЮЗНЫЙ ДВАЖДЫ ОРДЕНА ЛЕНИНА, ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ЛЕНИНГРАДСКИЙ ЭЛЕКТРОМАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЙ ЗАВОД „ЭЛЕКТРОСИЛА“ имени С. М. КИРОВА

ЛЕНИНГРАДСКОЕ ПРАВЛЕНИЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ
Первичная организация НТОЭП при заводе „Электросила“ имени С. М. Кирова и Лен. филиала ВНИИЭМ

СБОРНИК
„ЭЛЕКТРОСИЛА“

№ 24



СОВЕТ НАРОДНОГО ХОЗЯЙСТВА ЛЕНИНГРАДСКОГО ЭКОНОМИЧЕСКОГО РАЙОНА

ГОСУДАРСТВЕННЫЙ СОЮЗНЫЙ ДВАЖДЫ ОРДЕНА ЛЕНИНА, ОРДЕНА ТРУДОВОГО КРАСНОГО ЗНАМЕНИ
ЛЕНИНГРАДСКИЙ ЭЛЕКТРОМАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫЙ ЗАВОД «ЭЛЕКТРОСИЛА» имени С. М. КИРОВА

ЛЕНИНГРАДСКОЕ ПРАВЛЕНИЕ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ
Первичная организация НТОЭП при заводе «Электросила» имени С. М. Кирова и Лен. филиала ВНИИЭМ

СБОРНИК „ЭЛЕКТРОСИЛА“

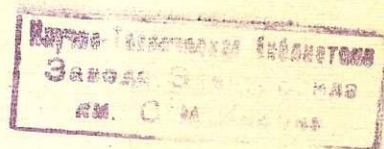
№ 24

ОПЫТ ЗАВОДА «ЭЛЕКТРОСИЛА» и ЛЕНИНГРАДСКОГО
ФИЛИАЛА ВНИИЭМ ПО ПРОЕКТИРОВАНИЮ, РАСЧЕТАМ,
ИССЛЕДОВАНИЮ И ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА
ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН И АППАРАТОВ

114866/10
01/198411



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»
МОСКВА 1965 ЛЕНИНГРАД



СОДЕРЖАНИЕ

Сборнику «Электросила» — 20 лет	3	<i>Г. М. Хуторецкий</i> . Индуктивное сопротивление Потье невынолюющихся машин	64
I. Исследование электрических машин			
<i>Э. И. Гуревич</i> . Методика исследования новой системы охлаждения гидрогенераторов	5	II. Активные и изоляционные материалы	
<i>К. В. Песоцкая, И. Ф. Филиппов</i> . Методика исследования вентиляции ротора с забором газа из зазора	10	<i>А. М. Чайковская, А. М. Шкатова</i> . Сталь поковки ротора турбогенератора ТВВ-500-2	69
<i>Р. А. Лютер, Н. Я. Самойлович, В. В. Коган</i> . Асинхронные моменты вращения машины с массивным ротором и немагнитным бандажом	16	<i>Н. А. Греков</i> . Требования к материалам роторных бандажных колец турбогенераторов	74
<i>Г. М. Хуторецкий</i> . Дифференциальные рассеяния турбогенераторов с большим воздушным зазором	18	<i>Т. Ф. Белова, В. И. Райнус</i> . Теплоустойчивость коллекторной меди различных марок	78
<i>Г. К. Жерве</i> . Возвратная работа машин переменного тока	21	<i>Е. П. Богданова, Е. В. Вишняков, Ф. А. Коленко, И. Т. Сушкова</i> . Новые виды изоляции электрических машин высокого напряжения	82
<i>Ю. Л. Цирлин</i> . Исследование реактивных сопротивлений ненагруженных синхронных машин	25	<i>Б. Д. Ваксер</i> . Ионизационные процессы и конструирование статорной изоляции высоковольтных машин	85
<i>А. А. Сорокина</i> . Определение добавочных потерь статорных обмоток крупных машин	31	III. Технология производства	
<i>И. Н. Рабинович</i> . Машины постоянного тока с эксцентричным зазором под главным полюсом	36	<i>Б. П. Фомин, Б. Г. Циханович</i> . Транспортировка, хранение и подача в статор стержней статорной обмотки мощных турбогенераторов	90
<i>В. Н. Слита, И. Г. Шубов</i> . Аэродинамический шум электрических машин и его подавление	41	<i>В. И. Смирнов, К. Д. Смирнов</i> . Автоматическая подача крупногабаритных заготовок в 1600-т пресс	99
<i>И. Г. Шубов</i> . О магнитном шуме машин постоянного тока	45	<i>Б. Г. Циханович, К. А. Чистяков</i> . Суппорт с механической подачей для проточки коллекторов	103
<i>И. Н. Богаенко, Ю. К. Васильев</i> . Тепловые и вентиляционные исследования электрических машин главного привода слябинга	49	IV. В первичной организации НТОЭП	
<i>В. А. Люлько, О. М. Мамонова</i> . Измерения коммутационных перенапряжений в электрических машинах	55	Научно-техническое совещание по вопросам современного уровня и перспектив развития гидрогенераторостроения	
<i>Ю. Л. Цирлин</i> . Тахогенератор типа униполярной машины для исследования пусковых характеристик	61		

Редакционная коллегия:

В. В. Романов (отв. редактор), *Р. А. Лютер, Д. А. Завалишин* (научные редакторы), *Н. П. Виткова* (отв. секретарь), *В. А. Емельянов, А. С. Еремеев, Г. К. Жерве, Н. П. Иванов, Е. Я. Казовский, Н. В. Куликов, В. Н. Королев, В. В. Титов, Б. Г. Циханович* (члены редколлегии).

Адрес редакции: Ленинград, 6, Московский пр., 158, ЛЭО «Электросила», Отдел Главного конструктора

СБОРНИК «ЭЛЕКТРОСИЛА» № 24

Редактор *В. В. Романов*Технический редактор *Е. М. Соболева*Корректоры *Л. А. Лишанова, М. Э. Орешенкова*

Сдано в производство 22/IX 1964 г. Подписано к печати 14/XII 1964 г. М-42247. Печ. л. 13,5.
Уч.-изд. л. 13,2. Бум. л. 6,75. Формат 60×90¹/₈. Тираж 2000. Заказ 1442. Бесплатно.

Ленинградская типография № 4
Главполиграфпрома Государственного комитета Совета Министров СССР по печати,
Социалистическая, 14.

СБОРНИКУ „ЭЛЕКТРОСИЛА“—20 ЛЕТ

Двадцать лет тому назад, в марте 1945 года, под редакцией главного инженера завода «Электросила», проф. Д. В. Ефремова, проф. В. А. Толвинского, инженеров (ныне докторов технических наук) Е. Я. Казовского и Е. Г. Комара вышел в свет первый номер научно-технического сборника «Электросила».

Огромные трудности стояли тогда перед коллективом завода «Электросила», в связи с большими задачами, возложенными на него Партией и Правительством по восстановлению энергооборудования разрушенных электростанций и промышленных предприятий страны, и развитием электромашиностроения, а также необходимостью восстановления разрушенных корпусов цехов, паросиловых коммуникаций и оборудования завода. Несмотря на необходимость решения неотложных технических, организационных и хозяйственных вопросов, руководство завода прекрасно сознавало, что дальнейшее развитие электромашиностроения немыслимо без проведения глубоких научно-исследовательских работ, внедрения в производство достижений науки и техники, передового опыта новаторов.

Применение новых математических методов анализа к расчету электрических машин, использование достижений физики, химии и общего машиностроения должны были лечь в основу создания новых мощных, надежных и экономичных в эксплуатации электрических машин. В той творческой работе, которая развернулась в связи с этим на заводе «Электросила», большая роль отводилась печати. Началось издание сборника «Электросила», в задачи которого входили развитие, обобщение и популяризация накопленного коллективом опыта и передача его для широкого внедрения в практику.

В первом номере сборника, обращаясь к читателям, редакция сообщила, что в нем будут печататься результаты выполненных на заводе теоретических и экспериментальных работ по важным для электромашиностроения вопросам, а также различные информации о расчетном, конструкторском и технологическом опыте.

Эта основная линия неизменно выдерживалась во всех номерах сборника. Однако развитие электромашиностроения пошло столь быстрыми темпами и потребовало не только выполнения работ по вопросам, связанным с непосредственным внедрением результатов в практику, но и постановки широких проблемных исследований в целях создания научного задела для дальнейшего развития

электромашиностроения. В соответствии с этим современные номера сборника «Электросила», наряду с материалом, показывающим сегодняшней день технической жизни коллектива, содержат значительный материал, посвященный проблемным вопросам ближайшего будущего.

Таким образом, сборник «Электросила» дает не только информацию о технических успехах завода, обобщает результаты творческой работы коллектива завода, но и отражает рост технического уровня, знакомит с предстоящими задачами. Этим самым сборник стимулирует инженерно-технический коллектив на углубление и развитие научно-исследовательских работ.

Если читатель сопоставит материалы, опубликованные в первых выпусках сборника и последних его номерах, то он увидит, какой огромный путь прошли электромашиностроители «Электросилы», каких успехов они достигли за прошедшие 20 лет. Этому способствовал и коллектив авторов, обобщающих научный, технический и производственный опыт, делающий его достоянием широких кругов читателей.

* * *

Сборник «Электросила» № 24 содержит большой и разнообразный материал по проводимым ЛЭО «Электросила» научно-исследовательским работам. Значительное место уделено вопросам исследования электромашин.

Прежде всего, в связи с исключительной актуальностью вопросов создания новых систем охлаждения электрических машин, большое место в сборнике отведено методике исследования новой системы охлаждения гидрогенераторов. В результате применения этой методики удалось выявить возможность резкого увеличения использования активных материалов при применении непосредственного водяного охлаждения статорных обмоток и форсированного непосредственного воздушного охлаждения обмоток возбуждения.

Значительный интерес представляет разработка методики исследования вентиляции ротора турбогенератора с забором газа через зазор.

Авторами статьи создана вращающаяся модель ротора турбогенератора и произведено исследование ее аэродинамических характеристик, чем подведена база для проведения вентиляционных расчетов турбогенераторов.

Весьма важным вопросом, связанным с рабо-

той мощных турбогенераторов в условиях эксплуатации, является создание обоснованной методики расчета токов и моментов при асинхронном режиме их работы. Созданию такой методики посвящена статья Р. А. Лютера, Н. Я. Самойлович и В. В. Коган.

В номере опубликован также материал об углубленных исследованиях в области параметров синхронных машин, проведенных инженерами Г. М. Хуторецким и Ю. Л. Цирлиным.

Большой интерес для читателей представит статья Г. К. Жерве, в которой подробно рассматривается применение синхронной машины, возбуждаемой по двум осям, в качестве нагрузочной машины испытываемой синхронной машины.

Ряд важных вопросов, касающихся определения коммутационных перенапряжений, добавочных потерь, исследования пусковых характеристик, отражен в статьях В. А. Люлько и О. М. Мамоновой, А. А. Сорокиной и Ю. Л. Цирлина.

Вопросам расчета машин постоянного тока и их исследованиям посвящены статьи И. Н. Рабиновича, И. Н. Богаенко и Ю. К. Васильева. Анализ шумов в электрических машинах проведен в статьях В. Н. Слита и И. Г. Шубова.

Вопросам активных и изоляционных материалов, как основной базе, на которой базируется дальнейшее совершенствование электрических машин, также уделено в сборнике значительное место. Особое значение имеют в настоящее время новые виды изоляционных материалов, которым посвящена статья Е. П. Богдановой, Ф. А. Коленко, Е. В. Вишнякова и И. Т. Сушковой. Следует пожелать быстрее внедрения новых типов

изоляции, особенно в части замены дорогостоящей слюды.

Таким образом, помещенный в сборнике большой и разносторонний материал, несмотря на то, что это лишь небольшая часть осуществляемых на заводе исследований, отражает высокий уровень научных работ, проводимых ЛЭО «Электросила».

Третий раздел сборника № 24 посвящен вопросам технологии производства. Материалы этого раздела позволяют судить о новых прогрессивных методах транспортировки, хранения и подачи стержней турбогенераторов, а также подаче заготовок к прессу при штамповке сегментов роторов гидрогенераторов, применяемых на заводе «Электросила». Опубликованный материал свидетельствует о большой работе по совершенствованию технологических процессов, успешно выполняемой технологами завода.

Последний раздел сборника отводится информации. Здесь можно познакомиться с материалом научно-технической конференции по перспективам развития гидрогенеростроения, прошедшей на заводе «Электросила» в ноябре 1963 года. Ряд докладов работников завода на этой конференции продемонстрировал успехи завода, достигнутые за последние годы в области гидрогенеростроения.

В дальнейших номерах сборника предполагается отразить ряд существеннейших вопросов, связанных с применением математических машин для расчета электрических машин, электромашинной аппаратуры, организации производства, а также проблемные вопросы в области развития крупного электромашино- и аппаратостроения.

1. ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Методика исследования новой системы охлаждения гидрогенераторов

Э. И. ГУРЕВИЧ

Введение

В 1962 г. в условиях пуско-наладочных работ были проведены предварительные вентиляционные и тепловые испытания опытного генератора мощностью 115 Мвт. Результаты этих испытаний свидетельствовали о высокой эффективности новой системы охлаждения [Л. 1].

В дальнейшем были осуществлены испытания опытного генератора при повышенной мощности. Предварительно была усовершенствована измерительная система. Испытания на нагревание проводились в косвенных режимах и режимах нагрузки в диапазоне кажущейся мощности от 100 до 162 Мва.

Ввиду того, что активная мощность агрегата ограничена по условиям эксплуатации турбины значением 125 Мвт, повышение кажущейся мощности генератора осуществлялось за счет снижения коэффициента мощности.

Вентиляционные испытания проводились в режиме холостого хода без возбуждения при двух вариантах исполнения вентиляционной схемы генератора: с верхними вертикальными воздухоподводящими щитами и без них.

1. Методика исследования

Наибольший интерес представляло исследование системы охлаждения обмотки ротора. В гидравлической системе, состоящей из канала с рядом ответвлений, как правило, наблюдается неравномерное распределение скоростей в ответвлениях по направлению длины питающего канала [Л. 2]. Результаты исследований на моделях катушек ротора подтвердили этот факт: было обнаружено, что скорости имеют наибольшие значения в поперечных междувитковых каналах, ближайших к полюсному башмаку, т. е. в наиболее удаленных от входа в питающий канал ответвлениях; наименьшие скорости были измерены в каналах, ближайших к входу в питающий канал, т. е. к ободу ротора. При этом не наблюдалось заметной разницы в скоростях по длине витка. Это явилось основанием для размещения измерительных элементов в действующем генераторе по следующей схеме: в одном из полюсов ротора были установлены рав-

номерно по высоте катушки семь датчиков для измерения скорости воздуха, расположенных в одном радиальном сечении, и двадцать четыре датчика температуры обмотки, размещенные в трех радиальных сечениях. Кроме того, были установлены датчики скорости при входе в питающий канал между обмоткой и сердечником полюса.

Измерителями скорости воздуха служили термоанемометры конструкции Ленинградского фи-

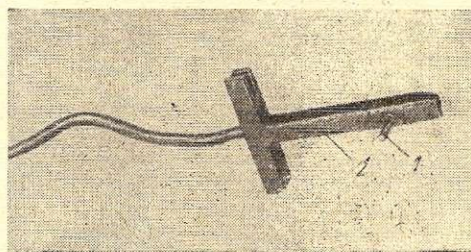


Рис. 1. Измеритель скорости воздуха.
1 — чувствительный элемент; 2 — корпус.

лиала ВНИИЭМ [Л. 3]. Корпус каждого из датчиков, предназначенных для измерения скоростей воздуха в междувитковых каналах (рис. 1), размещался между витками, образующими стенки канала, и прикреплялся к ним винтами. Чувствительный элемент располагался на одинаковом расстоянии от входа и выхода канала и омывался поперечным потоком воздуха. Чувствительные элементы датчиков, предназначенных для измерения скорости воздуха в питающем канале, также располагались перпендикулярно направлению потока.

В качестве измерителей температуры обмотки были использованы термпары медь — константан, которые встраивались в междувитковые прокладки (рис. 2). Измерительный элемент состоял из медной пластинки толщиной 0,5 мм, к которой припаивались короткие медный и константановый проводники. Элемент укладывался в специально выфрезерованную в прокладке канавку глубиной 1,8 мм, а свободные концы проводников впаивались в отверстия клемм, винченных в торцевую часть прокладки. Поверх элемента с помощью эпоксидной смолы наклеивалась пластинка из стек-

лотекстолита. Прокладки, оснащенные термопарами, устанавливались между витками обмотки при ее изготовлении вместо нормальных изоляционных прокладок. Подпайка подводящих проводов к клеммам осуществлялась после установки готовой катушки на полюс. Поскольку спай каждой термопары размещался посередине прокладки, то измерению подвергалась полусумма значений температуры двух соседних витков в измерительном сечении.

Провода от измерительных элементов, установленных в роторе, проводились от исследуемого полюса по спице во втулку ротора и через центральную полость штанги привода разворота лопастей

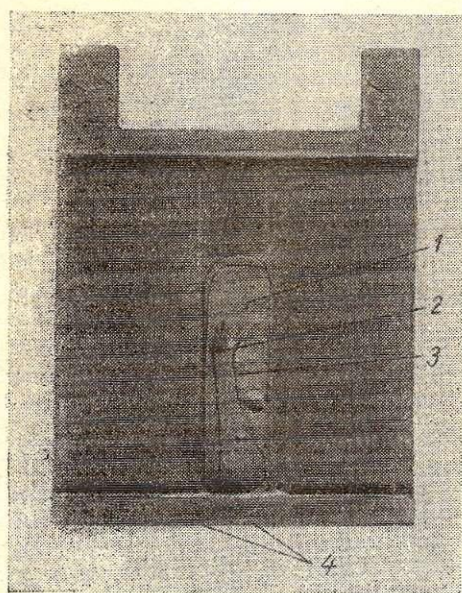


Рис. 2. Измеритель температуры обмотки.

1 — медная пластинка; 2 — медный провод; 3 — константановый провод; 4 — клеммы.

турбины к контактному устройству — токосъемнику вертикального типа с 50 парами медных колец и медно-графитных щеток. Все измерительные элементы в процессе их изготовления были испытаны по отношению к корпусу напряжением 5 кВ; измерительная система в целом была подвергнута испытанию напряжением 2,5 кВ. Из соображений безопасности измерений обмотка полюса, оснащенная датчиками, была заземлена через обод ротора.

Помимо измерения температуры в отдельных точках обмотки ротора, производилось измерение средней температуры обмотки по ее сопротивлению методом вольтметра и амперметра. Разность значений средней температуры обмотки, измеренной таким образом, и среднеарифметического значения температуры, полученного из показаний термопар, ни в одном из опытов не превысила 3°С.

В реальном гидрогенераторе всегда имеются условия для обратного перетекания (рециркуляция) некоторой части горячего воздуха, вследствие чего температура и расход воздуха, входящего в ротор, отличаются от температуры и расхода воздуха при выходе из охладителей.

Для измерения температуры воздуха, входящего в звезду ротора сверху машины, в промежутке между корпусом вспомогательного генератора и спицами ротора были установлены на крон-

штейне шесть термопар медь — константан. Температура воздуха, входящего в звезду ротора снизу (из шахты), измерялась переносным термометром сопротивления. Использование практически безынерционного термометра позволяло быстро производить измерение температуры, усредненной по сечению рамки, в нескольких местах, и потому уверенно располагать средним значением температуры воздуха на исследуемом участке. Погрешность единичного измерения температуры таким термометром не превышала 0,4°С.

Расход воздуха через ротор определялся калориметрическим способом (см. § 3). Основными исходными данными при этом служили:

а) температура воздуха при входе в охладители и при выходе из них, измеренная соответственно по 12 и 24 ртутным термометрам с ценой деления 1°С и с помощью переносного термометра сопротивления;

б) температура воздуха при входе в ротор;

в) расход воздуха через охладители, измеренный крыльчатым анемометром.

В качестве вспомогательных (контрольных) данных использовались результаты измерения температуры в воздушном зазоре (по термопарам) и в камерах лобовых частей (переносным термометром сопротивления).

Таким образом, измерительная система обеспечивала получение необходимых данных для анализа процесса теплообмена в роторе.

Самостоятельным разделом исследования являлось определение отдельных потерь в генераторе калориметрическим способом. Особенность исследуемой конструкции заключается в отводе тепла от активных частей двумя охлаждающими средами. Поэтому наряду с определением количества тепла, отводимого каждым теплоносителем, необходимо принимать во внимание тепловой поток через корпусную изоляцию обмотки статора.

Потери, отводимые воздухом, определялись по его расходу и подогреву. Для определения потерь, проходящих через изоляцию обмотки статора, требовалось располагать средними значениями температуры на внутренней и наружной поверхностях изоляции в пазовой и лобовых частях обмотки. В качестве температуры на поверхности изоляции, обращенной к обмотке, принималось среднее значение температуры дистиллята, определенное по показаниям ртутных лабораторных термометров с ценой деления 0,1°С, которые были установлены на входе в напорный коллектор и на выходе из сливного коллектора системы охлаждения обмотки статора. Температура наружной поверхности изоляции пазовой части обмотки измерялась с помощью 122 термометров сопротивления, уложенных на дно пазов. Для определения потерь, проходящих через изоляцию лобовых частей, использовались результаты измерения температуры воздуха в камерах лобовых частей. Тепловое сопротивление изоляции определялось на базе экспериментальных данных о теплопроводности компаундированной микалентной изоляции в пазу шихтованного сердечника, полученных в Ленинградском филиале ВНИИЭМ [Л. 3.].

Значительный интерес представляет определение в действующей машине добавочных потерь в обмотке статора с полыми проводниками.

Результат измерения суммарных потерь, выделяющихся в обмотке, калориметрическим способом (по расходу и подогреву дистиллята) искажается фактом теплопередачи через корпусную изоляцию. Если учесть потери, проходящих через изоляцию, не может быть произведен с достаточной для этой цели достоверностью (чему часто препятствует неопределенность в значении теплопроводности изоляции), то можно свести количество этих потерь к пренебрежимой величине путем специальных мер в процессе ведения испытательного режима. Эти меры должны быть направлены на устранение разности температуры наружной и внутренней поверхностей изоляции. Регулирование этих значений температуры в условиях испытаний осуществимо в достаточно широких пределах за счет изменения температуры входящего дистиллята и в какой-то мере его расхода, изменения температуры охлаждающего воздуха за счет регулирования расхода воды в охладителях, а если этого недостаточно, — путем изменения тока возбуждения.¹

Применение такого способа, естественно, предполагает последовательные приближения и требует достаточного времени. Точность измерения потерь, выделяющихся в обмотке, определяется в данном случае точностью измерения расхода дистиллята.

2. Распределение расходов охлаждающего воздуха в генераторе

На рис. 3 приведена схема циркуляции охлаждающего воздуха в генераторе, из которой видно, что расход воздуха через ротор Q_p отличается от полезного расхода воздуха через охладители Q

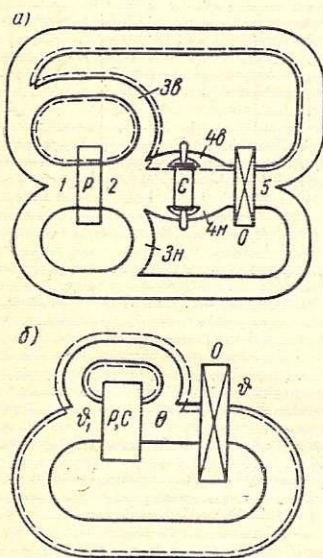


Рис. 3. Подробная (а) и упрощенная (б) схемы циркуляции охлаждающего воздуха в генераторе.

1 — вход в ротор; 2 — выход из ротора (воздушный зазор); 3н, 3в — рециркулирующий горячий воздух; 4н, 4в — камеры лобовых частей; 5 — выход из охладителей; P — ротор; C — статор; O — охладители.

2) средняя температура воздуха при входе в звезду ротора принимается равной полусумме

¹ Такой опыт был осуществлен на данном генераторе в 1962 г. [Л. 1].

значений температуры воздуха, входящего в ротор сверху и снизу машины.

Из уравнения теплового баланса

$$cQ'_p(\theta - \vartheta_1) = cQ'(\theta - \vartheta)$$

следует:

$$Q'_p = Q' \frac{\theta - \vartheta}{\theta - \vartheta_1}; \quad (1)$$

здесь c — теплоемкость воздуха, $квт \cdot сек / м^3 \cdot град$;
 θ — температура горячего воздуха;
 ϑ — температура воздуха при выходе из охладителей;
 ϑ_1 — температура воздуха при входе в ротор.

Если допустить, что общий расход воздуха изменяется пропорционально изменению средней скоро-

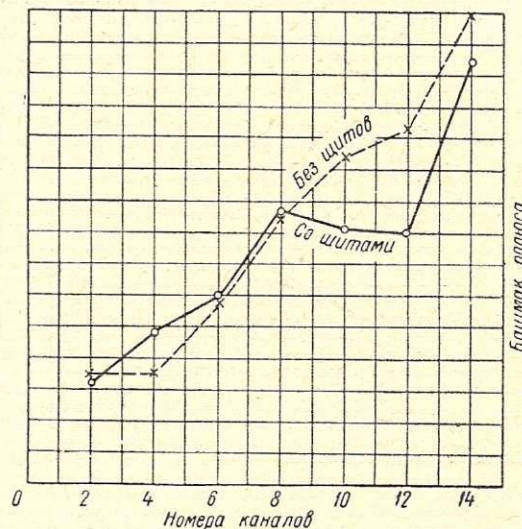


Рис. 4. Распределение скоростей воздуха в междувитковых каналах по высоте обмотки ротора.

сти воздуха в междувитковых каналах, то можно определить расход через ротор при нормальной схеме, т. е. при наличии щитов:

$$Q_p = Q'_p \frac{v_k}{v'_k}. \quad (2)$$

Значения расходов воздуха, полученные в результате непосредственных измерений скоростей на различных участках вентиляционного тракта машины и калориметрических опытов, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Измерительный участок	Расход, $м^3/сек$		Способ измерения
	со щитами	без щитов	
Вход в каналы между обмоткой и сердечниками полюсов	93	—	Термоанемометром
Каналы между витками обмотки ротора	83	91	»
Выход из охладителей	88	66	Крыльчатый анемометром
Вход в ротор	123 ¹	135	Калориметрическим способом

¹ Значение получено пересчетом по формуле (2).

Как видно из таблицы, при нормальной схеме вентиляции в машине рециркулирует $35 \text{ м}^3/\text{сек}$ горячего воздуха, а при снятых щитах расход рециркуляции увеличивается примерно до $70 \text{ м}^3/\text{сек}$.

Около 70% расхода воздуха через ротор проходит через междувитковые каналы обмотки. Распределение скоростей воздуха в этих каналах по высоте катушки (рис. 4) отличается существенной неравномерностью: максимальное значение скорости

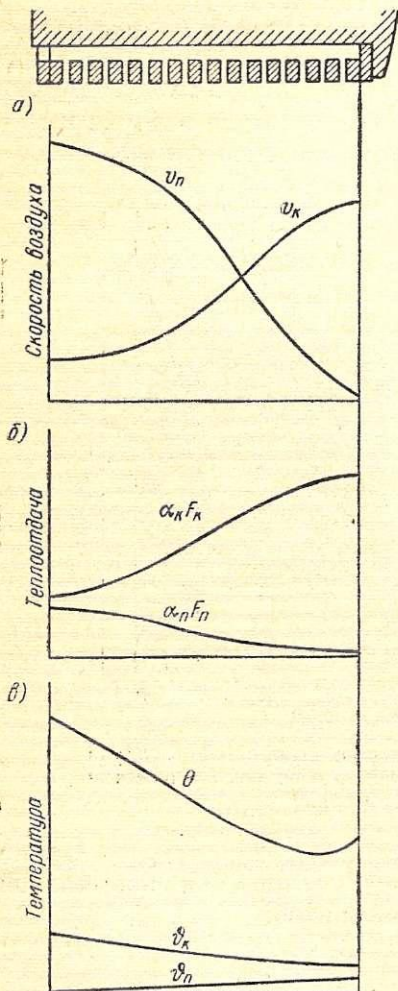


Рис. 5. Картина формирования температуры обмотки ротора: а — скорости воздуха в каналах; б — приведенные коэффициенты теплоотдачи; в — температура обмотки и газа в каналах.

душий. Это вызвано тем, что поверхность охлаждения крайних витков почти вдвое меньше поверхности остальных витков, так как крайние витки примыкают непосредственно к изоляционной шайбе. Измерения, произведенные в трех радиальных сечениях, не позволили обнаружить сколько-нибудь заметных температурных перекосов по длине витков.

Степень неравномерности нагревания обмотки может быть охарактеризована отношением максимального превышения температуры обмотки к среднему превышению. Это отношение оказывается равным 1,20. Если привести полученные данные к условиям работы генератора при нормальной вентиляционной схеме, то получим, что значение коэффициента неравномерности нагревания обмотки

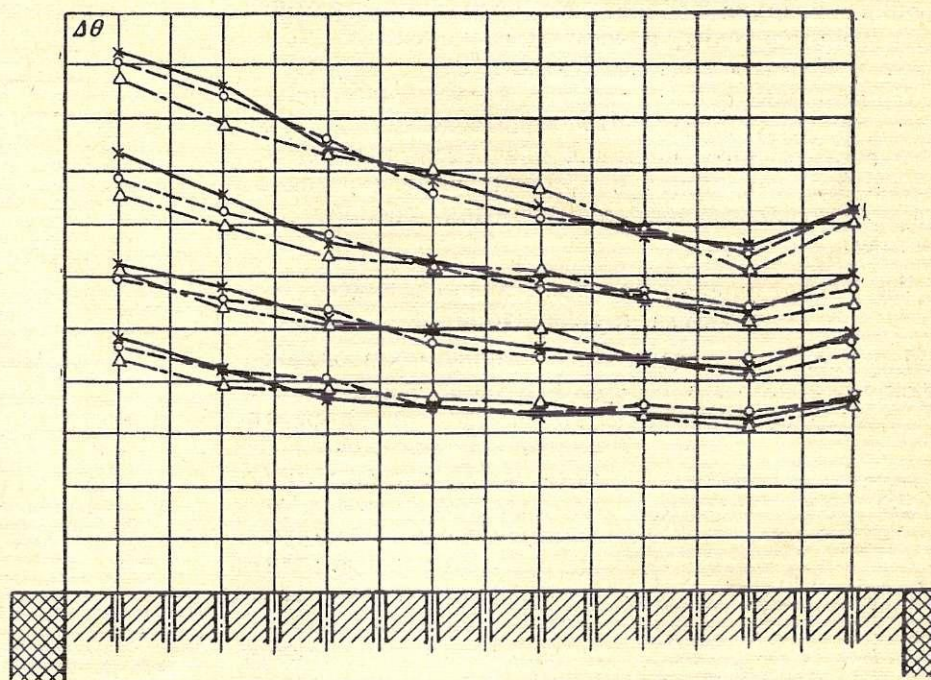


Рис. 6. Распределение превышения температуры обмотки возбуждения по высоте катушки над температурой воздуха, входящего в ротор.

оказалось в четыре-пять раз выше минимального значения. Этот результат подтверждается данными подобных измерений, проведенных на исследуемом роторе персоналом ВНИИЭМ по оригинальной методике [Л. 1], а также результатами измерений, произведенных в лабораторных условиях на специально изготовленной модели, в точности воспроизводящей геометрию полюса.

3. Распределение температуры в обмотке ротора

Картина формирования температуры обмотки ротора исследуемой конструкции представлена на рис. 5. На рис. 6 показаны результаты измерения температуры обмотки ротора. Как видно из рисунка, наиболее нагретым является виток, ближайший к ободу ротора, а температура обмотки понижается в направлении к полюсному башмаку. Однако ближайший к башмаку виток имеет несколько более высокую температуру, чем преды-

дущий. Это вызвано тем, что поверхность охлаждения крайних витков почти вдвое меньше поверхности остальных витков, так как крайние витки примыкают непосредственно к изоляционной шайбе.

На основании опытных данных можно определить среднее значение коэффициента теплоотдачи с поверхностью обмотки возбуждения.

4. Максимальная мощность опытного гидрогенератора по условиям нагревания активных частей

В результате исследования выяснено, что при кажущейся мощности порядка 160 Мва , токе статора 6800 а и токе возбуждения 2600 а превышения температуры активных частей не достигают еще предельно допустимых значений. Магнитное использование активной стали в исследуемой машине сохранено на уровне, присущем обычным гидрогенераторам, тогда как потери, выделяющиеся в обмотке статора, целиком отводятся водой. По этой причине температура активной стали

значительно ниже допустимого значения и отличается от температуры воздуха, непосредственно омывающего сердечник, не более чем на 10°C (рис. 7). Следовательно, активная сталь статора исследуемого генератора не ограничивает мощность машины.

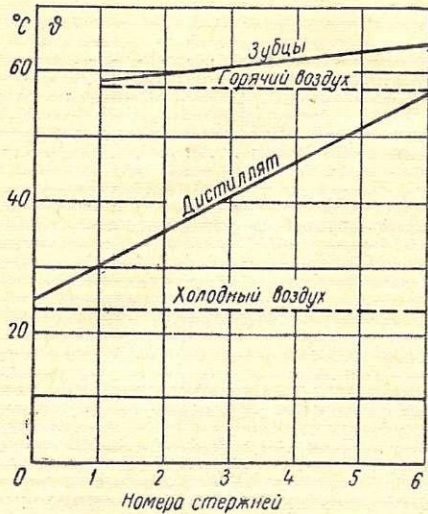


Рис. 7. Температура зубцовой зоны статора в зависимости от положения стержня в группе по дистилляту.

В обмотке статора с непосредственным водяным охлаждением предельно допустимая температура ограничивается температурой нагретого дистиллята 70°C при температуре входящего дистиллята 35°C . Максимальное значение подогрева дистиллята в обмотке статора при его номинальном расходе составило $31,3^{\circ}\text{C}$.

Как видно из рис. 8, среднее превышение температуры обмотки ротора практически пропорционально потерям на возбуждение. Это позволяет

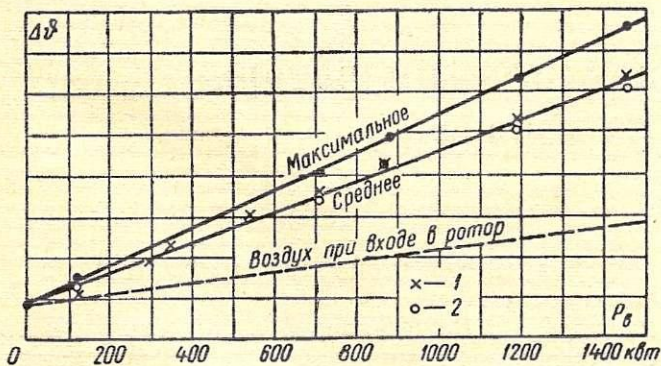


Рис. 8. Зависимость превышения температуры обмотки ротора над температурой холодного воздуха от потерь на возбуждение.

1 — по сопротивлению; 2 — по термопарам.

линейно экстраполировать результаты на повышенные значения потерь или, что удобнее для практического пользования, строить зависимость превышения температуры от плотности тока в обмотке возбуждения с учетом зависимости сопротивления обмотки от температуры (рис. 9).

В соответствии с действующими стандартами максимально допустимое превышение температуры обмотки ротора для изоляции класса В равно 95°C .

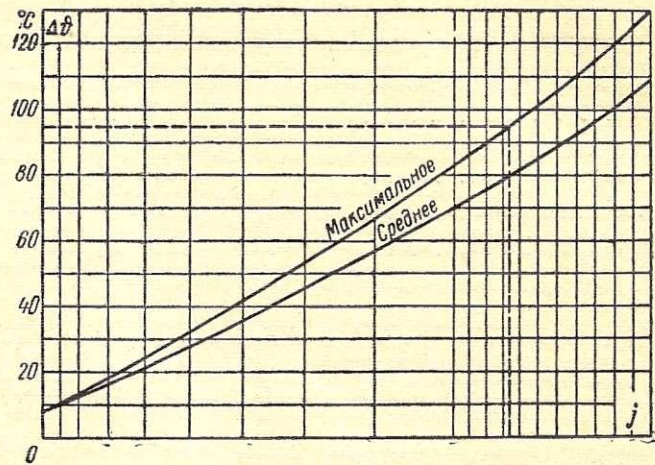


Рис. 9. К определению допустимой плотности тока возбуждения.

5. Потери в генераторе

В установившемся тепловом режиме работы генератора воздух с температурой θ отдает охлаждаемым потерю P , охлаждаясь при этом до температуры ϑ :

$$P = cQ(\theta - \vartheta). \quad (3)$$

Если средняя температура θ_1 обмотки статора с водяным охлаждением отличается от температуры зубцов θ_2 и от температуры воздуха в камере лобовых частей θ_l , то через основную изоляцию обмотки проходят потери ΔP :

$$\Delta P = \pm \left(\frac{\theta_1 - \theta_2}{R_{\Pi}} + \frac{\theta_1 - \theta_l}{R_{\text{л}} - R_{\alpha}} \right), \quad (4)$$

где R_{Π} — тепловое сопротивление изоляции пазовой части обмотки, град/квт;

$R_{\text{л}}$ — тепловое сопротивление изоляции лобовых частей обмотки, град/квт;

R_{α} — тепловое сопротивление конвекции с поверхности лобовых частей обмотки, град/квт.

При вычислении тепловых сопротивлений в качестве теплопроводности изоляции принималось значение $\Lambda = 0,0015 \text{ вт/см-град}$, полученное на модели обмотки с водяным охлаждением, уложенной в паз шихтованного сердечника [Л. 3]. Для исследуемой машины формула (4) в этом случае принимает вид:

$$\Delta P = \pm 3(\theta_1 - \theta_2) \pm 4(\theta_1 - \theta_l). \quad (4')$$

Результаты определения потерь, отводимых воздухом и дополнительно воспринятых дистиллятом из генератора, приведены в табл. 2.

На основании этих данных можно определить вентиляционные потери $P_{\text{вент}}$, сумму основных и добавочных потерь холостого хода в стали $P_{\text{ст}}$ и добавочные потери короткого замыкания в стали $P_{\text{дк}}$:

$$P_{\text{вент}} = P_{00} \pm \Delta P_{00} \text{ [квт]}; \quad (5)$$

Таблица 2

Наименование режима	Потери <i>квт</i>		
	отводимые воздухом	проходящие через изоляцию	на возбуждение
Холостой ход без возбуждения	560	60	0
Холостой ход при номинальном напряжении	1100	110	120
Короткое замыкание	1740	50	390
Нагрузка 162 Мва	2860	150	1445

$$P_{ст} = (P_0 - P_{00}) \pm (\Delta P_0 - \Delta P_{00}) - P_{в0} \text{ [квт]; } (6)$$

$$P_{дк} = (P_k - P_{00}) \pm (\Delta P_k - \Delta P_{00}) - P_{вк} \text{ [квт]; } (7)$$

здесь и ниже обозначены:

P_{00}, P_0, P_k, P_n — потери, отводимые воздухом в режимах соответственно холостого хода без возбуждения, холостого хода при номинальном напряжении, короткого замыкания и номинальной нагрузки, *квт*;

$\Delta P_{00}, \Delta P_0, \Delta P_k, \Delta P_n$ — потери, проходящие через изоляцию обмотки статора в этих режимах, *квт*;

$P_{в0}, P_{вк}, P_{вн}$ — потери на возбуждение в режимах холостого хода, короткого замыкания и номинальной нагрузки, *квт*.

Применяя наложение, можно определить добавочные потери короткого замыкания в стали $P'_{дк}$

по данным испытаний в режиме номинальной нагрузки:

$$P'_{дк} = (P_n - P_0) - (P_{вн} - P_{в0}) \pm (\Delta P_n - \Delta P_0) \text{ [квт]. } (8)$$

Ниже приведены значения отдельных потерь в генераторе и вероятные погрешности их измерения:

Вентиляционные потери	620 ± 25 <i>квт</i>
Потери холостого хода в стали . . .	470 ± 30 »
Добавочные потери короткого замыкания в стали при токе 6800 а, из режима нагрузки	475 ± 60 »
Основные потери в обмотке статора при токе 4850 а	1030 ± 10 »
Добавочные потери в обмотке статора при токе 4850 а	290 ± 60 »

Выводы

1. Новая система охлаждения гидрогенераторов весьма эффективна и позволяет увеличить использование активных материалов примерно в два раза по сравнению с использованием серийных машин.

2. Отношение максимального превышения температуры обмотки ротора опытного генератора над температурой холодного газа к среднему превышению находится в пределах 1,25—1,30.

ЛИТЕРАТУРА

1. С. А. Владимирский, А. Я. Наседкина, И. Ф. Филиппов, Исследование охлаждения опытного гидрогенератора, сб. «Электросила», № 23, 1964.
2. J. Nak, Kanal mit Abzweigungen, Elektrotechnik und Maschinenbau, 1956, № 17.
3. Э. И. Гуревич, И. Ф. Филиппов, Постановка исследований систем охлаждения крупных электрических машин, изд. ЦИНТИЭП, 1964.

Методика исследования вентиляции ротора с забором газа из зазора

К. В. ПЕСОЦКАЯ, И. Ф. ФИЛИППОВ

1. Постановка задачи

Исследования статических макетов позволили качественно оценить влияние формы и расположения заборников и дефлекторов системы многоструйной вентиляции ротора на эффективность процесса охлаждения. Однако для проектирования турбогенераторов необходимо располагать соответствующими количественными характеристиками.

Определение количественных зависимостей интенсивности циркуляции газа в каналах от геометрии ротора и других параметров конструкции возможно лишь на вращающихся моделях. С этой целью была разработана методика моделирования, построена вращающаяся модель ротора и произведено исследование ее аэродинамических характе-

ристик. Результаты этой работы изложены в настоящей статье.

Исходя из теории моделей в применении к процессу самоциркуляции, был получен вид искомых функций и углублена методика аэродинамических исследований и расчетов проблемы в дополнение к [Л. 2].

В рассматриваемых физических обстоятельствах, когда центробежный эффект не создает избыточного давления (рис. 1), движущим потенциалом течения могут служить лишь давление и разрежение, создаваемые полем на входе и выходе канала. Суммарное взаимодействие давления на входе и разрежения на выходе обуславливает течение газа в канале со средней (расходной) скоростью v . При этом скорость движения оказывается такой, что

вызываемая им потеря давления в канале в точности равна избытку давления, создаваемому по концам канала.

Назовем давление P_1 , создаваемое полем на входе в канал, функцией давления, разрежение P_2 , создаваемое полем на выходе из канала, функцией

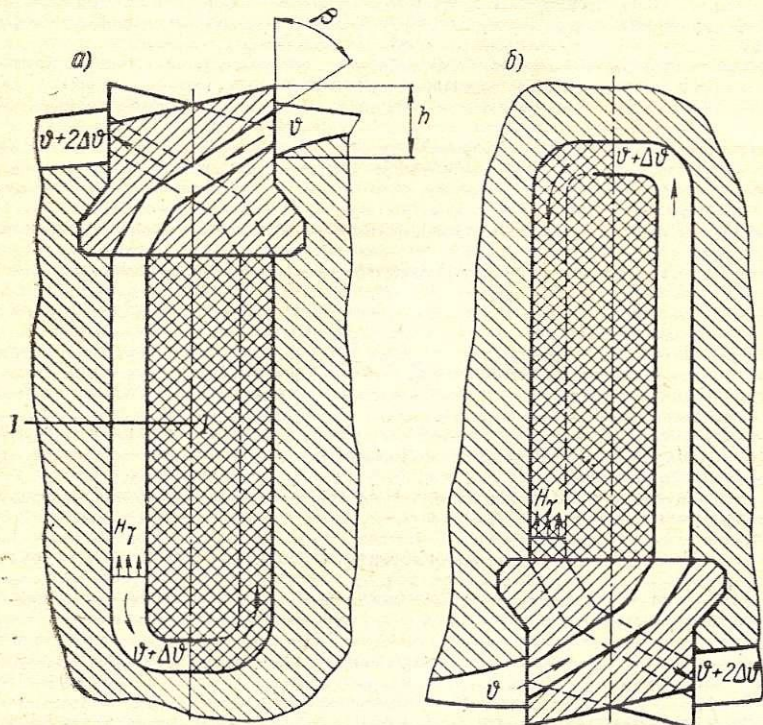


Рис. 1. Система заборник — канал — дефлектор. а — вход над осью вращения; б — вход под осью вращения.

разрежения и падение давления в канале ΔP — функцией сопротивления. Тогда сформулированное выше предложение запишется в виде:

$$P_1 + P_2 = \Delta P. \quad (1)$$

Воспользуемся методом размерностей для записи какой-либо функции, стоящей в левой части уравнения (1). Напишем ее сначала в общем виде, учитывая те параметры процесса, которые следует считать наиболее существенными:

$$P = \varphi(u, v, h, \nu, \gamma, \delta),$$

- где P — искомая функция, $\kappa\Gamma/\text{см}^2$;
 u — окружная скорость, $\text{м}/\text{сек}$;
 v — скорость течения в канале, $\text{м}/\text{сек}$;
 h — высота выступа пазового клина, м ;
 δ — шаг по пазам, т. е. тангенциальное расстояние от одного паза до другого, м ;
 ν — коэффициент кинематической вязкости газа, $\text{м}^2/\text{сек}$;
 γ — удельный вес газа, $\kappa\Gamma/\text{м}^3$.

Напишем теперь искомую зависимость в виде степенной функции:

$$P = au^b v^c h^d \nu^e \gamma^f \delta^g,$$

где a, b, c, d, e, f, g — неизвестные величины.

Заметим, что в последнем уравнении число неизвестных равно семи.

Составим уравнение размерностей:

$$\kappa\Gamma/\text{м}^2 = (\text{м}/\text{сек})^b (\text{м}/\text{сек})^c (\text{м})^d (\text{м}^2/\text{сек})^e (\kappa\Gamma/\text{м}^3)^f (\text{м})^g.$$

Напишем теперь уравнение для каждой из основных размерностей, в которых переписалось наше уравнение. Заметим, что число этих размерностей равно трем:

$$\begin{aligned} 1) \kappa\Gamma & \dots \dots \dots 1 = f \\ 2) \text{м} & \dots \dots \dots -2 = b + c + d + 2e - 3f + g \\ 3) \text{сек} & \dots \dots \dots 0 = -b - c - e \end{aligned}$$

Решив полученную систему:

$$e = -(b + c);$$

$$d = (b + e - g + 1),$$

будем иметь:

$$P = au^b v^c \frac{h^b h^c h}{h^g} \cdot \frac{1}{\nu^{b+c}} \gamma \delta^g = a \left(\frac{uh}{\nu}\right)^b \left(\frac{vh}{\nu}\right)^c \left(\frac{\delta}{h}\right)^g \gamma h.$$

Представим полученное равенство в виде:

$$\frac{P}{\gamma h} = a \left(\frac{uh}{\nu}\right)^b \left(\frac{vh}{\nu}\right)^c \left(\frac{\delta}{h}\right)^g,$$

или, что то же,

$$\frac{P}{\gamma h} = \varphi_1 \left(\frac{uh}{\nu}\right) \varphi_2 \left(\frac{vh}{\nu}\right) \varphi_3 \left(\frac{\delta}{h}\right).$$

Как видим, получено выражение в безразмерных величинах, число которых (четыре) равно числу неизвестных (семь) за вычетом числа основных единиц (три), что соответствует содержанию теоремы теории размерностей.

Заметим, что первые два безразмерных комплекса в правой части последнего выражения есть не что иное, как числа Рейнольдса по окружной скорости и скорости движения струи, а третий комплекс — относительный шаг по пазам. Тогда окончательно находим:

$$P = \gamma h \varphi_1(\text{Re}_u) \varphi_2(\text{Re}_v) \varphi_3(\bar{\delta}), \quad (2)$$

где $\text{Re}_u = \frac{uh}{\nu}$ — число Рейнольдса по окружной скорости;

$\text{Re}_v = \frac{vh}{\nu}$ — число Рейнольдса по скорости движения;

$\bar{\delta} = \frac{\delta}{h}$ — относительный шаг по пазам.

Полученный вид искомых функций давления и разрежения показывает, как должен быть построен эксперимент для отыскания количественных соотношений.

Проанализируем вид правой части основного уравнения (1), т. е. вид функции сопротивления. Очевидно, сопротивление системы заборник — канал — дефлектор может быть подразделено на три последовательных сопротивления: заборника, канала и дефлектора. При этом важно иметь в виду, что поскольку для нахождения вида функций давления и разрежения мы не использовали один из существенных геометрических параметров, именно угол входа или выхода потока, влияние этого пара-

метра должно быть учтено при определении сопротивлений заборника и дефлектора.

В свою очередь, сопротивление каждого из элементов системы, либо сопротивление всей системы, может быть рассмотрено как сопротивление неподвижного канала, сложенное с сопротивлением, определяемым вращением и нагреванием.

Сопротивление неподвижной системы, т. е. сопротивление поворотов, расширений (сужений) и трения, может рассматриваться как обычное суммарное местное сопротивление системы (обозначим его P_{ξ}) и определяться путем продувки на неподвижной модели.

Наличие сопротивления, определяемого вращением, обусловлено тем фактом, что каналы системы не параллельны оси вращения, что приводит к явлению так называемой сверхтурбулентности. Назовем этот вид сопротивления «сопротивлением вихря» и обозначим его через P_r .

Наконец, сопротивление P_p , связанное с нагреванием газа при его движении вдоль по каналу, обусловлено главным образом наличием противодавления центробежных сил, так как плотность газа при движении вдоль по каналу уменьшается по мере увеличения его температуры, и равновесие центробежных сил во входной и выходной частях канала нарушается.

Очевидно, указанное противодавление равно

$$P_p = \left(\frac{\rho_1 - \rho_2}{2} \right) (u_2^2 - u_1^2) = \frac{\rho_1 - \rho_2}{2} \omega^2 (R_2 - R_1) (R_2 + R_1), \quad (3)$$

где ρ_1 — средняя плотность газа во входной части канала;

ρ_2 — средняя плотность газа в выходной части канала;

R_2 — радиус на входе и выходе в канал;

R_1 — радиус при повороте канала на дне паза.

Можно показать, что противодавление подъемной силы, возникающей при вертикальном положении плоскости паза ротора с данным каналом вследствие подогрева (рис. 1), пренебрежимо мало по сравнению с противодавлением центробежной силы и может не учитываться. Действительно, максимальное давление подъемной силы (т. е. тяжести) равно

$$H_{\gamma} = (\gamma_1 - \gamma_2) (R_2 - R_1) = g (\rho_1 - \rho_2) (R_2 - R_1);$$

следовательно, отношение P_p/P_{γ} равно

$$\bar{P} = \frac{\omega^2}{2g} (R_2 + R_1),$$

что составляет для роторов турбогенераторов величину порядка $5 \cdot 10^3$.

При анализе изменения сопротивления канала, в связи с подогревом газа в нем, следует учитывать так называемое «тепловое сопротивление» канала, обусловленное увеличением скорости движения при повышении температуры газа. Приблизительно увеличение перепада давления при неизометрическом движении может быть учтено умножением перепада на коэффициент [Л. 1]

$$k_g = 2 \frac{T_r}{T_x} - 1,$$

где T_x — абсолютная температура газа при входе в канал, °К;

$T_r = T_x + \theta$ — абсолютная температура газа при выходе из канала, °К;

θ — подогрев газа в канале, град.

Итак, функция сопротивления имеет вид:

$$\Delta P = k_g P_{\xi} + P_r + P_p, \quad (4)$$

причем P_{ξ} и P_p могут быть соответственно определены путем статической продувки и расчетом.

2. Методика эксперимента

Задачей исследования является определение зависимости скорости движения газа в канале v от геометрии ротора и параметров режима эксплуатации.

Для этой цели должны быть предварительно определены функции давления, разрежения и сопротивления.

Вообще говоря, измерение давления и разрежения по концам канала может быть сделано непосредственно.

Однако в условиях исследования турбороторов надежная система измерений давления в струях газа в каналах, вращающихся с большой скоростью, трудно осуществима. По этой причине о величине функции давления и разрежения P_1 и P_2 в процессе эксперимента целесообразно судить по изменению скорости v , т. е. функции сопротивления ΔP , которую можно считать известной.

Если, например, поставлена цель изучить влияние размера клина h на величину давления P_1 , то, оставляя неизменными все условия на выходе из канала, можно считать:

$$P_1(h_1) + P_2 = \Delta P(v_1);$$

$$P_1(h_2) + P_2 = \Delta P(v_2);$$

$$P_1(h_1) - P_1(h_2) = \Delta P(v_1) - \Delta P(v_2).$$

Иными словами, для суждения об изменении функции P_1 достаточно располагать сведениями об изменении функции ΔP . Но изменение функции ΔP может быть однозначно определено по изменению скорости движения газа v , которая измеряется в эксперименте. Действительно, выше было указано, что функция сопротивления в общем случае равна

$$\Delta P(v) = k_g P_{\xi} + P_r + P_p;$$

следовательно, ее изменение при заданном (измеренном в опыте) уменьшении или увеличении скорости v может быть рассчитано аналитически или определено из графика $\Delta P = f(v)$.

Для построения такого графика необходимо предварительно определить все составляющие функции ΔP , т. е. сопротивление, обусловленное

вращением P_r , сопротивление, обусловленное нагреванием P_p , и сопротивление неподвижного канала P_ξ .

Для измерения перепада давления P_ξ в неподвижном канале достаточно создать измеряемый избыток статического давления на входе в канал или измеряемое статическое разрежение на выходе из канала. Тогда, варьируя указанными градиентами и измеряя скорость движения v , можно определить

$$P_\xi = f_1(v).$$

Если повторить выполненные операции для вращающегося канала, то будут измерены перепады напора при наличии вращения, т. е.

$$P_\xi + P_r = f_1(v) + f_2(v),$$

где $P_r = f_2(v)$ — перепад давления, обусловленный дополнительным сопротивлением при вращении.

Поскольку определение функции P_r может быть произведено для разных скоростей вращения, т. е. может быть построено семейство функций $P_r(v, n)$, то имеется возможность выразить P_r как функцию скорости вращения.

Таким образом, для определения функции сопротивления ΔP остается вычислить коэффициент k_3 и функцию P_p в зависимости от подогрева газа. После этого функция ΔP может быть выражена аналитически и может быть построен график ее изменения $\Delta P(v)$.

Следовательно, при проведении эксперимента на основе измерения скорости v и определения функции ΔP может быть определено изменение функций P_1 и P_2 в зависимости от параметров, входящих в их выражение [уравнение (2)].

Однако надо иметь в виду, что при изменении скорости движения v в какой-то мере изменяются искомые функции P_1 и P_2 , поскольку они зависят от скорости. По этой причине в анализ результатов измерения может быть внесена ошибка.

Поясним сказанное следующим примером. Допустим, необходимо определить изменение функции P_1 при изменении размера клина от h_1 до h_2 . Как видно из изложенного выше, это изменение равно

$$P_1(h_1) - P_1(h_2) = \Delta P(v_1) - \Delta P(v_2). \quad (5)$$

Но функция P_1 зависит не только от размера h , но и от величины v . Ее изменение вызвано обеими этими причинами, а отнесено при анализе лишь за счет одной из них. Чтобы исключить ошибку, необходимо дополнительно располагать зависимостью $P_1 = \psi_1(v)$, что позволит вычесть из суммарного изменения функции P_1 ту его часть, которая обусловлена изменением скорости v . Это позволит оставшуюся часть изменения функции P_1 отнести за счет изменения размера h , влияние которого нас в данном случае интересует.

Что касается зависимости

$$P_1 = \psi_1(v) = \psi_2(Re_v) = \psi_2\left(\frac{hv}{\nu}\right),$$

то для ее экспериментального определения можно изменять в опытах не скорость газа, а коэффициент его кинематической вязкости при прочих неизменных условиях, поскольку в данном случае важно лишь соответственно изменять число Рейнольдса (например, путем предварительного подогрева воздуха).

Итак, для нанесения на график функции $P_1(h)$ экспериментальной точки при изменении размера от h_1 до h_2 необходимо определить разность значений $\Delta P(v_1) - \Delta P(v_2)$ и вычесть из этой разности изменение функции P_1 при изменении скорости от v_1 до v_2 , т. е. величину $\psi_1(v_1) - \psi_1(v_2)$.

3. Вращающаяся аэродинамическая модель

Аэродинамическая модель (рис. 2) представляет выполненный в натуральную величину вентиляционный отсек (вход и выход) ротора турбо-

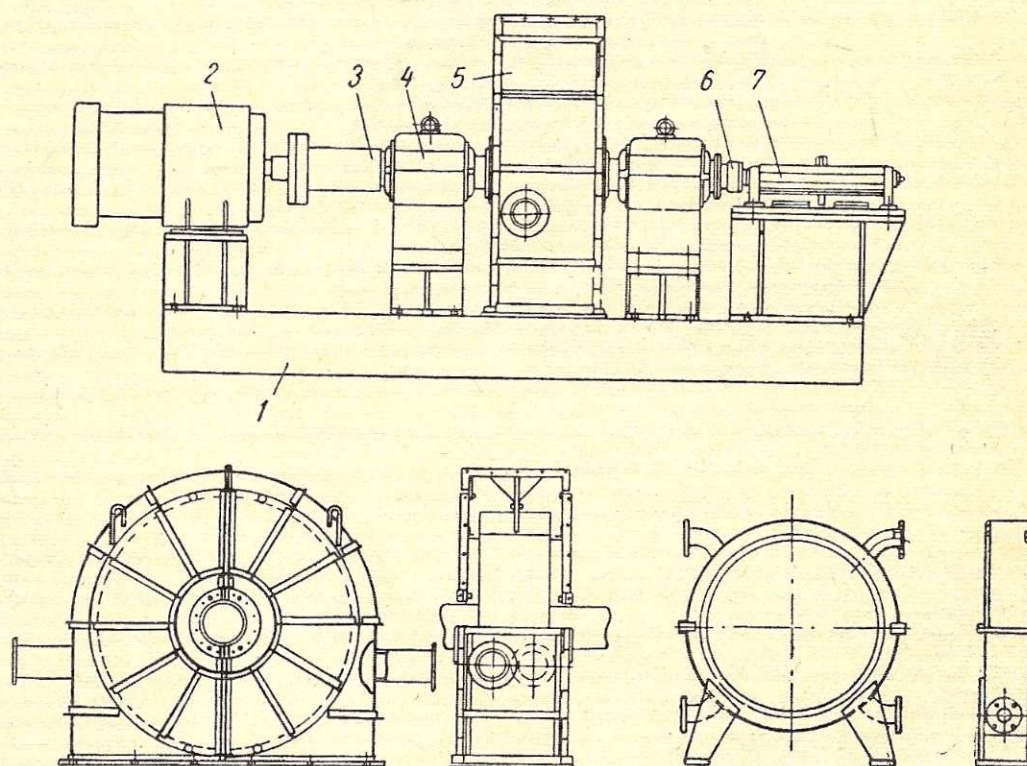


Рис. 2. Вращающаяся аэродинамическая модель ротора.

1 — фундаментная плита; 2 — двигатель; 3 — вал ротора модели; 4 — подшипник; 5 — кожух; 6 — колодка зажимов; 7 — токосъемник.

генератора. Наружный диаметр ротора равен 800 мм, номинальная скорость вращения составляет 3000 об/мин. Приводом служит двигатель постоянного тока.

Съем сигнала с вращающегося ротора модели осуществляется при помощи вращающегося токосъемного устройства.

Модель снабжена тремя взаимозаменяемыми кожухами. Один из них — защитный — предназначен для обеспечения безопасности персонала при исследовании закономерностей вращения ротора в свободном пространстве.

Второй кожух — тарировочный. Он служит для статических продувок модели, для создания избыточного давления во входном отсеке при враще-

нии и для измерения расхода воздуха через отсек при вращении без избыточного давления. Тарировочный кожух окружает лишь одну половину ротора модели, именно входной отсек. Для поддержания избыточного давления в зоне входа он снабжен фетровыми уплотнениями. По всей окружности кожуха расположены штуцеры для отбора статического давления. Эксперименты показали, что статическое давление распределяется равномерно по окружности ротора в случае, когда включен вентилятор наддува. Подводящие патрубки тарировочного кожуха тарированы по расходу. Благодаря этому может быть измерена средняя скорость воздуха в каналах ротора при вращении без избыточного давления.

Третий кожух построен в целях имитации статора. Его конструкция позволяет исследовать работу системы при переменном воздушном зазоре

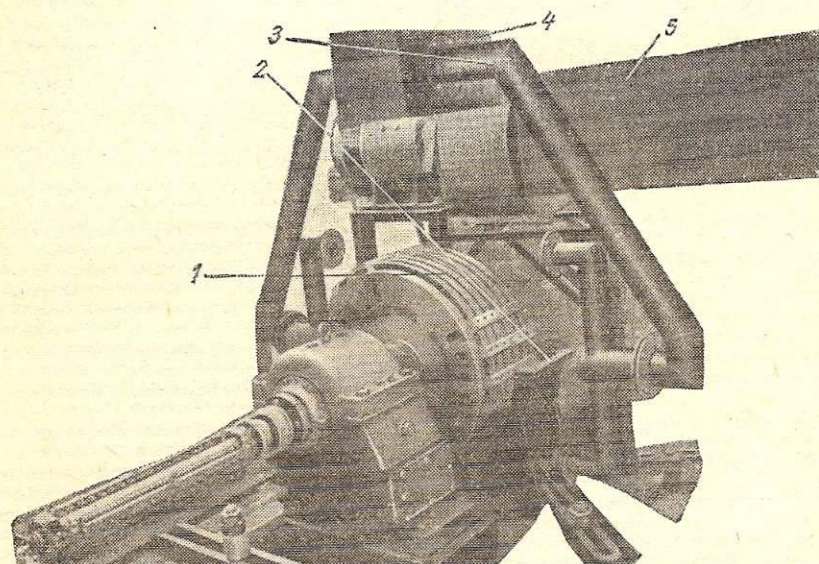


Рис. 3. Вращающаяся модель со снятой верхней частью тарировочного кожуха.

1 — ротор модели; 2 — тарировочный кожух; 3 — подводящие патрубки; 4 — вентилятор; 5 — воздухоподогреватель.

между ротором и статором. Для этой цели предусмотрена возможность изменения диаметра внутренних цилиндрических щитов, охватывающих ротор модели в зонах входа и выхода воздуха.

Для создания избыточного давления во входном отсеке модель снабжена центробежным вентилятором с отдельным приводом постоянного тока. При необходимости в воздушную сеть принудительного вентилятора может быть подключен воздухоподогреватель.

Общая компоновка модели с тарировочным кожухом показана на рис. 3.

4. Исследования на вращающейся модели

Первоначально была определена функция сопротивления системы для каналов с различной геометрией входа и выхода. Для этой цели были изготовлены комплекты пазовых клиньев модели, каждый из которых отличался каким-либо характерным геометрическим размером. Всего было исследовано 15 комплектов клиньев, что позволило получить 225 возможных комбинаций входных и выходных условий.

В результате измерений была, в частности, определена зависимость сопротивления от угла входа потока (рис. 4). Как видно из рисунка, существует оптимальный угол входа, близкий к 45° .

Поскольку при принятой методике исследования достоверность измерения скоростей во вращающихся каналах определяет точность получае-

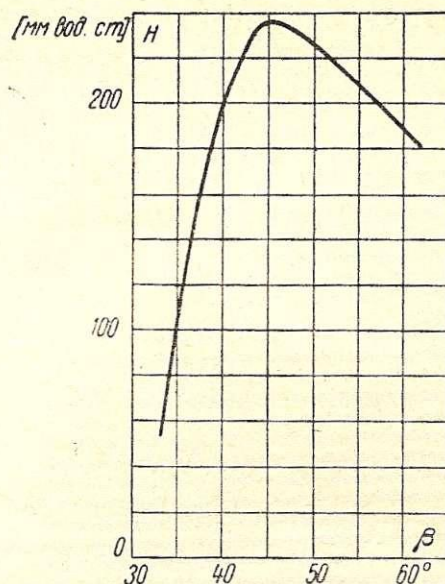


Рис. 4. Зависимость перепада давления в канале от угла входа потока.

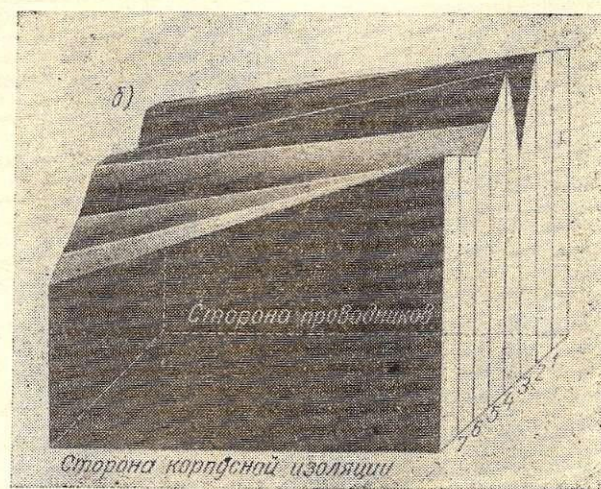
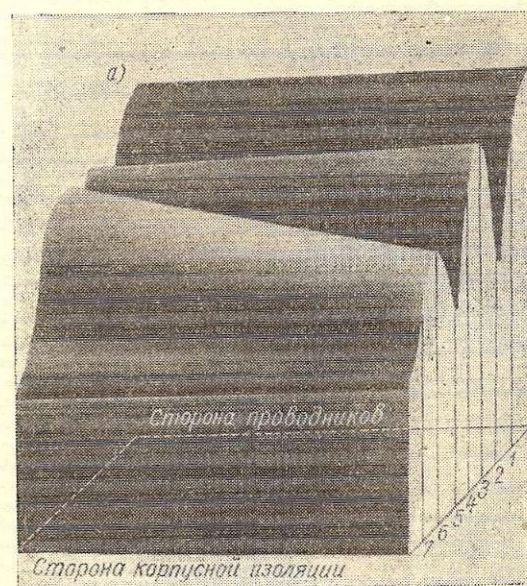


Рис. 5. Эпюры скоростей в каналах ротора (сеч. 1—1 рис. 1): а — неподвижный канал; б — вращающийся канал.

мых результатов в целом, было решено измерять поле скоростей в каналах модели.

Поле скоростей измерялось при неподвижном положении модели и продувке от принудительного

вентилятора и при вращении модели. Эпюры скоростей для обоих случаев показаны на рис. 5. Как видно из рисунка, распределение скоростей по высоте канала крайне неравномерно. По этой причине средняя скорость в канале при обработке результатов измерения определялась как средняя интегральная скорость.

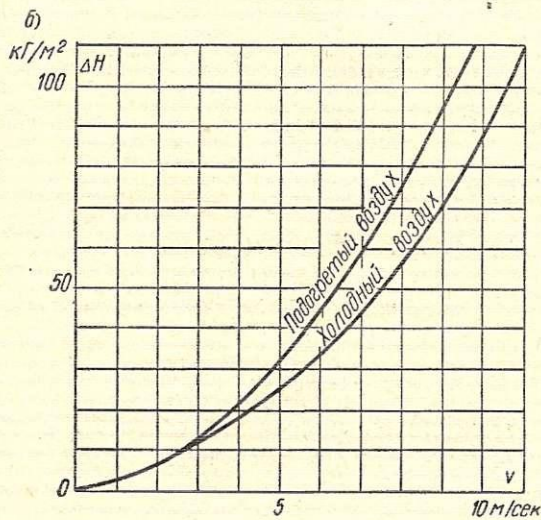
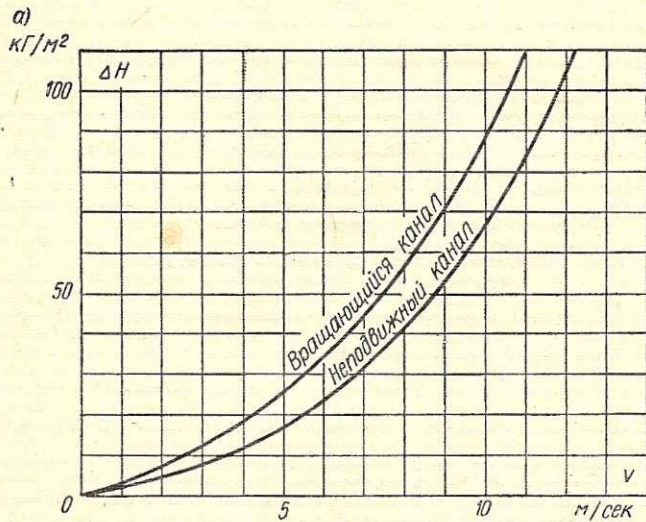


Рис. 6. Влияние вращения (а) и подогрева (б) на зависимость перепада напора в канале от скорости движения газа.

Функция сопротивления была записана в виде:

$$\Delta P = Bk_{\beta}k_{\theta}k_r\gamma d \left(\frac{vd}{v}\right)^x \left(\frac{l}{d}\right)^y \left(\frac{\Delta}{d}\right)^z + P_p = Bk_{\beta}k_{\theta}k_r\gamma d^{1.5}v^{-2}l\Delta^{0.5}v^2 + b_R b_{\theta}\gamma u^2,$$

где B — эмпирический коэффициент;
 k_{β} — коэффициент, учитывающий влияние угла входа;
 k_{θ} — коэффициент, учитывающий влияние подогрева на сопротивление канала;
 k_r — коэффициент, учитывающий влияние вращения;
 b_R — коэффициент, учитывающий влияние глубины паза на величину противодавления при подогреве;
 b_{θ} — коэффициент, учитывающий влияние подогрева на противодавление;

d — гидравлический диаметр канала, м;
 l — длина канала, м;
 Δ — абсолютная шероховатость стенок канала, м;
 θ — угол наклона канала к оси паза.

$$k_{\theta} = 2 \frac{T_r}{T_x} - 1; \quad k_r = (1 + \operatorname{tg} \theta); \quad b_R = 1 - \left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2;$$

$$b_{\theta} = \frac{1 - \gamma_2}{2g \gamma_1}.$$

Сумма функций давления и разрежения была записана в виде:

$$P = A\gamma h \left(\frac{uh}{v}\right)^b \left(\frac{vh}{v}\right)^c \left(\frac{\delta}{h}\right)^q = A\gamma h^{3+c-q} v^{-(2+c)} \delta^q u^c u^2,$$

где A — эмпирический коэффициент.

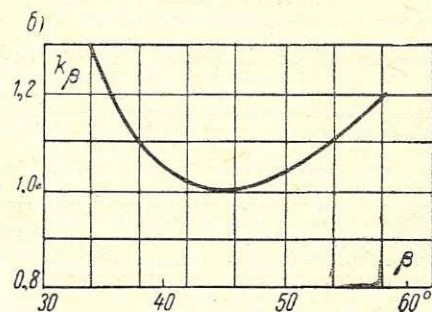
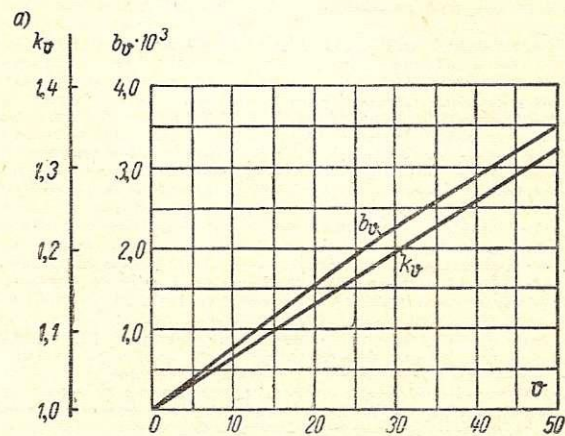


Рис. 7. Значения коэффициентов сопротивления канала k_{θ} , $b_{\theta}(a)$ и $k_{\beta}(b)$.

После очевидных преобразований решение основного уравнения (1) записывается следующим образом:

$$\left(\frac{v}{u}\right)^2 = \frac{Ah^{3+c-q}v^{-(2+c)}\delta^q u^c - b_R b_{\theta}}{Bk_{\beta}k_{\theta}k_r l d^{1.5} \Delta^{0.5} v^{-2}}; \quad (6)$$

отсюда видно, что для определения скорости движения газа в канале v ее значением необходимо задаться предварительно. Поскольку, однако, порядок искомой величины известен, как правило, бывает достаточным расчет первого приближения.

На основе экспериментов для диапазона значений величины $h=12 \div 26$ мм были получены следующие значения коэффициентов для турбогенераторов с зазором между ротором и статором порядка 60—100 мм:

$$A = 8 \cdot 10^{-5}; \quad B = 5,5 \cdot 10^{-6}; \quad c = -0,4; \quad q = 0,3.$$

Влияние вращения канала и подогрева газа в нем на скорость движения струи, определенное экспериментально, иллюстрируется рис. 6. Коэффициенты k_β , k_δ и b_δ могут быть определены по графикам рис. 7.

5. Пример расчета

Определить скорость движения воздуха в каналах пазовой части ротора турбогенератора с многоструйной системой вентиляции, мощностью 100 Мвт, если известно, что средний подогрев воздуха составляет 40°С.

Размеры ротора:

$$h = 0,014 \text{ м}; \quad \beta = 50^\circ; \quad \delta = 0,065 \text{ м}; \quad l = 0,7 \text{ м};$$

$$d = 0,008 \text{ м}; \quad \Delta = 0,0005 \text{ м}; \quad R_1 = 0,343 \text{ м};$$

$$R_2 = 0,500 \text{ м}; \quad \text{tg } \theta = 0,4.$$

По графикам рис. 7 определяем:

$$k_\beta = 1,05; \quad k_\delta = 1,26; \quad b_\delta = 0,0029.$$

Задаемся значением скорости $v = 40 \text{ м/сек}$; тогда имеем:

$$\left(\frac{v}{u}\right)^2 = \frac{8 \cdot 10^{-5} \cdot 0,014^{2,3} \cdot 40^{-0,4} \cdot (18 \cdot 10^{-6})^{-1,6} \times}{1,05 \cdot 1,26 \cdot 1,4 \cdot 5,5 \cdot 10^{-6} \cdot 0,7 \cdot 0,008^{1,5} \times} \times \frac{0,065^{0,3} - 0,00153}{0,0005^{0,5} (18 \cdot 10^{-6})^{-2}} = 0,044;$$

отсюда

$$\frac{v}{u} = 0,210 \text{ и } v = 33 \text{ м/сек}.$$

Измеренное при испытаниях турбогенератора значение скорости воздуха равно 34 м/сек.

При отсутствии подогрева, когда $b_\delta = 0$ и $k_\delta = 1,0$, для скорости воздуха получим:

$$\frac{v}{u} = 0,244 \text{ и } v = 38 \text{ м/сек}.$$

По опыту соответствующее значение скорости равно 37 м/сек [Л. 2].

ЛИТЕРАТУРА

1. Г. Н. Абрамович, Прикладная газовая динамика, Гостехиздат, 1953.

2. Э. И. Гуревич, И. Ф. Филиппов, Исследования системы охлаждения турбогенератора типа ТВФ-100-2, сб. «Электросила», № 23, 1964.

Асинхронные моменты вращения машины с массивным ротором и немагнитным бандажом

Р. А. ЛЮТЕР, Н. Я. САМОЙЛОВИЧ, В. В. КОГАН

Введение

Для решения ряда вопросов, связанных с работой синхронной машины в эксплуатации, требуется расчет токов и моментов вращения в асинхронных режимах.

Для машин с массивными роторами такой расчет осложняется влиянием массива ротора и роторных бандажей из магнитного или немагнитного материала на параметры эквивалентной схемы машины.

В сборнике «Электросила» № 21 были приведены эквивалентные схемы по двум осям синхронных машин с массивными роторами и отставленными магнитными бандажами.

В данной статье рассматриваются машины с массивными роторами и изолированными немагнитными бандажами.

1. Расчет параметров эквивалентной схемы синхронной машины с массивным ротором и немагнитными бандажами

Рассеяние обмоток статора и ротора в случае немагнитных бандажей слабее, чем при магнитных бандажах, и параметры поправочных контуров в эквивалентных схемах, приведенных на рис. 1 и 2, соответственно изменяются.

а) Поправка на статорные параметры вводится только на 50% рассеяния лобовых частей. Дополнительное реактивное сопротивление статорной обмотки, равное $j \frac{0,5x_s}{\sqrt{i}}$, шунтируется контуром с

кажущимся сопротивлением (рис. 1)

$$Z_{\delta 1} = \frac{0,5r_\delta (1 + j0,6)}{\sqrt{is}},$$

где

$$r_\delta = 0,5x_{s1}$$

б) Реактивность рассеяния обмотки возбуждения рассчитывается по обычным формулам методики расчета турбогенераторов

$$x_f = x_{ad} (\sigma - 1),$$

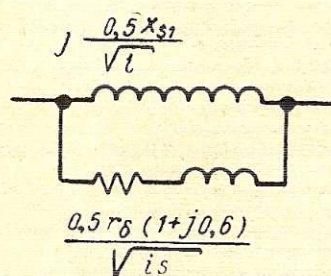


Рис. 1. Контур первичной цепи, учитывающий влияние окружающих магнитных масс.

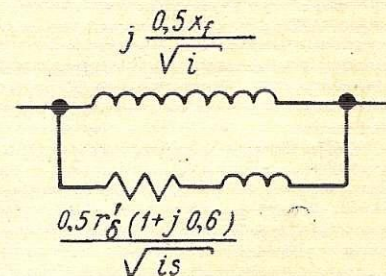


Рис. 2. Контур, учитывающий влияние массива в цепи возбуждения.

но так как обмотка возбуждения окружена массивом, вводится дополнительное реактивное сопротивление $j \frac{0,5x_f}{\sqrt{i}}$, шунтированное контуром с кажущимся сопротивлением (рис. 2)

$$Z_{\delta f} = \frac{0,5r'_\delta (1 + j0,6)}{\sqrt{is}},$$

где

$$r'_\delta = 0,5x_f.$$

Все остальные параметры эквивалентной схемы рассчитываются, как и ранее (см. сборник «Электросила» № 21), и эквивалентная схема синхронной машины с массивным ротором и немагнитными бандажами по поперечной и продольной осям имеет вид, представленный на рис. 3 и 4.

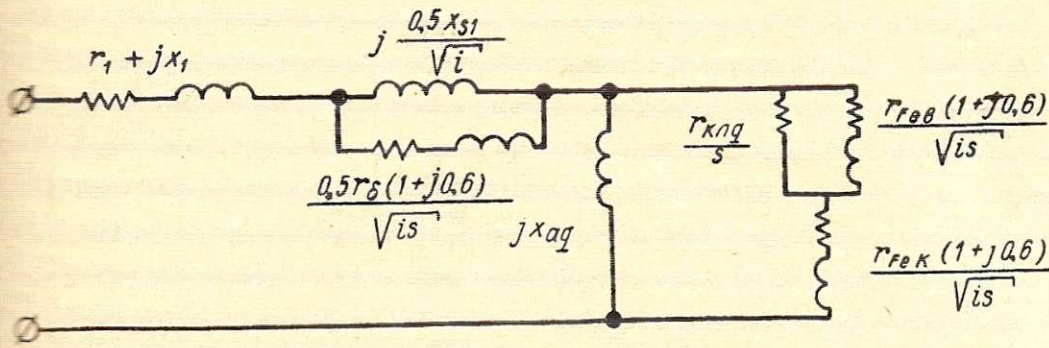


Рис. 3. Эквивалентная схема синхронной машины с массивным ротором и немагнитными бандажами по поперечной оси.

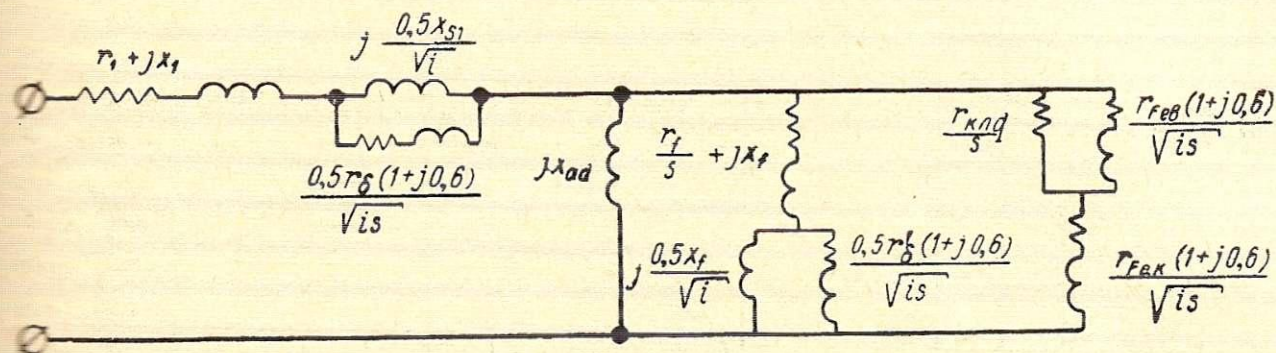


Рис. 4. Эквивалентная схема синхронной машины с массивным ротором и немагнитными бандажами по продольной оси.

2. Расчет тока и момента вращения

Расчеты тока и моментов вращения в асинхронном режиме произведены на быстродействующей вычислительной машине «Минск-1» по специально составленной программе. Это дало возможность перейти от обычно применяемого на заводе приближенного метода расчета момента вращения по средним сопротивлениям для осей d и q к точным формулам [Л. 1] с учетом м. д. с. обратного вращения. Момент вращения вычисляется по следующей формуле:

$$M = \frac{R_e(i_f) + r_1 |\bar{i}_f|^2 + \frac{r_1}{1-2s} |\bar{i}_b|^2}{\cos \varphi_N}$$

где $R_e(\bar{i}_f)$ — вещественная часть комплекса тока \bar{i}_f ; \bar{i}_f и \bar{i}_b — комплексы токов прямой (f) и обратной (b) последовательностей;

$|\bar{i}_f|$ и $|\bar{i}_b|$ — модули соответственных комплексных чисел;

r_1 — активное сопротивление обмотки статора в д. з.;

$$\bar{i}_f = \frac{1}{2} (\bar{i}_{d1} + j \bar{i}_{q1}); \quad \bar{i}_b = \frac{1}{2} (\bar{i}_{d1} - j \bar{i}_{q1});$$

\bar{i}_d и \bar{i}_q — соответственно комплексы токов в статорной обмотке по осям d и q .

Токи i_f и i_b выражаются через параметры схемы следующим образом:

$$\bar{i}_f = \frac{1}{R_1 + jX_1 + \frac{Z_{2d} + Z_{2q}}{2} - \frac{\left(\frac{z_{2d} - z_{2q}}{2}\right)^2}{\frac{R_1}{2s-1} + jX_1 + \frac{Z_{2d} + Z_{2q}}{2}}},$$

$$\bar{i}_b = \bar{i}_f \frac{\frac{z_{2d} - z_{2q}}{2}}{\frac{R_1}{2s-1} + jX_1 + \frac{Z_{2d} + Z_{2q}}{2}},$$

где R_1 и X_1 — параметры первичной цепи с учетом поправки на массив и бандажи;

Z_{2d} и Z_{2q} — комбинированные полные сопротивления параллельных цепей эквивалентной схемы по продольной и поперечной осям в комплексном виде.

3. Сравнение расчетных и экспериментальных данных

Расчеты токов и моментов вращения в асинхронном режиме были проделаны для шести синхронных машин с немагнитными бандажами типа ТВ2-30-2, ТВФ-100-2, ТВФ-200-2, ТВВ-165-2, ТВВ-200-2 и ТВВ-300-2,

для 28 значений скольжений, причем зона малых скольжений рассчитывалась наиболее детально.

Большинство крупных машин было испытано при очень малых токах в неподвижном состоянии. При этом магнитные поля в машинах были настолько слабы, что нарушилось обычно принимаемое соотношение между параметрами массивного контура $x_{Fe} = 0,6 r_{Fe}$ [Л. 2], справедливое при нормальных полях в машинах. Применение вычислительной машины облегчило проведение многочисленных расчетов с разными вариантами формул глубины проникновения и с разными соотношениями x_{Fe} и r_{Fe} .

В случае машин, испытанных при очень слабых насыщениях, хорошее совпадение с опытом дали расчеты с $x_{Fe} = r_{Fe}$ и уменьшенной на 25% глубиной проникновения относительно ранее принимаемой по формуле

$$h = \sqrt{\frac{AS}{100f}}.$$

На рис. 5 и 6 даны расчетные кривые токов и моментов вращения и полученные из опыта поочередного питания фаз при разных частотах в неподвижном состоянии для турбогенераторов ТВВ-200-2 и ТВФ-100-2. Опыты производились в ненасыщенном состоянии при токах $I \approx 0,1 \div 0,15 I_N$.

На турбогенераторе ТВ2-30-2 были проведены опыты внезапного трехфазного короткого замыкания при $U = 0,25 U_N$ и $U = 1,025 U_N$. В этих случаях

насыщение магнитной системы машины было таково, что расчеты по принятой методике для нормально насыщенных машин ($x_{Fe} = 0,6r_{Fe}$, глубина проникновения $h = \sqrt{\frac{AS}{100f}}$) дали хорошее совпадение с данными эксперимента (см. табл. 1).

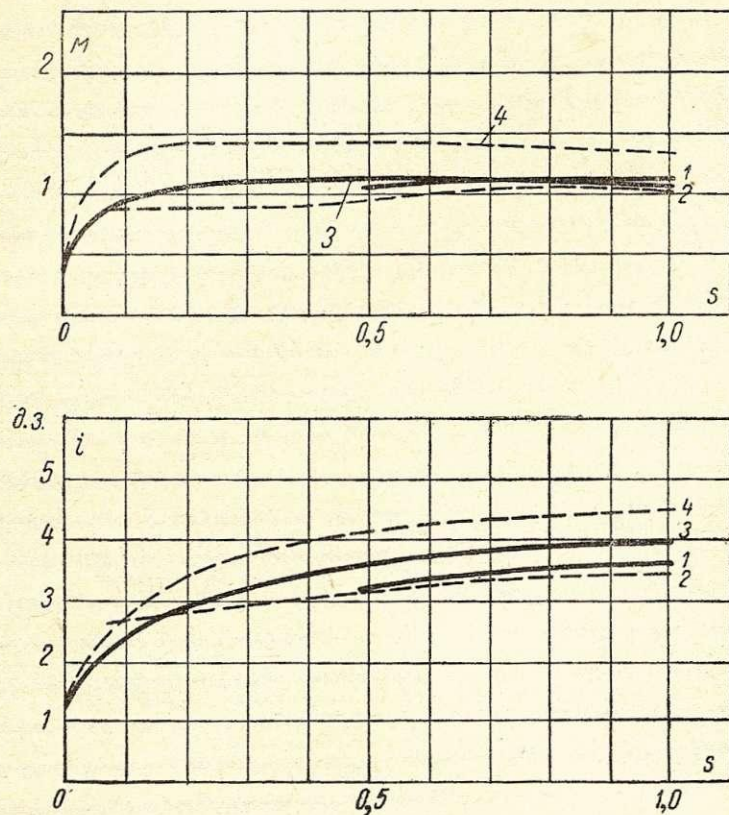


Рис. 5. Зависимость момента вращения и тока статора от скольжения для турбогенератора типа ТВВ-200-2, 200 000 квт, 15 750 в, 8625 а, $\cos \varphi = 0,85$.

1 — кривые из опыта поочередного питания фаз при разных частотах в неподвижном состоянии при токе $I \approx 0,11I_H$ и напряжении $U = 0,035U_H$; 2 — кривые из опыта питания обмотки статора трехфазным током (при вращении) $I = 0,04I_H$ и напряжении $U = 0,013U_H$; 3 — расчетные кривые для случая $U = 0,035U_H$ при $x_{Fe} = r_{Fe}$ и $h = 0,75 \sqrt{\frac{AS}{100f}}$; 4 — расчетные кривые

для случая $U = 0,035U_H$ при $x_{Fe} = 0,6r_{Fe}$ и $h = \sqrt{\frac{AS}{100f}}$.

Таблица 1

Сверхпереходная реактивность	Напряжение	
	0,25U _H	1,025U _H
x_d'' из опыта внезапного трехфазного короткого замыкания	0,138	0,132
x_d'' по расчету	0,140	0,131

Роторные клинья из цветного металла создают контуры, сопротивления которых ввиду наличия в них переходных контактных сопротивлений колеблются в известных пределах.

Дальнейшее накопление экспериментального материала, а также использование быстродействующей вычислительной техники даст возможность многократно проверить и уточнить коэффициенты, принятые в методике расчета.

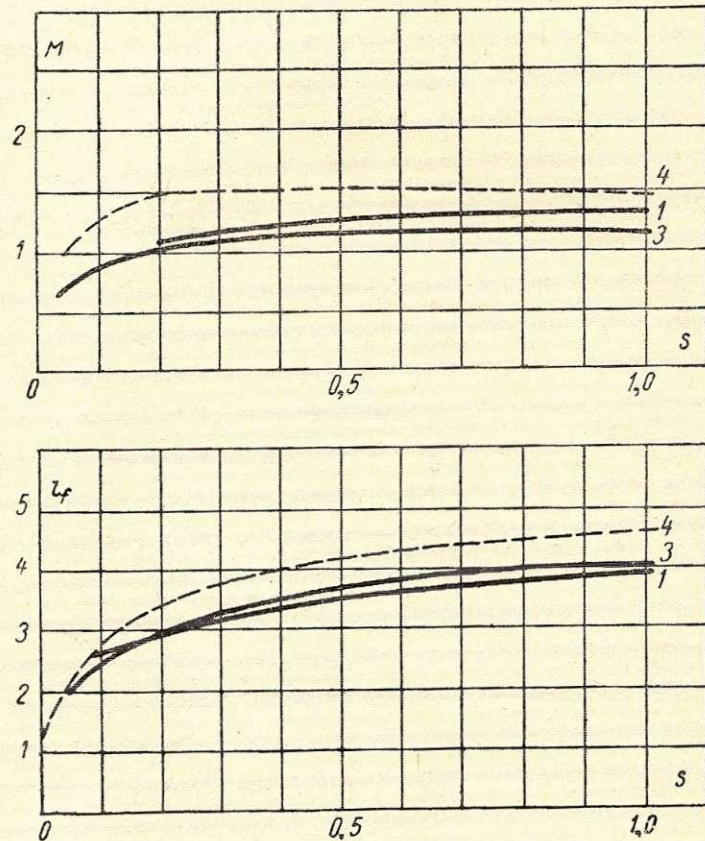


Рис. 6. Зависимость момента вращения и тока статора от скольжения для турбогенератора типа ТВФ-100-2, 100 000 квт, 10 500 в, 6475 а, $\cos \varphi = 0,85$.

1 — кривые из опыта поочередного питания фаз при разных частотах в неподвижном состоянии при токе $I = 0,15I_H$ и напряжении $U = 0,043U_H$; 3 — расчетные кривые при $x_{Fe} = r_{Fe}$ и $h = 0,75 \sqrt{\frac{AS}{100f}}$; 4 — расчетные кривые при $x_{Fe} = 0,6r_{Fe}$ и $h = \sqrt{\frac{AS}{100f}}$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р. А. Лютер, Моменты вращения синхронной машины в асинхронном режиме, «Вестник электропромышленности», 1948, № 10.
2. Л. Р. Нейман, Поверхностный эффект в ферромагнитных телах, Госэнергоиздат, 1949.
3. Р. А. Лютер, Н. Я. Самойлович, В. В. Коган, Расчет асинхронных моментов вращения двухполюсных двигателей с магнитными бандажами, сб. «Электросила», № 21.

Дифференциальные рассеяния турбогенераторов с большим воздушным зазором

Г. М. ХУТОРЕЦКИЙ

В современных турбогенераторах наблюдается тенденция к повышению воздушного зазора при сохранении полюсного деления примерно неизменным. Индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния у турбогенераторов по сравнению

с полным индуктивным сопротивлением рассеяния вообще невелико. Однако большой воздушный зазор машины требует некоторого уточнения в расчете этого сопротивления.

У турбогенератора мощностью 300 Мвт отно-

шение ширины воздушного зазора δ к полюсному делению τ составляет около 0,05. Для такой относительной ширины воздушного зазора можно полагать, что индукция основной гармонической магнитного потока имеет только радиальную составляющую в воздушном зазоре, однако для высших гармонических приходится считаться с тем, что в зазоре появляются и тангенциальные составляющие потока. Следовательно, не весь поток высших гармонических будет достигать ротора.

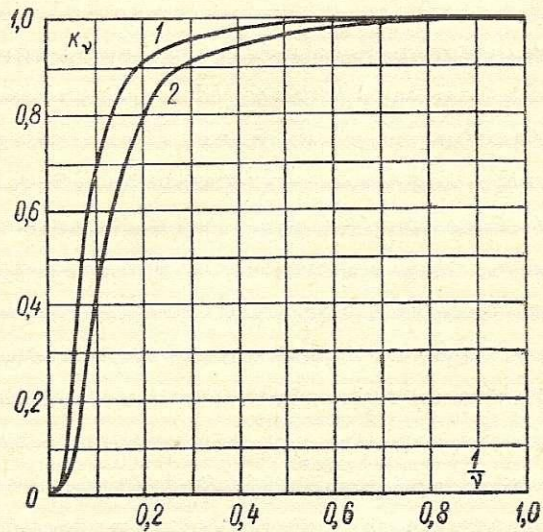


Рис. 1. Ослабление радиального потока в плоском воздушном зазоре.
1 — $\frac{\delta}{\tau} = 0,05$; 2 — $\frac{\delta}{\tau} = 0,075$.

Коэффициент ослабления радиального магнитного потока в равномерном плоском воздушном зазоре может быть представлен следующим образом [Л. 1]:

$$k_{rv} = \frac{\nu\pi\delta}{\tau \operatorname{sh} \frac{\nu\pi\delta}{\tau}},$$

т. е. как отношение радиальной составляющей индукции в воздушном зазоре на поверхности ротора к радиальной составляющей на поверхности статора.

На рис. 1 показана зависимость k_{rv} от порядка гармонических ν для $\frac{\delta}{\tau} = 0,05$ и $0,075$. Если, например, при $\frac{\delta}{\tau} = 0,05$ поток, достигающий ротора от намагничивающей силы обмотки статора для 5-й и 7-й гармонических, составляет 0,904 и 0,824 равномерного потока, то для потоков 31-й и 37-й гармонических эта доля составит 0,0747 и 0,0350 соответственно. Таким образом, можно считать, что зубцовые гармонические потока и гармонические, имеющие более высокий порядок, практически не достигают ротора, целиком замыкаясь в воздушном зазоре.

В этом случае более правильно предположить, что для таких гармонических воздушный зазор равен бесконечности, т. е. весь магнитный поток замыкается в нем, не достигая ротора. Отношение $\nu\delta/\tau$ для рассматриваемого примера и 37-й гармонической составит 1,85.

Если F_ν — амплитуда намагничивающей силы ν -й гармонической обмотки статора, то при $\delta = \infty$

радиальная составляющая индукции на поверхности статора будет:

$$B_\nu = 0,4\pi \cdot 10^{-6} \frac{\nu\pi}{\tau} F_\nu \sin \frac{\pi\nu}{\tau} x;$$

тогда магнитный поток ν -й гармонической определяется так:

$$\Phi_0 = 0,4\pi \cdot 10^{-6} \frac{\nu\pi}{\tau} F_\nu \int_0^{\tau/\nu} \sin \frac{\nu\pi}{\tau} x dx = 0,4\pi \cdot 10^{-6} \cdot 2F_\nu,$$

Поток же основной гармонической (считая, что весь поток достигает ротора) составит:

$$\Phi_a = 0,4\pi \cdot 10^{-6} \frac{F_a}{\delta} \cdot \frac{2}{\pi} \tau,$$

и, следовательно,

$$\Phi_\nu = \Phi_a \frac{F_\nu}{F_a} \cdot \frac{\pi\delta}{\tau}.$$

При определении намагничивающей силы F_ν порядка зубцовых гармонических следует учитывать, что она изменяется не скачком под осью паза, а по наклонной прямой на всей ширине меди в пазу, как это показано на рис. 2. Поскольку угол наклона сторон трапеции мал, то это будет оказывать влияние в основном на величину гармонических, порядок которых выше первой зубцовой гармонической.

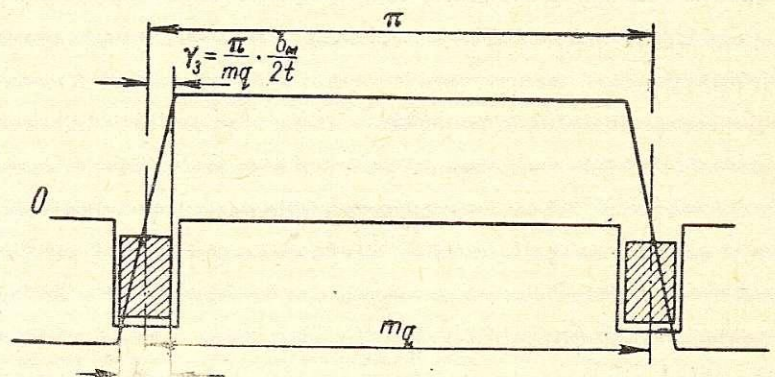


Рис. 2. Трапецидальная намагничивающая сила катушки с учетом конечной ширины меди в пазу.

Поскольку для равнобокой трапеции разложение в ряд Фурье может быть записано так:

$$F = \frac{4}{\pi} \frac{F_a m q}{\gamma \pi} \left(\sin \frac{\pi\gamma}{m q} \sin x + \frac{1}{3^2} \sin \frac{3\pi\gamma}{m q} \sin 3x + \frac{1}{5^2} \sin \frac{5\pi\gamma}{m q} + \dots \right),$$

то, принимая $\sin \frac{\pi\gamma}{m q} \approx \frac{\pi\gamma}{m q}$, будем иметь отношение F_ν гармонической к основной F_a :

$$\frac{F_\nu}{F_a} = \frac{m q}{\nu^2 \pi} \cdot \frac{\sin \frac{\nu\pi\gamma}{m q}}{\gamma} \left(\frac{k_{w\nu}}{k_{w1}} \right);$$

здесь γ — отношение ширины меди в пазу к двойному пазовому делению статора:

$$\gamma = \frac{b_m}{2t};$$

Ослабление зубцовых гармонических ($\sin 2\pi\gamma n$) в зависимости от γ , ширины меди и коэффициент k_3

γ	k_3	1	2	3	4	5	6	7	8
0,125	1,165	0,707	1	0,707	0	0,707	1	0,707	0
0,167	1,251	0,866	0,866	0	0,866	0,866	0	0,866	0,866
0,25	1,221	1	0	1	0	1	0	1	0

q — число пазов на полюс и фазу;
 m — число фаз;
 $k_{w\nu}$ — обмоточный коэффициент ν -й гармонической;
 k_{w1} — обмоточный коэффициент основной гармонической.

Число потокосцеплений для ν -й гармонической составит:

$$\psi_\nu = \psi_a \frac{F_\nu}{F_a} \cdot \frac{\pi\delta}{\tau} \left(\frac{k_{w\nu}}{k_{w1}} \right) = \psi_a \frac{\pi\delta}{\tau} \cdot \frac{mq}{\nu^2\pi} \cdot \frac{\sin \frac{\nu\pi\gamma}{mq}}{\gamma} \left(\frac{k_{w\nu}}{k_{w1}} \right)^2.$$

Теперь может быть найдена индуктивность L_ν гармонической в долях основной L_a :

$$L_\nu = L_a \frac{\delta}{\tau} \cdot \frac{mq}{\nu^2} \cdot \frac{\sin \frac{\nu\pi\gamma}{mq}}{\gamma} \left(\frac{k_{w\nu}}{k_{w1}} \right)^2,$$

после чего индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния примет вид:

$$x_d = x_a \frac{\delta}{\tau} \cdot \frac{mq}{\gamma} \sum_{\nu=6n\pm 1}^{\infty} \frac{\sin \frac{\nu\pi\gamma}{mq}}{\nu^2} \left(\frac{k_{w\nu}}{k_{w1}} \right)^2.$$

Нас интересуют в первую очередь зубцовые гармонические, порядок которых определяется $\nu=2mqn\pm 1$; тогда с некоторыми очевидными допущениями для этих гармонических имеем:

$$x_3 = x_a \frac{\delta}{\tau} \cdot \frac{mq}{\gamma} \sum_{\nu=2mq\pm 1}^{\infty} \frac{\sin \frac{\nu\pi\gamma}{mq}}{(2mqn\pm 1)^2} \approx x_a \frac{\delta}{\tau} \cdot \frac{1}{2mq\gamma} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} \sin 2\pi\gamma n. \quad (1)$$

Если $\gamma=0$ (намагничивающая сила изменяется скачком на оси паза), то формула (1) примет вид:

$$x_3 = x_a \frac{\pi\delta}{\tau} \cdot \frac{1}{mq} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2}. \quad (2)$$

Окончательно формулу (1) можно представить (принимая для турбогенераторов $x_a=x_{ad}$) так:

$$x_3 = 0,45 \frac{\delta}{\tau} x_{ad} \frac{1}{mq\gamma} \sum_{n=1}^{\infty} \sin 2\pi\gamma n = 0,45 \frac{\delta}{\tau} x_{ad} \frac{1}{mq\gamma} k_3. \quad (3)$$

Здесь коэффициент 0,45 введен для учета того обстоятельства, что часть потока достигает поверхности ротора.

Отношение γ обычно составляет 0,12—0,20; при этом ослабление зубцовых гармонических в зависимости от γ показано в табл. 1; там же представлен коэффициент k_3 , подсчитанный до 40-й зубцовой гармонической ($n=40$). Обычно k_3 можно принимать равным 1,25.

Первая и вторая зубцовые гармонические в практических случаях ослаблены незначительно.

Величина дифференциального рассеяния у турбогенераторов обычно, как уже отмечалось, невелика. Если, например, для крупного турбогенератора имеем $x_{ad}=1,8$, $\frac{\delta}{\tau}=0,05$, $m=3$, $q=5$ и $\gamma=0,125$, то по выражению (3) получим:

$$x_3 = 0,45 \cdot 0,05 \cdot 1,8 \cdot \frac{1}{3 \cdot 5 \cdot 0,125} \cdot 1,251 = 0,027 \text{ о. е.}$$

При десяти пазах на полюс и фазу эта величина уменьшится до 0,0135.

По классической формуле для дифференциального зубцового рассеяния [Л. 2]:

$$x_z = \frac{5}{6} x_{ad} \frac{1}{(mq)^2}, \quad (4)$$

полученной для машин с малым воздушным зазором, в рассматриваемом примере будем иметь:

$$x_z = \frac{5}{6} \cdot 1,8 \cdot \frac{1}{(3 \cdot 5)^2} = 0,0067 \text{ о. е.},$$

т. е. значительно меньше, чем с учетом замыкания потоков в зазоре.

Заниженный результат по формуле (4) объясняется искусственным увеличением сопротивления воздушного зазора для зубцовых гармонических, когда предполагают, что эти потоки проходят воздушный зазор радиально в обоих направлениях.

Во многих практических случаях составляющую тангенциального потока определяют по приближенной картине поля в зазоре, не разлагая намагничивающую силу статора на гармонические составляющие [Л. 1 и 2].

В связи с тем, что потоки тангенциального рассеяния в основном определяются ступенчатой формой намагничивающей силы, индуктивному сопротивлению, обусловленному этими потоками, часто приписывают наименование индуктивного сопротивления коронок зубцов $x_{\text{кр}}$.

Индуктивное сопротивление, определяемое высшими гармоническими намагничивающей силы статора, имеющими порядок 5, 7, 11 и т. д. от основной, следует учитывать по обычной формуле [Л. 2]:

$$x_\Phi = x_{ad} \sum_{\nu=6n\pm 1}^{\infty} \frac{1}{\nu^4} \left(\frac{k_{\beta\nu}}{k_{\beta 1}} \right)^2; \quad (5)$$

здесь $k_{\beta\nu}$ — коэффициент сокращения ν -й гармонической;

$k_{\beta 1}$ — коэффициент сокращения основной гармонической.

Потоки этих гармонических будут в основном достигать поверхности ротора. Сама величина ин-

дуктивного сопротивления поясового рассеяния по формуле (5) при большом q и правильно выбранном шаге оказывается малой, и учитывая демпфирование потоков вихревыми токами в массивном роторе, обычно для турбогенераторов можно ограничиться вычислением дифференциального рассеяния только по выражению (3).

Следует отметить, что x_3 , полученное по формуле (3), и x_2 , определенное по формуле (4), не

идентичны по своему определению, хотя и обуславливаются в основном зубцовыми гармоническими намагничивающей силы статора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р. Рихтер, Электрические машины, т. II, ОНТИ, 1936.
2. А. Е. Алексеев, М. П. Костенко, Турбогенераторы, Госэнергоиздат, 1939.
3. И. М. Постников, Проектирование электрических машин, Киев, 1960.

Возвратная работа машин переменного тока¹

Г. К. ЖЕРВЕ

Испытание электрических машин под нагрузкой на стендах заводов-изготовителей встречает тем большие затруднения, чем больше их номинальная мощность. При этом, если для машин постоянного тока могут применяться схемы взаимной нагрузки, требующие наличия только двух одинаковых (или хотя бы более или менее близких по своим данным) машин постоянного тока и источника электрической энергии в виде генератора параллельного или последовательного питания или источника механической энергии в виде приводного двигателя с подходящей скоростью вращения, — то для машин переменного тока приходится прибегать к применению схем возвратной работы, сложность которых возрастает по мере повышения требований, предъявляемых к этим схемам.

Всякая такая схема представляет цепь многократных последовательных преобразований электрической энергии в механическую и обратно и потому состоит из ряда двигателей и генераторов, соединенных друг с другом механически или электрически. Как правило, в такую цепь входит по крайней мере один участок, на котором энергия передается постоянным током, а в отдельных более сложных случаях количество таких участков приходится принимать и более одного. Каждый такой участок начинается генератором постоянного тока и заканчивается двигателем постоянного тока; эти машины большей частью должны входить в состав оборудования, установленного на данной испытательной станции.

Если к схеме возвратной работы предъявляется требование обратимости, т. е. возможности изменения направления потока энергии, то каждая из входящих в нее машин должна иметь мощность не меньшую, чем испытываемая машина. Это ставит довольно низкий предел мощности машин переменного тока, испытываемых под нагрузкой, так как машины постоянного тока больших мощностей дороги, причем стоимость их прогрессивно возрастает с увеличением мощности, поскольку оно сопровождается понижением скорости вращения и соответствующим увеличением размеров машин.

Поэтому крайне желательно применение таких способов нагрузки, при которых вспомогательные машины постоянного тока не были бы нужны, исключая, конечно, источники возбуждения синхрон-

ных машин. Кроме того, чрезвычайно удобно, чтобы в качестве вспомогательной машины, сопрягаемой с испытываемой машиной, применялась вторая точно такая же машина, служащая приводным двигателем для испытываемого генератора или нагрузочным генератором для испытываемого двигателя, ибо это наиболее вероятно при выпуске машин даже самыми мелкими сериями. Наконец, наличие машин постоянного тока в схеме нагрузки всегда увеличивает количество органов оперативного регулирования, что осложняет работу и обуславливает известный риск выхода схемы из повиновения оператору, если устойчивость участка передачи энергии постоянным током недостаточна.

Решение задачи нагрузки испытываемой синхронной машины без помощи участка передачи энергии постоянным током в принципе известно; для него требуется лишь возможность произвольного изменения фазы напряжения испытываемой машины по отношению к напряжению источника питания схемы взаимной нагрузки двух синхронных машин. Это изменение может производиться как механическим путем — посредством поворотных муфт между обеими машинами или применением специального кантователя, поворачивающего статор одной из машин (см., например, авторское свидетельство И. Д. Урусова № 98320), так и электрическим путем — при помощи регулятора фаз или преобразовательного агрегата из двух синхронных машин, из которых по крайней мере одна имеет ротор с неявно выраженными полюсами и возбуждением по двум электрически взаимно перпендикулярным осям. Если обмотки возбуждения по обеим осям одинаковы, то, изменяя их токи по величине и направлению, можно поворачивать магнитный поток вокруг ротора на любой угол.

Принципиально можно было бы обойтись одной такой машиной, не вводя ее в состав агрегата, а прямо сопрягая с испытываемой машиной, конечно, при условии равенства чисел полюсов (рис. 1); однако это может быть приемлемо лишь в частном случае, когда все выпускаемые синхронные машины имеют только одно число полюсов и, по возможности, одно и то же напряжение, так как иначе пришлось бы иметь целый парк подобных

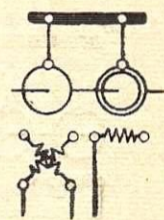


Рис. 1. Принципиальная схема возвратной работы при непосредственном сопряжении с машиной с возбуждением по двум осям.

¹ Авторское свидетельство № 139366 с приоритетом от 9 февраля 1960 г.

машин на все применяемые числа полюсов и с переключением обмоток статоров на все применяемые напряжения.

Поэтому целесообразно вводить машину с возбуждением по двум осям в состав постоянно установленного преобразовательного агрегата с второй синхронной машиной той же мощности и с тем же числом полюсов, которая может иметь как нормальное исполнение с явно выраженными полюсами, так и быть такой же машиной с возбуждением по двум осям. При этом в одной машине должна иметься возможность переключения обмотки статора на все применяемые напряжения; по соображениям, которые будут изложены ниже, такое переключение целесообразно обеспечить в машине нормального исполнения.

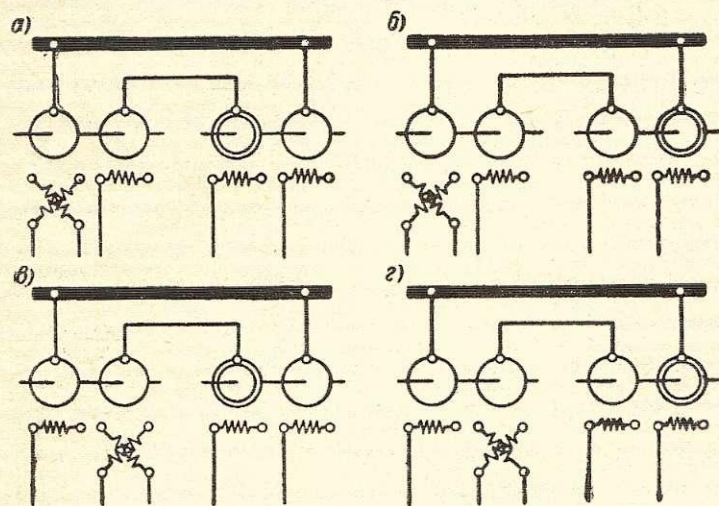


Рис. 2. Принципиальные схемы возвратной работы синхронной машины.

Схема возвратной работы составляется тогда из четырех синхронных машин; как испытываемая машина, так и машина с возбуждением по двум осям могут занимать в этой схеме различное положение (рис. 2). Наиболее рациональным из четырех возможных сочетаний их положений является сочетание по рис. 2, а, при котором машина с возбуждением по двум осям и вспомогательная машина, сопрягаемая с испытываемой, подключаются к источнику общего питания схемы, а испытываемая машина электрически соединяется с машиной нормального исполнения, сопряженной с машиной с возбуждением по двум осям. Действительно, при этом напряжение испытываемой машины совершенно независимо от напряжения общего питания схемы, которое может быть не совсем стабильным и, во всяком случае, не может достаточно простым способом приравниваться к требованиям каждого отдельного испытания.

Если же напряжение общего питания отличается от номинального напряжения вспомогательной машины, сопряженной с испытываемой, то между вспомогательной машиной и источником общего питания должен быть введен соответствующий трансформатор.

В любом случае испытываемая машина может быть нагружена в режиме либо генератора, либо двигателя, в зависимости от того, в какую сторону будет поворачиваться вектор напряжения машины с возбуждением по двум осям. В условиях схе-

мы рис. 2, а для нагрузки испытываемой машины в каком угодно режиме следует перевести в этот же режим также и машину с возбуждением по двум осям; то же самое будет и в случае схемы по рис. 2, г, между тем как в случаях схем по рис. 2, б и в режимы испытываемой машины и машины с возбуждением по двум осям противоположны. Понятно, что для перевода машины с возбуждением по двум осям в режим генератора следует поворачивать ее рабочий поток по направлению вращения ротора, а перевод в режим двигателя требует обратного поворота.

Преобразовательные агрегаты, устанавливаемые на испытательных станциях, исходя из соображений стоимости и экономии места, должны быть относительно быстроходными; но при небольших числах полюсов в машинах с возбуждением по двум осям трудно иметь на роторе обмотки с таким количеством меди, которое обеспечивало бы значительный запас возбуждения. По этой причине расположение машины с возбуждением по двум осям в схеме рис. 2, а целесообразно тем, что позволяет эксплуатировать эту машину при умеренных возбуждениях; так, можно считать вполне приемлемым, чтобы основным режим проводимого испытания осуществлялся при значении коэффициента мощности этой машины, близком к единице, и если при остальных режимах значение потока не будет подвергаться регулированию, что оперативно удобно, то при понижении нагрузки эта машина окажется несколько пере-возбужденной, а при повышении — недо-возбужденной.

При нагрузке испытываемой синхронной машины частота на всех участках схемы возвратной работы остается одинаковой; но для того чтобы нагрузить асинхронную машину, необходимо создать между участками передачи энергии разность частот, равную частоте скольжения испытываемой асинхронной машины, если она является единственной в схеме, и примерно сумме частот скольжений, если в цепи преобразований энергии содержится где-либо еще одна асинхронная машина, например вспомогательная машина, сопряженная с испытываемой.

Эта задача может быть решена путем подачи возбуждения в две взаимно перпендикулярные обмотки двухфазным током весьма низкой регулируемой частоты; тогда, в зависимости от чередования фаз, магнитное поле ротора будет вращаться по отношению к самому ротору в ту или иную сторону. Если машина подключена к источнику питания постоянной частоты, то при вращении поля по направлению вращения ротора скорость последнего будет уменьшаться, а при вращении поля против направления вращения ротора — возрастать на величину скорости вращения поля относительно ротора. Но вместе с ротором машины с возбуждением по двум осям будет изменяться скорость вращения и сопряженной с ней синхронной машины, чем и достигается требуемое изменение частоты в цепи передачи энергии.

При условии, что машина с возбуждением по двум осям остается подключенной к источнику общего питания, целесообразность чего будет подкреплена ниже дополнительными соображениями,

возможны две схемы возвратной работы (рис. 3), аналогичные схемам рис. 2, а и б. Каждая из них имеет свои достоинства и недостатки. Схема рис. 3, а позволяет производить питание испытуемой асинхронной машины, работающей, как правило, в режиме двигателя, сколь угодно широко регулируемым напряжением, но при изменяющейся частоте; следует, однако, отметить, что отклонения частоты от номинального значения, возможные при испытаниях крупных асинхронных машин, весьма невелики и не могут заметным образом отразиться ни на потерях испытуемой машины, ни, тем более, на условиях ее охлаждения и потому в большинстве случаев вполне допустимы. Напротив, схема рис. 3, б обеспечивает постоянство частоты приложенного напряжения, но не содержит непосредственно возможности регулирования напряжения, которое требует добавления в схему еще какого-нибудь промежуточного устройства, например последовательно включенного индук-

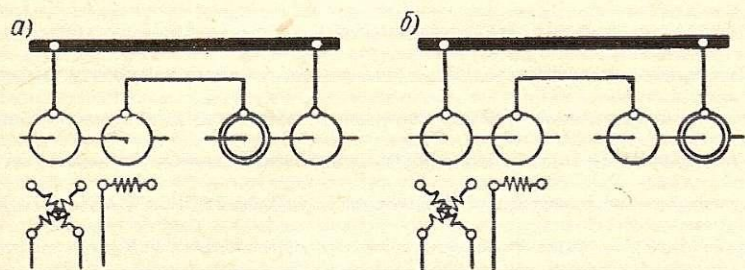


Рис. 3. Принципиальные схемы возвратной работы асинхронной машины.

ционного регулятора или регулировочного трансформатора.

Важен вопрос о способе подачи питания двухфазным током низкой регулируемой частоты обмоткам возбуждения машины с возбуждением по двум осям; при его решении предпочтение должно быть отдано таким способам, которые требуют минимального количества органов оперативного регулирования. В рассматриваемых схемах такому регулированию подлежат две величины: частота скольжения, определяющая нагрузку испытуемой машины, и приложенное к ней напряжение; в большинстве реальных случаев это напряжение поддерживается на протяжении того или иного испытания постоянным, но поскольку его источником является синхронная машина, мощность которой более или менее сравнима с мощностью испытуемой асинхронной машины, изменение нагрузки последней требует корректирования напряжения. Кроме того, может потребоваться еще один орган регулирования: так как кажущееся сопротивление обмоток возбуждения, питаемых двухфазным током, сильно зависит от частоты питания, необходимо корректирование напряжения этого питания. Однако в схемах рис. 3, в которых нет электрических связей между испытуемой машиной и машиной с возбуждением по двум осям, нарушение установленного соотношения между напряжением возбуждения и его частотой при ее изменении будет вести только к нагрузке машины с возбуждением по двум осям дополнительными реактивными токами, но не будет отражаться на режиме испытуемой машины. Таким образом, регулирование напряжения возбуждения не должно в полной мере считаться оперативным;

мелкие изменения частоты возбуждения могут не сопровождаться одновременным корректированием его напряжения.

Всем этим требованиям удовлетворяет описываемая ниже система возбуждения. Первичным источником двухфазного тока низкой регулируемой частоты является так называемый реостатный преобразователь частоты, достаточно подробно описанный в статье А. Г. Эйбшица и В. В. Дейзенрота «Реостатный преобразователь постоянного тока низкой частоты» (сборник «Электросила» № 17, 1959 г.). Как можно видеть из этой статьи, преобразователь состоит из кольцеобразного по-

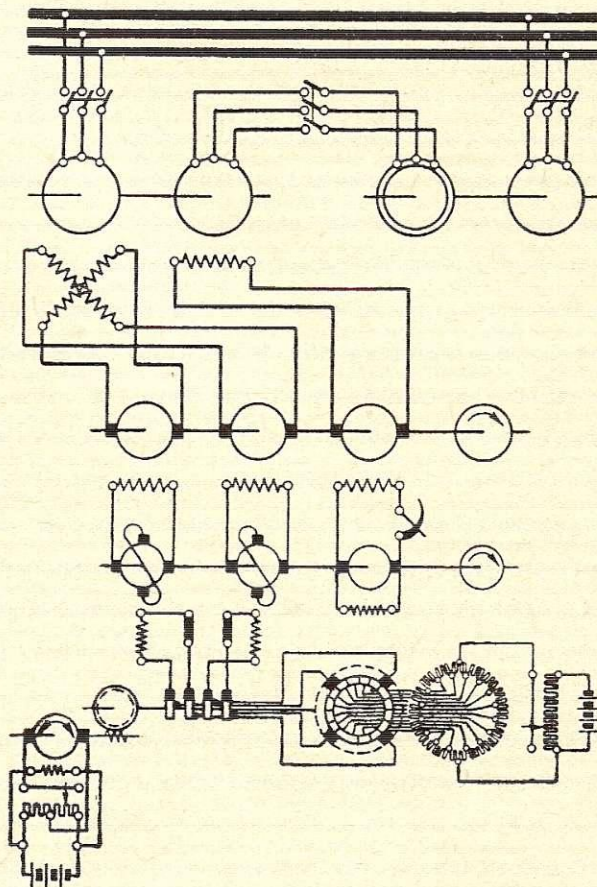


Рис. 4. Схема возбуждения двухфазным током низкой частоты.

тенциометра, питаемого постоянным током через две диаметрально противоположные точки; от него сделаны отпайки к пластинам неподвижного коллектора; на этот коллектор наложены две взаимно перпендикулярные пары комплектов щеток, каждый из которых электрически соединен еще с одним из четырех комплектов щеток, наложенных на четыре неподвижные контактные кольца. Траверса, несущая все эти комплекты щеток, приводится во вращение двигателем постоянного тока через редуктор с большим передаточным числом. Скорость вращения траверсы и определяет частоту получаемого таким образом двухфазного тока. Токи, снимаемые двумя взаимно перпендикулярными комплектами щеток, сдвинутые по фазе относительно друг друга на одну четверть периода, подаются в обмотки управления двух электромашинных усилителей (амплидинов), как показано на рис. 4, от которых производится питание обмоток возбуждения двух возбуждателей синхронной машины с возбуждением по двум осям. Совершенно аналогичная система применяется заводом «Электросила» для питания обмоток электромагнитных перемешивателей расплавленного металла в индукционных плавильных печах.

Все регулирование сводится здесь к двум органам: потенциометрическому регулятору скорости вращения приводного двигателя реостатного преобразователя, позволяющему регулировать частоту возбуждения, а также и чередование его фаз, от которого зависит знак изменения частоты машины с возбуждением по двум осям, и потенциометрическому же регулятору напряжения, приложенного к реостатному преобразователю, которым регулируются токи возбуждения этой машины.

Третьим органом регулирования является регулятор в цепи возбуждения возбудителя синхронной машины нормального исполнения, сопряженной с машиной с возбуждением по двум осям; как всегда практикуется в испытательных установках, возбуждение этого возбудителя должно быть независимым для обеспечения необходимой четкости и быстроты регулирования возбуждаемой машины.

Конечно, помимо всех этих регуляторов в схеме должны находиться и установочные реостаты, показанные на рис. 4 реостаты в цепях управления электромашинных усилителей и не показанные на нем реостаты в цепях обратных связей, которые должны применяться для стабилизации работы электромашинных усилителей; однако их отнюдь не следует рассматривать как органы оперативного регулирования — при нормальной эксплуатации всего оборудования в целом они, будучи однажды установлены, не должны требовать изменения уставок, поскольку условия нагревания обеих цепей возбуждения машины с возбуждением по двум осям благодаря равенству токов возбуждения должны быть одинаковыми. В этом отношении асинхронный ход машины с возбуждением по двум осям имеет преимущество перед синхронным ходом, когда токи возбуждения могут быть различными; но тогда вопрос о неодинаковости нагревания двух цепей возбуждения требует остроты.

Если цепи возбуждения по двум осям будут в какой-нибудь степени неодинаковы, хотя бы из-за неоднородности их температуры, создаваемое ими вращающееся по отношению к ротору поле будет не круговым, а эллиптическим. В результате в моменты прохождения его через более длинную ось машина будет несколько перевозбужденной по отношению к некоторому среднему возбуждению, а при прохождении через более короткую ось — соответственно недовозбужденной. Это вызовет периодические качания тока якорной цепи с удвоенной частотой тока возбуждения; если машина с возбуждением по двум осям электрически не связана с испытываемой машиной, то эти качания не отразятся на мгновенных значениях скорости вращения и испытываемая машина их не почувствует; но если испытываемая машина электрически соединена с машиной с возбуждением по двум осям, то эллиптичность поля последней вызовет пульсацию напряжения, приложенного к испытываемой машине, а вместе с ним — и потребляемого ею тока, что нежелательно, поскольку затрудняет ведение испытания. Этим еще раз подтверждается целесообразность применения схемы рис. 2, а преимущественно перед прочими, а так как напряжение испытываемых машин может быть различным, то ясно, что

синхронная машина нормального исполнения должна иметь возможность переключения обмотки статора на разные напряжения.

Особое внимание должно быть уделено вопросу о подборе главных возбудителей для машины с возбуждением по двум осям. Ввиду того, что их возбуждение производится переменным током низкой частоты, целесообразно применение для них расслоенных станин, набранных из листовой электротехнической стали. Практика исследования машин постоянного тока, работающих в аналогичных условиях, как, например, источники питания устройств для электромагнитного перемешивания расплавленного металла в индукционных печах, показывает, что коммутация их значительно затрудняется по сравнению со случаем работы при возбуждении постоянным током. Мощность возбудителей определяется максимальным током возбуждения и кажущимся сопротивлением обмоток возбуждения, которое заметным образом зависит от частоты.

Так, на рис. 5 представлена экспериментально полученная зависимость кажущегося сопротивления обмотки возбуждения одной из машин подобного рода от частоты; из рисунка видно, что уже при частоте всего лишь 1 гц кажущееся сопротивление примерно вдвое превосходит измеренное при постоянном токе.

Описанная электромашинная система возбуждения по двум осям двухфазным током регулируемой низкой частоты не является, конечно, единственно возможной; мыслимы системы, построенные на основе управляемых ионных или полупроводниковых преобразователей либо сочетаний из них. Однако при современном уровне силовой полупроводниковой техники для первоначального внедрения на испытательных станциях электромашиностроительных предприятий является естественным применение электромашинной системы возбуждения благодаря ее надежности и тому немаловажному обстоятельству, что для обслуживающего персонала таких станций она гораздо более доступна в отношении регулирования и настройки повседневными для него методами.

Предлагаемый способ нагрузки машин постоянного тока при возвратной работе благодаря своей простоте обслуживания, минимальным капиталовложениям при сооружении испытательных станций и весьма незначительным потерям энергии при эксплуатации — имеет все шансы на широкое внедрение при сооружении новых и реконструкции действующих испытательных станций на предприятиях электромашиностроительной промышленности.

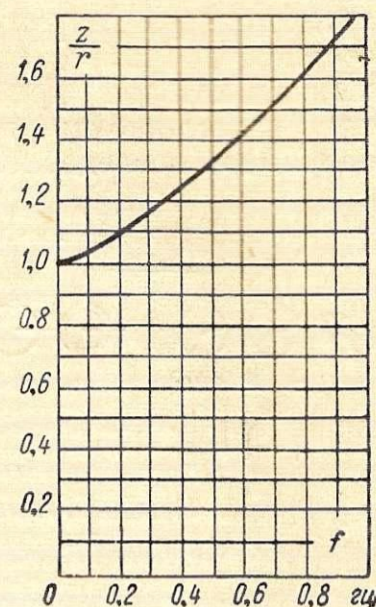


Рис. 5. Зависимость кажущегося сопротивления обмотки возбуждения от частоты.

Исследование реактивных сопротивлений ненагруженных синхронных машин

Ю. Л. ЦИРЛИН

Введение

В статье оцениваются наиболее широко применяемые методы определения синхронных реактивных сопротивлений синхронной машины и описывается новый метод, позволяющий получить более высокую точность определения указанных параметров.

Данный метод основан на применении специального оборудования — источника питания с регулируемой фазой, состоящего из синхронной машины с возбуждением по двум осям и синхронной машины нормального исполнения.

Ниже приведены примеры исследования синхронных реактивных сопротивлений по продольной и поперечной осям для четырех крупных синхронных машин, двух явнополюсных и двух неявнополюсных, на основании чего сделан вывод о строгом соответствии условий опыта синхронного питания положениям теории двух реакций.

В настоящее время точность расчетов установленных режимов работы машины по параметрам, определяемым из характеристик холостого хода (по спрямленной части) и короткого замыкания, а также опыта малого скольжения, имеющих наибольшее практическое применение, недостаточна.

Разные авторы [Л. 1—4] предприняли много попыток, сводившихся к уточнению синхронных реактивных сопротивлений по продольной и поперечной осям, путем использования коэффициентов, выведенных аналитически или экспериментально, с целью учета насыщения; при этом предполагалось синусоидальное распределение м. д. с. статора и ротора в реальной машине под нагрузкой; эксперименты производились на машинах мощностью до 40 ква.

Отсутствие способа точного определения синхронных реактивных сопротивлений реальной синхронной машины, а также простого и надежного метода измерения этих параметров в условиях нормальной работы затрудняет накопление опытного материала, на базе которого можно было бы решить важную практическую задачу — расчет устойчивости работы синхронных машин и предопределение угла между э. д. с. и напряжением машины.

С введением источников питания с регулируемой фазой в практику исследований электрических машин, не говоря о других способах создания и поддержания углов между э. д. с. и напряжением машины, представляется возможным производить измерение синхронного реактивного сопротивления в условиях, соответствующих положениям теории двух реакций, в статических режимах работы машины и при достаточно широком диапазоне изменений приложенного напряжения.

1. Синхронное реактивное сопротивление по продольной оси

Синхронное реактивное сопротивление по продольной оси есть отношение основной волны противозлектродвижущей силы обмотки статора, на-

веденной продольной составляющей потока реакции статора, к основной волне тока статора, если невозбужденный ротор машины приводится с синхронной скоростью, а влияние насыщения не учитывается.

Синхронное реактивное сопротивление по продольной оси в то же время есть сопротивление, которое представляет собой невозбужденная и ненасыщенная синхронная машина, подключенная к сети, если угол θ равен 0 или 180° ; для крупных машин можно пренебречь активным сопротивлением обмотки статора.

Опытное определение синхронного реактивного сопротивления по продольной оси

В настоящее время широко применяются следующие методы определения синхронного реактивного сопротивления по продольной оси:

а) из опытов холостого хода и симметричного короткого замыкания;

б) из опыта трехфазного постороннего питания со скольжением.

Из опытов холостого хода и короткого замыкания принято определять ненасыщенные значения синхронного реактивного сопротивления по продольной оси, соответствующие спрямленной начальной части характеристики холостого хода, однако допускается определение и так называемых насыщенных значений, когда напряжение принимается непосредственно по характеристике холостого хода.

Из опыта постороннего трехфазного питания со скольжением получают, как правило, ненасыщенные значения параметров.

Как видно из табл. 1, значения синхронного реактивного сопротивления ряда различных машин, полученные из опыта со скольжением, в среднем ниже значений, определенных из характеристик холостого хода и короткого замыкания, приведенных к началу координат; это объясняется демпфирующим действием успокоительной системы и массивных деталей ротора.

Анализ погрешностей опыта малого скольжения дал А. А. Горев [Л. 5], но без учета остаточного намагничивания.

На рис. 1 приведены зависимости синхронных реактивных сопротивлений по продольной и поперечной осям от скольжения для генератора мощностью 750 квт, 1500 об/мин; разница в значениях синхронного реактивного сопротивления по продольной оси при переходе от скольжения $\pm 3\%$ к скольжению, равному нулю, составляет около 45% значения при $s=0$.

Рекомендуется производить опыты при наименьшем скольжении, например при $s \approx 0,01$; при этом условии погрешность для x_d не превысит 10%, а для x_q не превысит 5%.

Учет остаточного намагничивания в опыте, проведенном Л. Г. Мамиконянцем, основан на предположении, что значение остаточного напряжения (магнетизма) сохраняется постоянным.

Таблица 1

Синхронные реактивные сопротивления

Объект		По продольной оси			По поперечной оси	
мощность, квт	скорость вращения, об/мин	расчет	опыт		расчет	опыт малого скольжения
			холостого хода и короткого замыкания	малого скольжения		
Генераторы						
160	600	1,56	1,61	1,47	0,95	0,85
125	500	1,62	1,50	1,46	1,00	1,12
500	1000	1,53	1,55	1,23	0,78	0,85
160	375	1,58	1,56	1,33	0,96	0,45
160	300	1,47	1,31	1,15	1,00	0,79
800	750	1,61	1,42	1,41	0,98	0,83
400	500	1,61	1,44	1,36	1,00	0,90
600	1500	2,31	2,12	1,60	1,13	0,78
750	1500	2,11	2,02	1,50	1,05	0,99
1250	1500	1,67	1,72	1,66	0,81	0,97
300	500	1,33	1,33	1,24	0,85	0,88
125	3000	0,75	0,75	0,54	0,57	0,44
2000	3000	1,73	1,72	1,54	1,73	1,38
Двигатели						
500	1500	1,10	1,18	1,04	0,55	0,58
1000	1500	1,58	1,73	1,53	0,80	0,83
1000	1500	1,04	1,25	0,96	0,54	0,61
1400	750	1,62	1,75	1,54	0,95	1,13
2300	750	1,32	1,41	—	0,70	—

Более правильно считать намагниченность стали ротора величиной переменной, зависящей от значения намагничивающего потока, что, однако, усложняет введение поправки.

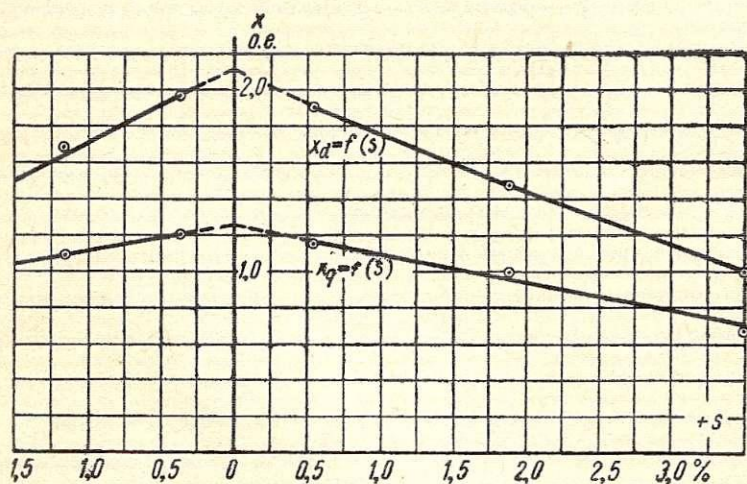


Рис. 1. Зависимость синхронных реактивных сопротивлений от скольжения; x_d определено при $(18 \div 27\%) U_n$; x_q определено при $(15 \div 22\%) U_n$. Генератор мощностью 750 квт, 1500 об/мин.

В действительности не удается сохранить намагниченное состояние ротора на протяжении полного оборота, если ток статора превосходит несколько процентов номинального, тогда как снижение приложенного напряжения приводит к необходимости работы на криволинейных участках кривой намагничивания машины.

С целью уменьшения скольжения и повышения напряжения источника питания, в некоторых наших опытах была использована схема, представленная на рис. 2.

Путем изменения режима работы и нагрузки между машинами постоянного тока удается очень тонко регулировать скольжение трехмашинного агрегата в обе стороны от синхронной скорости. С ее помощью удалось поднять напряжение источника питания до номинального значения (при обычном значении напряжения остаточного намагничивания около 1% номинального напряжения), а частоту скольжения довести до долей процента.

Экстремумы огибающих напряжения на осциллограммах сдвигаются относительно экстремумов огибающих тока, и обработка осциллограмм этим затрудняется.

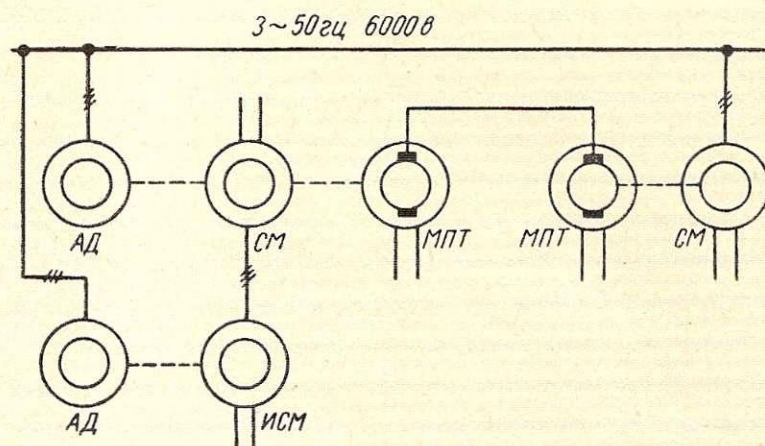


Рис. 2. Схема для регулирования скорости вращения в опыте малого скольжения.

Периодические колебания тока статора, имеющие частоту, кратную скольжению, приводят к значительным колебаниям напряжения генератора, если его мощность соизмерима с мощностью испытуемой машины, а опыт проводится при токе, соизмеримом с номинальным.

Из осциллограмм видно также, что форма огибающих кривой тока не соответствует характеру кривой изменения синхронных реактивных сопротивлений:

$$x = \frac{x_d + x_q}{2} - \frac{x_d - x_q}{2} \cos 2(\theta + \varphi),$$

потому что ротор испытуемой машины скользит относительно м. д. с. статора с переменной скоростью в пределах каждого полюсного деления — опыт малого скольжения представляет асинхронный режим с переменным магнитным сопротивлением машины.

Ускорения возникают в результате действия асинхронных моментов и параметрического момента. В качестве примера на рис. 3 представлена такая осциллограмма.

Таким образом, получение насыщенных значений синхронного реактивного сопротивления из опыта малого скольжения не представляется возможным.

В Ленинградском филиале ВНИИЭМ введен в эксплуатацию специальный агрегат — источник питания с регулируемой фазой, состоящей из синхронной машины нормального исполнения и синхронной машины с возбуждением по двум взаимно перпендикулярным осям [Л. 6].

Составляя схему с применением источника с регулируемой фазой (рис. 4), можно установить ротор испытуемой машины в любое положение,

например, так, чтобы его продольная ось совпала с магнитной осью поля обмотки ее статора.

Согласно формуле мощности синхронной машины

$$P = \frac{UE}{x_d} \sin \theta + \frac{U^2}{2} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta,$$

- где P — активная мощность машины;
 E — э. д. с. ненасыщенной машины, пропорциональная току возбуждения;
 U — напряжение на зажимах машины;
 x_d — синхронное реактивное сопротивление по продольной оси;
 x_q — синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси;
 θ — угол между э. д. с. (E) и напряжением

точника с регулируемой фазой, а ее ротор приводится во вращение вспомогательным синхронным двигателем. Обмотка ротора может быть замкнута на разрядное сопротивление или разомкнута. Изменяя напряжение источника от нуля до 130% номинального напряжения испытуемой машины, можно получить характеристику намагничивания машины при питании ее со стороны статора, и, следовательно, зависимость синхронного реактивного сопротивления по продольной оси от напряжения или тока статора.

Значения синхронного реактивного сопротивления, полученные указанным методом (в пределах прямолинейной части характеристики холостого хода), точно соответствуют условиям теории двух реакций.

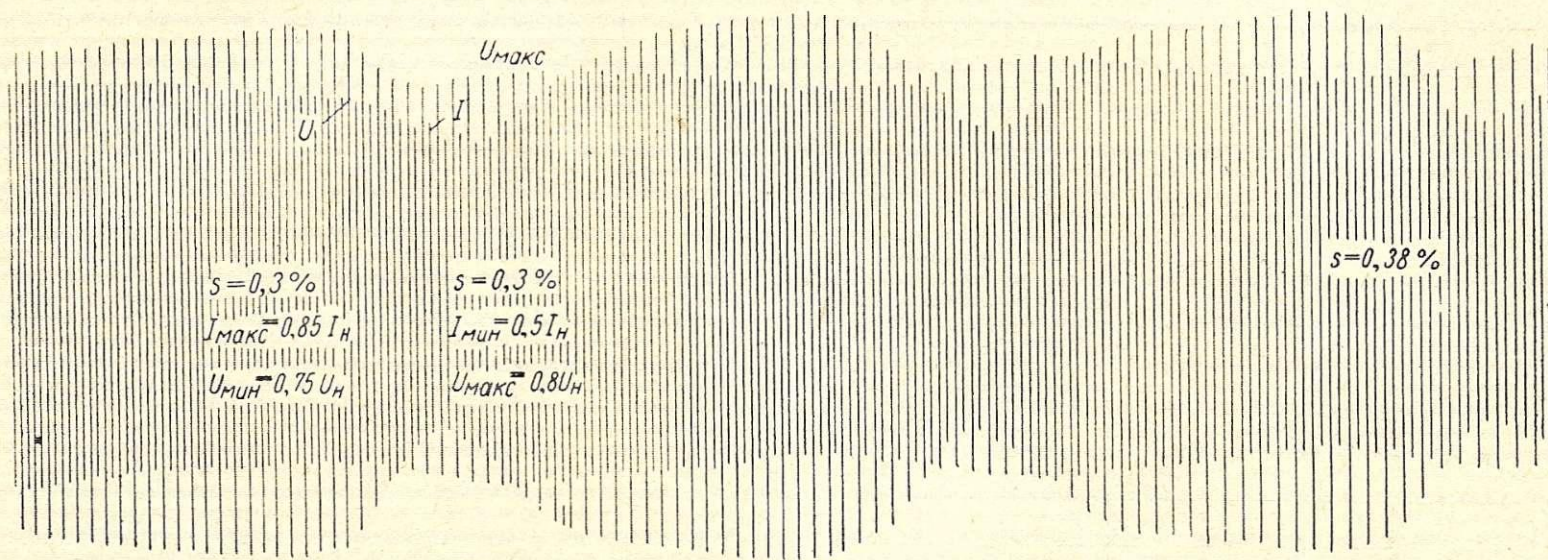


Рис. 3. Осциллограмма опыта малого скольжения при напряжении и токе, близких к номинальным. Генератор мощностью 750 квт, 1500 об/мин.

машины, это соответствует углу θ , равному нулю; активная мощность машины близка к нулю, и, следовательно, можно определить полное сопротивление, примерно равное синхронному реактивному сопротивлению по продольной оси, как част-

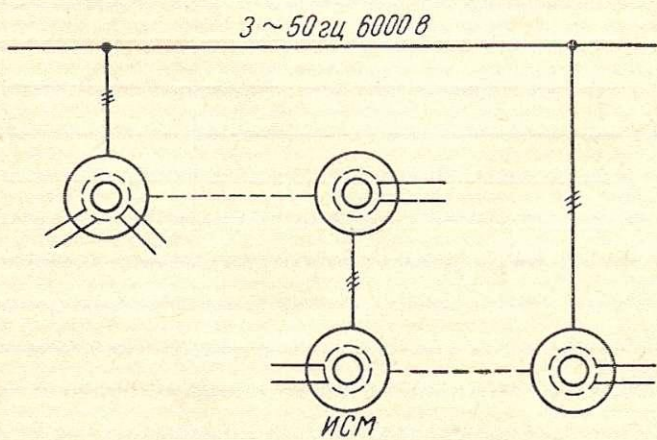


Рис. 4. Схема для определения синхронных реактивных сопротивлений с помощью источника с регулируемой фазой.

ное от деления фазного напряжения на фазный ток непосредственно по показаниям электроизмерительных приборов высокого класса точности [Л. 7]. При этом статор испытуемой машины питается от симметричной системы напряжений ис-

На рис. 5 представлены зависимости напряжения и тока в опыте синхронного питания от угла

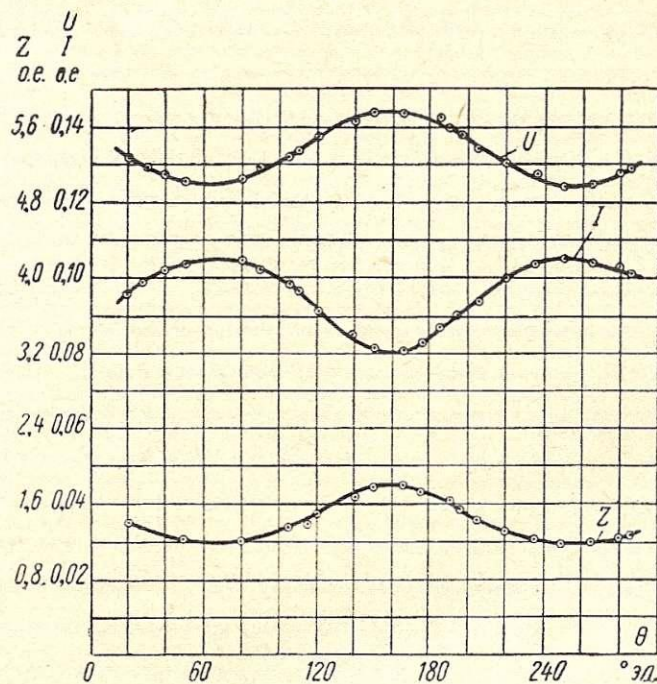


Рис. 5. Результаты опыта синхронного питания при низком напряжении. Двигатель мощностью 1400 квт, 750 об/мин.

вого положения ротора. Из этого рисунка хорошо видно точное совпадение максимумов и минимумов тока и напряжения.

Для того чтобы практически определить пределы влияния напряжения остаточного намагничивания на синхронное реактивное сопротивление по продольной оси, опыты производились следующим образом:

1) ротор испытуемой машины устанавливался так, что его продольная ось совпадала с осью м. д. с. статора;

2) м. д. с. статора увеличивалась до наибольшей (что соответствовало 130% номинального напряжения), после чего она плавно снижалась до минимума. Остаточное намагничивание ротора оказывалось в фазе с м. д. с. статора и имело наибольшее значение;

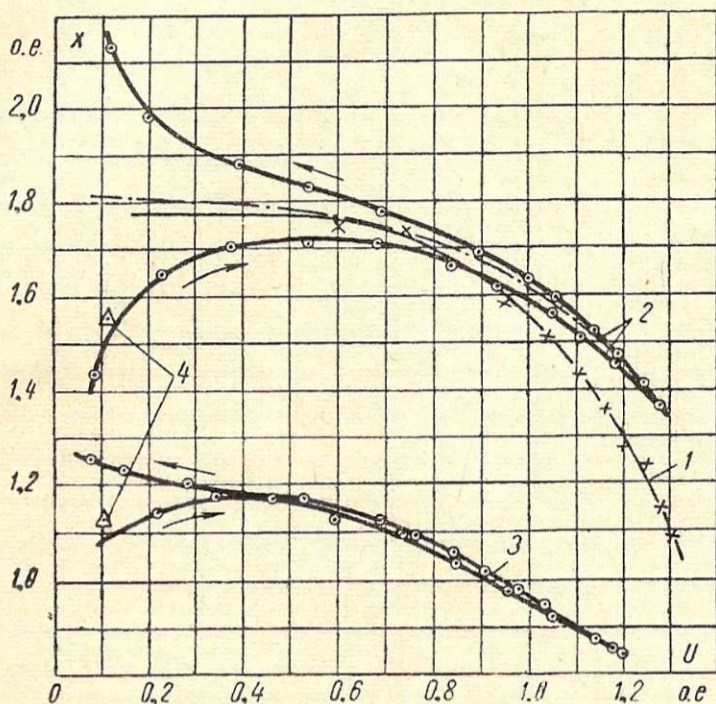


Рис. 6. Синхронные реактивные сопротивления двигателя мощностью 1400 квт, 750 об/мин.

1 — x_d из опытов холостого хода и короткого замыкания; 2 — x_d из опыта синхронного питания, восходящая и нисходящая ветви; 3 — x_q из опыта синхронного питания, восходящая и нисходящая ветви; 4 — x_d и x_q из опыта малого скольжения.

3) фаза м. д. с. статора изменялась на 180° путем изменения полярности на контактных кольцах ротора источника. Напряжение статора плавно увеличивалось до 130% номинального значения и затем плавно снижалось, при этом снималась зависимость тока статора от напряжения, из которой определялись восходящая и нисходящая ветви зависимости синхронного реактивного сопротивления по продольной оси от напряжения.

Как показали опыты (рис. 6 и 7), средняя линия, проведенная между прямой и обратной ветвями зависимости синхронного реактивного сопротивления от приложенного к статору напряжения, практически совпадает со значениями, полученными из опытов холостого хода (непосредственно по характеристике холостого хода) и короткого замыкания в пределах от 10 до 70% номинального напряжения. В области малых напряжений, из-за непостоянства намагниченности ротора, синхронное реактивное сопротивление по продольной оси принимает значения, отличающиеся от среднего на $\pm 15\%$. В поле этих значений, но ниже средней линии, попадают точки из опыта со скольжением.

В области больших напряжений среднее значение реактивного сопротивления из опыта синхронного питания получается выше, чем из опытов холостого хода и короткого замыкания. Это расхождение объясняется следующим: в первом случае ротор не возбужден и рассеяния нет; во

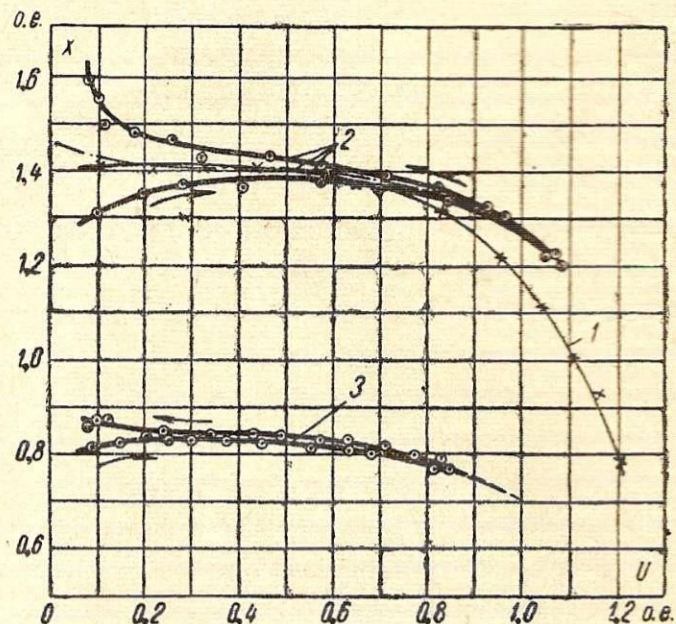


Рис. 7. Синхронные реактивные сопротивления двигателя мощностью 2300 квт, 750 об/мин.

1 — x_d из опытов холостого хода и короткого замыкания; 2 — x_d из опыта синхронного питания; 3 — x_q из опыта синхронного питания.

втором случае появляется поток рассеяния ротора, который снижает значение синхронного реактивного сопротивления.

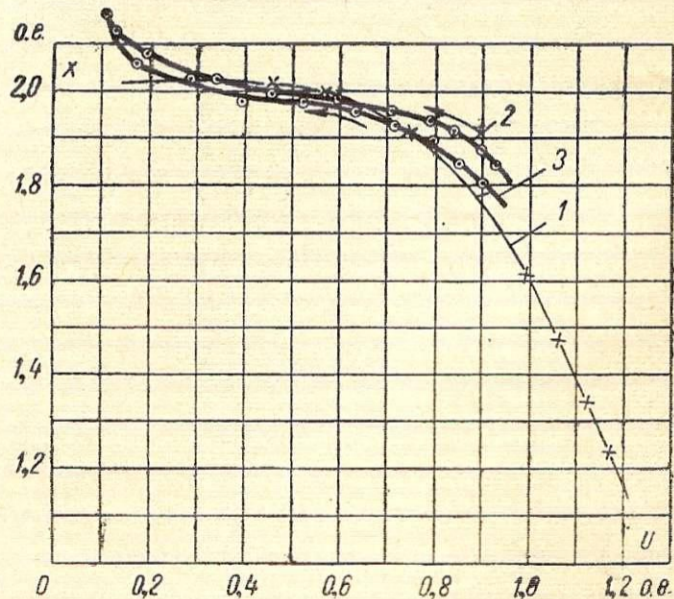


Рис. 8. Синхронные реактивные сопротивления двигателя мощностью 3000 квт, 3000 об/мин.

1 — x_d из опытов холостого хода и короткого замыкания; 2 — x_d из опыта синхронного питания; 3 — x_q из опыта синхронного питания.

На рис. 8 и 9 представлены зависимости синхронных реактивных сопротивлений от напряжения, полученные из нисходящей ветви кривой намагничивания машины при питании ее со стороны статора (кривые 2 и 3).

Следует отметить, что из опытов холостого хода и короткого замыкания можно получить поле значений синхронного реактивного сопротивления,

если надлежащим образом снять начальные части характеристик.

Метод синхронного питания дает возможность точно удовлетворить условиям теории двух реакций и дополнительно позволяет получить зависимость синхронного реактивного сопротивления от напряжения и одновременно от тока статора.

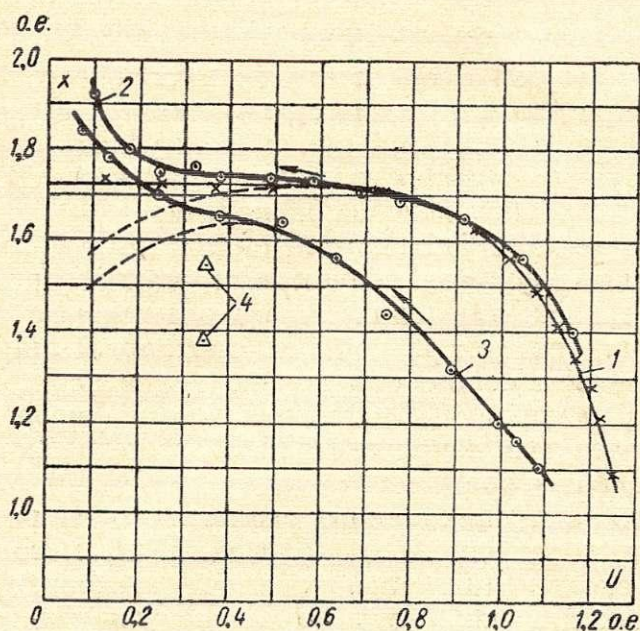


Рис. 9. Синхронные реактивные сопротивления генератора мощностью 2000 квт, 3000 об/мин. 1 — x_d из опытов холостого хода и короткого замыкания; 2 и 3 — x_d и x_q из опыта синхронного питания.

2. Синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси

С точки зрения теории двух реакций синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси представляется как отношение основной волны противоэлектродвижущей силы обмотки статора, наведенной основной волной потока реакции статора по поперечной оси, к основной волне тока статора. При этом влияние насыщения не учитывается, ток статора должен быть близок к номинальному [Л. 8].

С другой стороны, синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси — это то сопротивление, которое представляет невозбужденная синхронная машина, подключенная к сети, если угол θ равен 90 электрическим градусам.

Опытное определение синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси

Опыт малого скольжения, описанный выше, дает более надежные результаты для синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси, чем для синхронного реактивного сопротивления по продольной оси, так как эквивалентный воздушный зазор по поперечной оси синхронных машин больше зазора по продольной оси, особенно для машин с явно выраженными полюсами; соответственно меньше сказывается влияние остаточного намагничивания ротора.

В виде иллюстрации на рис. 1 представлена зависимость синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси генератора мощностью 750 квт, 1500 об/мин, от скольжения, изменяюще-

гося в пределах от нуля до 3%. Как видно из кривой, это соответствует изменению синхронного реактивного сопротивления на 35% значения при $s=0$.

Как указано выше, опыт малого скольжения не позволяет получить насыщенные значения синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси, а погрешности этого опыта — влияние частоты скольжения, остаточного намагничивания и применение осциллографа — снижают степень точности определения синхронных реактивных сопротивлений.

Опыт отрицательного возбуждения, рекомендуемый ГОСТ 10169-62, подразумевает определение синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси перед выпадением машины из синхронизма, т. е. когда вращающий момент машины, равный сумме реактивного (или параметрического) момента и отрицательного синхронного момента, становится равным моменту на валу от потерь холостого хода.

Уравнение моментов можно записать следующим образом:

$$\frac{P_0}{\omega} = -\frac{EU}{\omega x_d} \sin \theta + \frac{U^2}{2\omega} \left(\frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \right) \sin 2\theta,$$

где P_0 — потери холостого хода (механические и на поверхности башмаков ротора);

ω — угловая скорость.

То же уравнение в относительных единицах примет вид:

$$P_0 = -\frac{E}{x_d} \sin \theta + \frac{1}{2} \left(\frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \right) \sin 2\theta. \quad (1)$$

Из условия равенства нулю синхронизирующего момента перед потерей синхронизма $\left(\frac{dP}{d\theta} = 0 \right)$

$$E = \frac{x_d - x_q}{x_q} \cdot \frac{\cos 2\theta}{\cos \theta}. \quad (2)$$

Если подставить уравнение (2) в уравнение (1) для случая отрицательного возбуждения, то получим:

$$\begin{aligned} P_0 &= -\frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \cdot \frac{\cos 2\theta \sin \theta}{\cos \theta} + \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \sin \theta \cos \theta = \\ &= \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \cdot \frac{\sin^3 \theta}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta}}. \end{aligned}$$

Считая $\sqrt{1 - \sin^2 \theta} \approx 1$, что справедливо для $\theta \leq 20^\circ$, можно получить значение наибольшего угла, при котором происходит выпадение из синхронизма, а затем и наименьшего необходимого тока отрицательного возбуждения для обеспечения этого выпадения.

Опытная проверка этих значений была произведена на двигателе мощностью 1400 квт, 750 об/мин и дала следующие результаты:

	Опыт	Расчет по ненасыщенным параметрам	Расчет по параметрам при номинальном напряжении
θ_{\max}	23°	23,2°	20,5°
$E_{\min} = i_{\min}$	0,5	0,39	0,57

При оценке результатов, получаемых по методу отрицательного возбуждения, следует иметь в виду, что синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси определяется по формуле

$$x_q = \frac{U}{|I|},$$

которая выведена из векторной диаграммы рис. 10:

$$-I = \frac{U + E}{x_d},$$

где E взято из уравнения (2).

Если считать, что опыт отрицательного возбуждения предполагает измерение при $\theta \approx 20^\circ$, ошибка в определении синхронного реактивного сопротивления будет достигать $+5\%$ [Л. 8].

Следует отметить, что хотя ошибка в определении синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси из-за отклонения ротора от угла $\theta = 180^\circ$ невелика, но опыт отрицательного возбуждения проводится в условиях, отличающихся от определения по теории двух реакций, где угол θ должен быть равен 90° .

При использовании данных опыта отрицательного возбуждения в расчетах надо учитывать допущение независимости синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси от углового положения ротора, что, однако, должно быть исследовано в дальнейшем.

Применение источника напряжения с регулируемой фазой или иного способа поворота ротора испытуемой машины на 90° относительно вектора питающего напряжения позволяет определить синхронное реактивное сопротивление по поперечной оси в строгом соответствии с теорией двух реакций и получить представление о влиянии насыщения по поперечной оси машины на синхронное реактивное сопротивление.

Аналогично описанному выше способу определения синхронного реактивного сопротивления по продольной оси можно снять зависимость синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси от приложенного напряжения или восходящую и нисходящую ветви кривой намагничивания машины по поперечной оси при питании ее со стороны статора.

При невозбужденном роторе $\theta = \varphi = 90^\circ$ и машина представляет чисто индуктивное сопротивление. Активная мощность практически равна нулю, а реактивная мощность может быть выражена [Л. 9] следующим образом:

$$Q = \frac{UE}{x_d} \cos \theta - \frac{U^2}{x_d} \cos^2 \theta - \frac{U^2}{x_q} \sin^2 \theta = \\ = -\frac{U^2}{x_q} \sin^2 \theta = -\frac{U^2}{x_q};$$

с другой стороны, реактивная мощность машины равна

$$Q = UI \sin \varphi.$$

Совместное решение этих двух выражений дает:

$$|x_q| = \frac{U}{I}.$$

При этом угол φ с достаточно высокой точностью определяется по ваттметрам схемы измерения мощности, а ошибка в измерениях угла θ на $2-3^\circ$ пренебрежимо мало влияет на значение синхронного реактивного сопротивления.

На рис. 6 и 7 для двух явнополюсных и на рис. 8 и 9 для двух неявнополюсных машин представлены зависимости синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси от напряжения сети, свидетельствующие о довольно значительном снижении реактивного сопротивления по мере роста приложенного напряжения и соответственного роста тока статора.

Значения синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси, полученные по методу малого скольжения, располагаются несколько ниже средних значений, которые получаются при том же напряжении по методу синхронного питания, в основном из-за размагничивающего действия вихревых токов.

Выводы

1. Синхронные реактивные сопротивления по продольной и поперечной осям существенно зависят от приложенного напряжения.

Как показали опыты по методу синхронного питания, синхронное реактивное сопротивление снижается по мере роста приложенного напряжения (от 0,1 до 1,0 номинального) для явнополюсных машин: по продольной оси на 11% и по поперечной оси на 17,5%; для неявнополюсных машин: по продольной оси на 5,5% и по поперечной оси на 19% от значения при 0,1 номинального напряжения.

2. Применение источника питания с регулируемой фазой дало возможность практически оценить погрешности опыта малого скольжения, вызванные остаточным намагничиванием ротора, и определить поле значений синхронных реактивных сопротивлений по продольной и поперечной осям при изменении напряжения статора от нескольких процентов до номинального значения; при этом погрешности, вызванные самим скольжением, полностью исключаются, а измерения производятся с помощью приборов класса 0,2—0,5.

3. В пределах от 10 до 70% номинального напряжения метод синхронного питания дает хорошее совпадение с методом холостого хода (непосредственно по характеристике) и короткого замыкания для синхронного реактивного сопротивления по продольной оси.

4. Наиболее точным из трех рассмотренных в настоящей работе методов определения синхронного реактивного сопротивления по поперечной оси следует считать метод синхронного постороннего питания невозбужденной машины при совпадении продольной оси ее ротора с вектором приложенного напряжения.

5. Для двух исследованных явнополюсных машин метод синхронного питания дал результаты (при номинальном напряжении), весьма точно совпадающие с расчетом по методике завода «Электросила», созданной под руководством Р. А. Лютера.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р. Э. Стивен, Экспериментальная эффективная величина поперечного синхронного реактивного сопротивления синхронной машины, The Proc. of the Inst. of El. Eng., v. 108, p. A, № 42, 1961, p. 559.

2. Хемди-Сепен, Сообщение об экспериментальном изучении угла внутреннего сдвига синхронных машин. Влияние насыщения, Rev. General de l'Electricité, т. 60, № 3, 1951.

3. Хемди-Сепен, Метод анализа работы синхронной

машины в установившемся режиме, Rev. General de l'Electricité, т. 62, № 9, 1953.

4. Хемди-Сепен, Влияние насыщений в синхронных машинах, Trans. AIEE, 1954, part III, p. 1349.

5. А. А. Горев, Переходные процессы синхронных машин, Госэнергоиздат, 1950.

6. Г. К. Жерве, Устройство для нагрузки по методу возвратной работы электрических машин переменного тока, Авторское свидетельство № 139366.

7. В. В. Домбровский, Г. К. Жерве, Л. Г. Лернер, Ю. Л. Цирлин, Ш. И. Цитринель, Способ определения параметров синхронных машин, Авторское свидетельство № 164347.

8. Шеферд и Килборн, Синхронное реактивное сопротивление явнополюсной машины по поперечной оси, Trans. AIEE, 1943, v. 62, p. 684.

9. М. П. Костенко и Л. М. Пиотровский, Электрические машины, ч. II, Госэнергоиздат, 1958.

Определение добавочных потерь статорных обмоток крупных машин

А. А. СОРОКИНА

Создание крупных турбо- и гидрогенераторов с жидкостным охлаждением статорных обмоток привело к изготовлению стержней с применением трубчатых элементарных проводников, размеры которых больше, чем элементарных проводников обмоток нормального исполнения. По технологическим соображениям, высота таких трубчатых проводников выбирается не менее 5 мм. Это приводит к увеличению коэффициента добавочных потерь обмоток с жидкостным охлаждением. Сочетание трубчатых проводников со сплошными позволяет уменьшить добавочные потери в обмотке.

Предлагаемый метод предназначен для определения добавочных потерь в активной части статорной обмотки, стержни которой состоят из пустотелых элементарных проводников и из пустотелых в сочетании со сплошными.

Количество тепла, выделяющееся в проводнике, прямо пропорционально квадрату тока, проходящего по нему, сопротивлению проводника и времени, в течение которого поддерживается неизменный ток в проводнике; превышение температуры проводника прямо пропорционально количеству тепла, выделяющемуся в нем. Следовательно, если взять два проводника с разными сопротивлениями и по ним пропускать одинаковые токи, то для одного и того же момента времени отношение превышений температуры этих проводников будет определяться только отношением их сопротивлений. Конечно, это справедливо лишь в том случае, если нагревание проводников будет адиабатическим, т. е. все тепло, выделяющееся в проводнике, пойдет на повышение его температуры, не рассеиваясь в окружающую среду.

При адиабатическом нагреве проводника скорость повышения его температуры будет равна:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{0,24I^2r}{lqc\gamma} \text{ [град/сек]}, \quad (1)$$

где I — ток в проводнике, а;
 r — сопротивление проводника, ом;
 l — длина проводника, м;
 q — сечение проводника, мм²;
 c — удельная теплоемкость, кал/г·град;
 γ — плотность материала, г/см³.

При переменном токе плотность его распределяется неравномерно по сечению проводника, уложенного в паз, что приводит к увеличению потерь в меди. Поэтому, если производить адиабатическое нагревание проводника на постоянном и переменном токах, то скорости повышения его температуры при одних и тех же значениях постоянного и переменного токов будут различны.

Коэффициент добавочных потерь определяется отношением угловых коэффициентов кривых адиабатического нарастания температуры при переменном и постоянном токах:

$$k_f = \frac{\text{tg } \theta_1}{\text{tg } \theta_2}, \quad (2)$$

где $\text{tg } \theta_1$ — скорость повышения температуры на переменном токе:

$$\text{tg } \theta_1 = \frac{d\theta_1}{dt};$$

$\text{tg } \theta_2$ — скорость повышения температуры на постоянном токе:

$$\text{tg } \theta_2 = \frac{d\theta_2}{dt}.$$

Коэффициент добавочных потерь для одного и того же значения постоянного и переменного токов и момента времени определяется отношением превышений температуры на переменном и постоянном токах:

$$k_f = \frac{\Delta\theta_1}{\Delta\theta_2}, \quad (3)$$

где $\Delta\theta_1$ — превышение температуры на переменном токе;

$\Delta\theta_2$ — превышение температуры на постоянном токе.

Указанные положения легли в основу метода определения коэффициента добавочных потерь.

Для проведения опытов в паз пакета длиной 2700 мм, набранного из листов электротехнической стали толщиной 0,5 мм, помещались два одинаковых стержня, которые нагревались как постоянным, так и переменным током. При этом учитывались следующие обстоятельства.

Постановка эксперимента на транспонированных стержнях осложнялась необходимостью пропускать через стержни большие токи. Кроме того, при нагревании транспонированного стержня происходит перетекание тепла вдоль самих элементарных проводников, что вносит ошибку в эксперимент.

В активной части транспонированного стержня наблюдаются лишь добавочные потери, связанные с вытеснением тока внутри каждого элементарного проводника, обусловленного нижележащими проводниками, так как из-за транспозиции в пазовой части стержня циркуляционные токи между элементарными проводниками потоком пазового рассеяния не создаются, что соответствует случаю, когда все элементарные проводники соединены последовательно. Это положение было подтверждено измерением распределения токов по элементарным проводникам, выполненным в лобовой части транспонированных стержней, помещенных в пазу.

Поэтому опыты по определению коэффициента добавочных потерь производились на стержнях без транспозиции с последовательным соединением элементарных проводников. Для этого были изготовлены нетранспонированные стержни, каждый из которых компоновался либо только из полых проводников прямоугольного сечения, либо из полых в сочетании со сплошными.

Для изготовления стержней применялись неизолированные элементарные проводники, ряды которых по высоте стержня изолировались друг от друга прокладками из электротехнического картона и гетинакса; в одном ряду по ширине паза элементарные проводники друг от друга изолированы не были. Стержень, собранный из проводников и прокладок, обматывался одним слоем тафтяной ленты.

Для возможности осуществления последовательного соединения рядов каждая пара полых элементарных проводников, расположенных в одном ряду по высоте стержня, в лобовой части соединялась параллельно общим хомутиком; сплошные же проводники, выполненные с двойной шириной полых, для осуществления электрического соединения изгибались в лобовой части под прямым углом.

Эскиз установки стержней в пазу пакета стали статора, конструкция лобовых частей и схема соединения рядов элементарных проводников приведены на рис. 1.

Для определения коэффициента добавочных потерь, к меди элементарных проводников каждого из стержней припаивались термопары медь — константан в сечении, расположенном в середине длины стержня.

Опыты производились при значениях постоянного и переменного токов 100, 150 и 200 а. Во время опытов снимались зависимости превышения температуры элементарных проводников от времени через каждые 10 сек в течение первых двух минут с момента включения.

Превышение температуры измерялось с по-

мощью микроамперметров типа Д-95, со световым отсчетом на пределе 1 мка, 600 ом. Таким образом, вся шкала прибора составила 0,6 мв, что приблизительно соответствовало 15°С и дало возможность производить отсчет с достаточной точностью при очень малых превышениях температуры.

Было проверено влияние на адиабатическое нагревание проводников теплоотдачи в окружающую среду. Для этого вспомогательный проводник в ас-

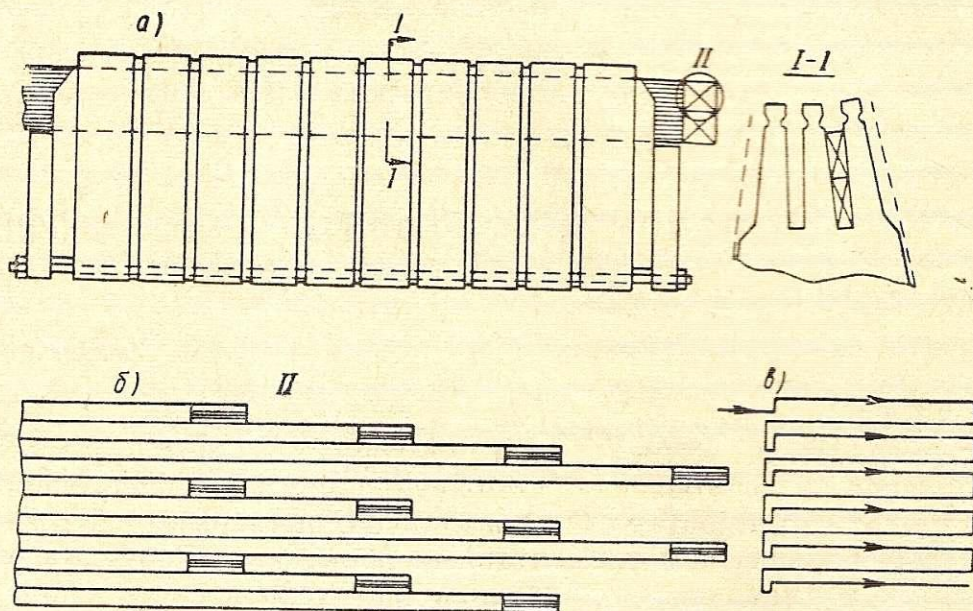


Рис. 1. Эскиз установки стержней в пазу пакета стали статора: а — пакет стали с пазами; б — лобовая часть стержня; в — схема соединения элементарных проводников.

бестовой изоляции и без нее, с термопарой, припаянной на середине его длины, нагревался по-

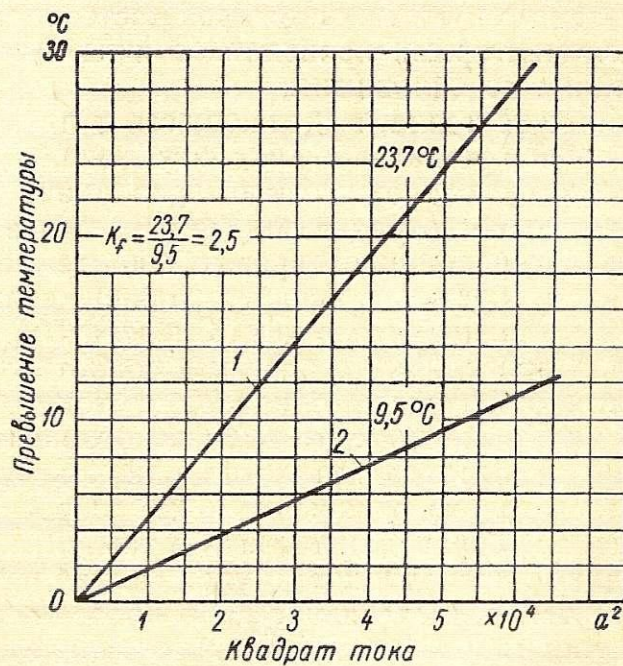


Рис. 2. Определение коэффициента добавочных потерь для проводника № 5 по рис. 3.

1 — переменный ток; 2 — постоянный ток.

стоянным и переменным токами, находясь в пазу и вне его.

Полученные результаты показали, что за первые две минуты зависимости превышения температуры проводника от времени выражались прямыми линиями, и скорости нарастания температуры для всех проведенных опытов практически совпадали,

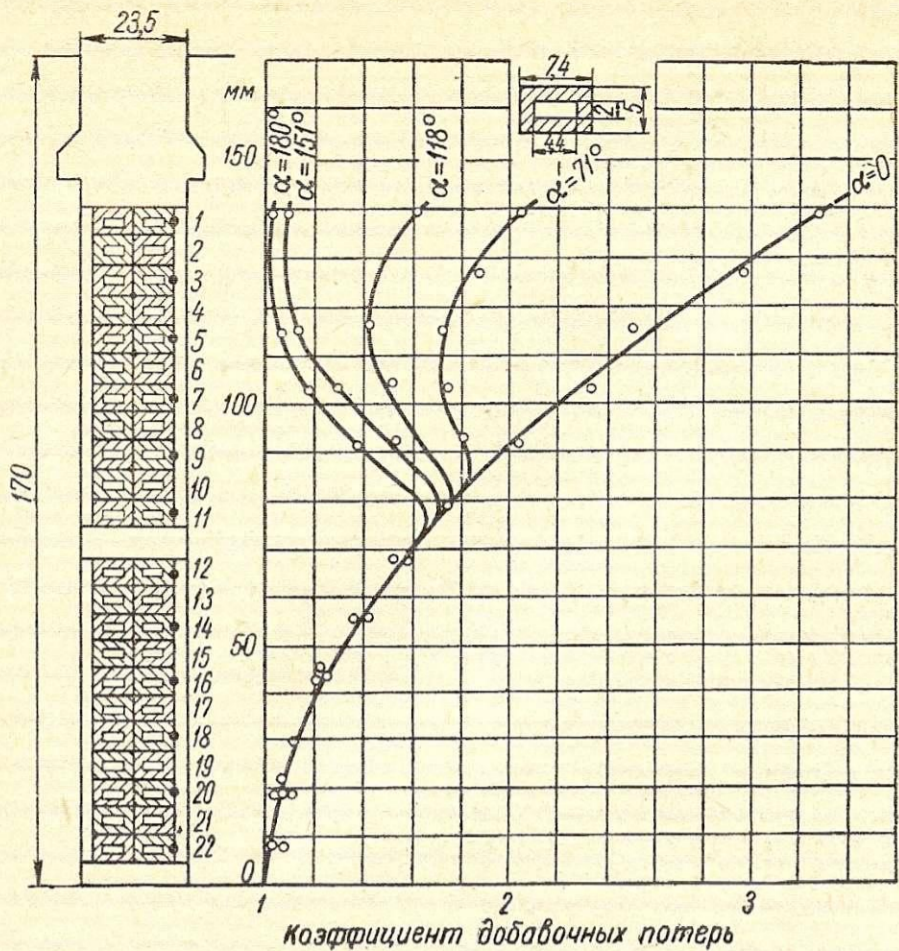


Рис. 3. Эпюра распределения коэффициента добавочных потерь по высоте паза.

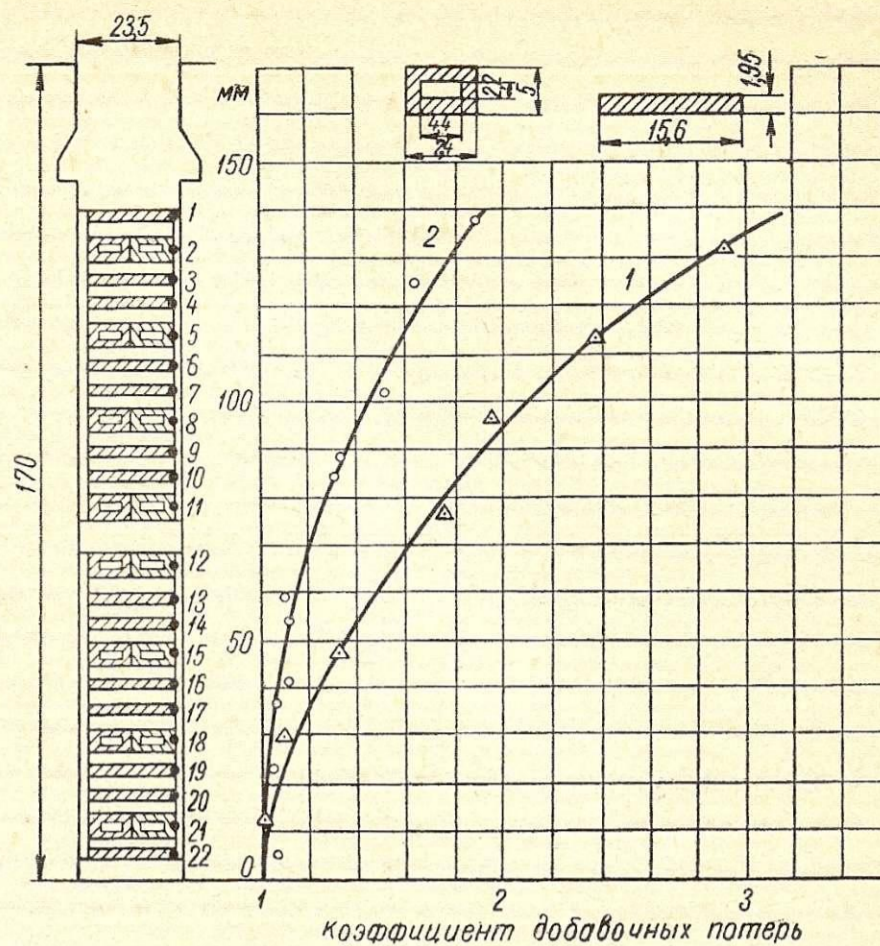


Рис. 4. Эпюра распределения коэффициента добавочных потерь по высоте паза.
1 — полые проводники; 2 — сплошные проводники.

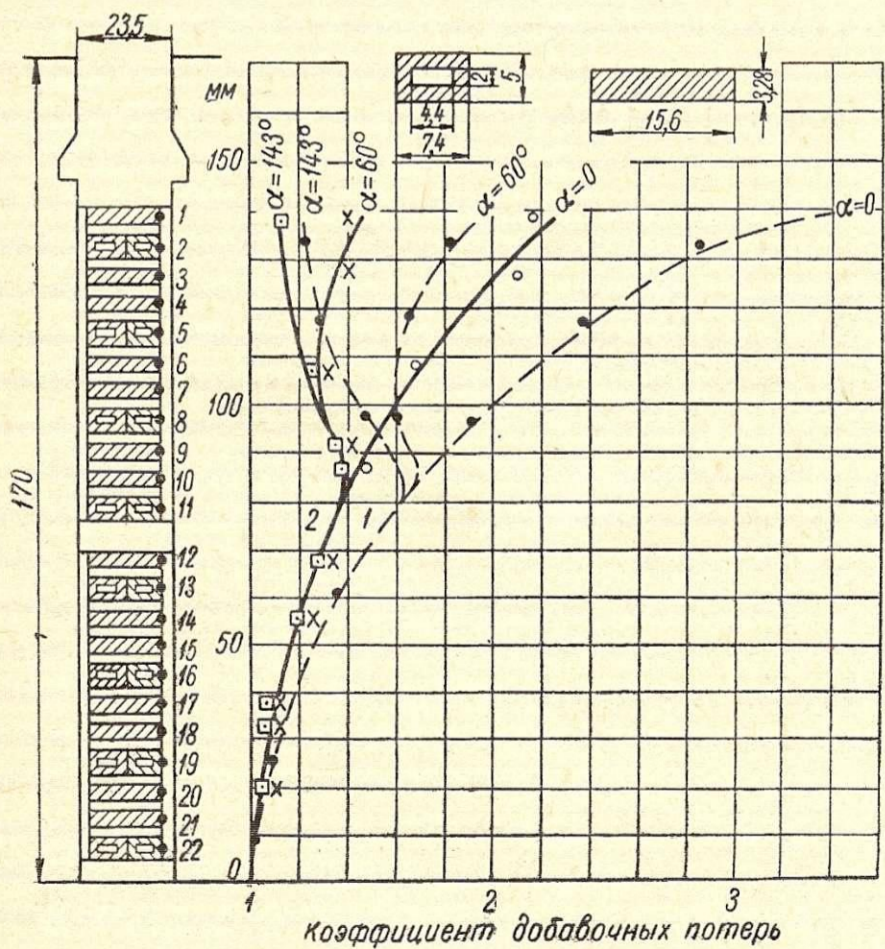


Рис. 5. Эпюра распределения коэффициента добавочных потерь по высоте паза.
1 — полые проводники; 2 — сплошные проводники.

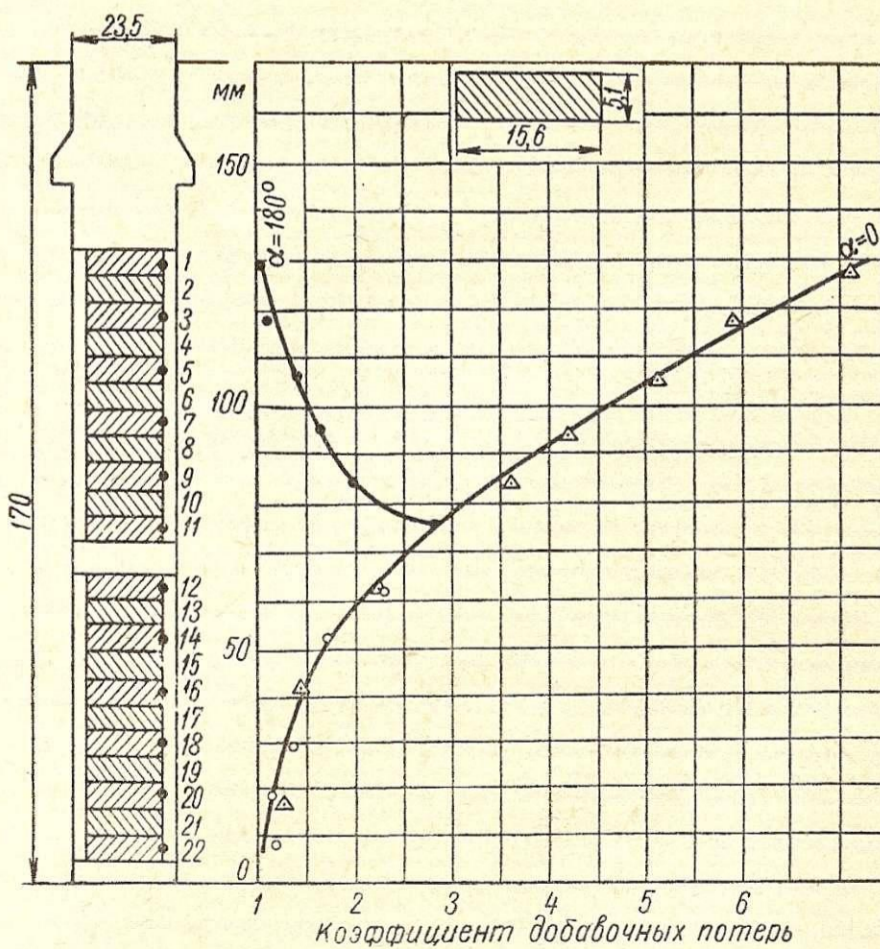


Рис. 6. Эпюра распределения коэффициента добавочных потерь по высоте паза.

Средние значения коэффициента добавочных потерь

Вариант исполнения стержня	Вариант проводника	Сдвиг фаз между питающими напряжениями верхнего и нижнего стержней, α°	Верхний стержень			Нижний стержень			Средний для паза		
			опыт, k_f	расчет, k_f'	$\frac{k_f - k_f'}{k_f}$	опыт, k_f	расчет, k_f'	$\frac{k_f - k_f'}{k_f}$	опыт, k_f	расчет, k_f'	$\frac{k_f - k_f'}{k_f}$
Полые проводники	1	0	2,46	2,94	-0,195	1,23	1,28	-0,041	1,85	2,11	-0,141
	1	71	1,81	2,38	-0,315	1,23	1,28	-0,041	1,52	1,83	-0,204
	1	118	1,55	1,72	-0,113	1,23	1,28	-0,041	1,39	1,50	-0,078
	1	151	1,29	1,38	-0,070	1,23	1,28	-0,041	1,26	1,33	-0,056
	1	180	1,19	1,28	-0,076	1,23	1,28	-0,041	1,21	1,29	-0,066
Смешанные проводники	1	0	2,33	2,94	-0,262	1,22	1,28	-0,049	1,78	2,11	-0,185
	2	0	1,52	1,07	+0,296	1,07	1,01	+0,056	1,30	1,04	+0,200
	1+2	0	1,80	1,71	+0,050	1,13	1,12	+0,009	1,47	1,42	+0,034
Смешанные проводники	1	0	2,27	2,94	-0,295	1,18	1,28	-0,085	1,73	2,11	-0,220
	1	60	1,69	2,52	-0,491	1,18	1,28	-0,085	1,44	1,90	-0,319
	1	143	1,39	1,45	-0,043	1,18	1,28	-0,085	1,29	1,37	-0,062
	3	0	1,74	1,54	+0,115	1,13	1,08	+0,044	1,44	1,31	+0,090
	3	60	1,34	1,43	-0,067	1,13	1,08	+0,044	1,24	1,26	-0,016
	3	143	1,24	1,12	+0,097	1,13	1,08	+0,044	1,19	1,10	+0,008
	1+3	0	1,92	2,02	-0,052	1,15	1,14	+0,009	1,54	1,58	-0,026
	1+3	60	1,46	1,81	-0,240	1,15	1,14	+0,009	1,31	1,48	-0,130
	1+3	143	1,29	1,25	+0,031	1,15	1,14	+0,009	1,22	1,20	+0,016
Сплошные проводники	4	0	4,75	4,17	+0,122	1,58	1,45	+0,082	3,17	2,81	+0,113
	4	180	1,62	1,45	+0,105	1,58	1,45	+0,082	1,60	1,45	+0,094

Примечание. Размеры проводников:

вариант 1 — $\frac{7,4 \times 5,0}{4,4 \times 2,0}$;

вариант 2 — $15,6 \times 1,95$;

вариант 3 — $15,6 \times 3,28$;

вариант 4 — $15,6 \times 5,1$.

что свидетельствует о малом влиянии теплоотдачи проводника в окружающую среду на его температуру и подтверждает положение об адиабатическом нагревании.

При работе на переменном токе сдвиг фаз между питающими напряжениями верхнего и нижнего стержней составлял от 0 до 180°. При сдвиге, равном 0°, оба стержня соединялись последовательно; при углах, отличных от 0°, на стержни подавались напряжения, сдвинутые на соответствующие углы.

По данным опытов строились зависимости превышения температуры элементарных проводников от времени при разных значениях постоянного и переменного токов, которые для первых двух минут выражались прямыми линиями. Эти зависимости дали возможность получить значения температуры в функции квадрата тока для выбранного интервала времени, равного 100 сек, откуда при одной и той же величине постоянного и переменного тока определялись коэффициенты добавочных потерь по формуле (3).

В качестве примера на рис. 2 дано определение коэффициента добавочных потерь для одного из элементарных проводников.

На рис. 3, 4, 5 и 6 изображены эпюры распре-

деления коэффициентов добавочных потерь по высоте паза для четырех вариантов исполнения стержней.

В табл. 1 приведены средние значения опытных и расчетных величин коэффициента добавочных потерь для верхнего и нижнего стержней и для всего паза, которые определялись как средние арифметические из величин коэффициентов добавочных потерь соответствующих элементарных проводников.

Формулы для определения расчетных величин коэффициентов добавочных потерь даются в приложении.

Электродвижущие силы, индуцируемые потоками рассеяния по высоте элементарных проводников, расположенных в пазу, неодинаковы по величине. Разность этих э. д. с. в верхнем и нижнем сечениях проводника создает циркуляционный ток в его пазовой части, который будет существовать в проводнике и в том случае, если данный проводник отключить совсем при условии, что через остальные проводники стержня проходит ток. Превышение температуры элементарных проводников от циркуляционных токов в этом случае определялось на стержне с полыми элементарными проводниками, где элементарные проводники отключа-

лись поочередно в верхнем и нижнем стержнях, и производились их адиабатические нагревания, когда по включенной части стержней пропускался ток.

Опыты показали, что с достаточной для практики точностью превышение температуры каждого элементарного проводника при работе на перемен-

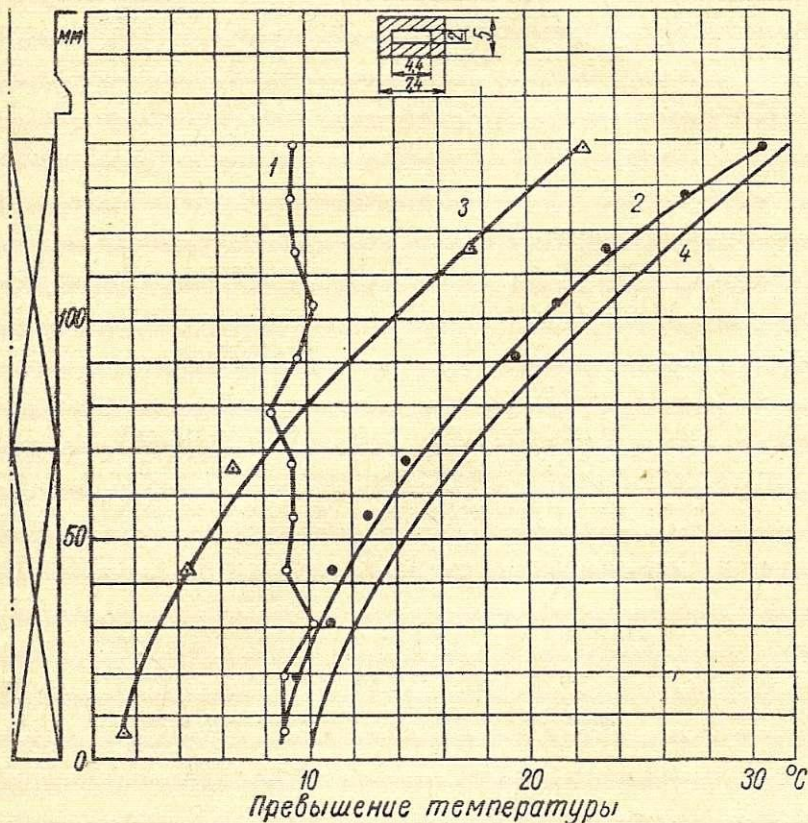


Рис. 7. Эпюра распределения превышения температуры по высоте паза для стержней с полыми элементарными проводниками.

1 — на постоянном токе; 2 — на переменном токе; 3 — от циркуляционных токов; 4 — суммарное от постоянного и циркуляционных токов.

ном токе складывается из суммы превышений его температуры от циркуляционного тока в пазовой части и от постоянного тока, равного по величине переменному току проводника, что иллюстрируется рис. 7.

ПРИЛОЖЕНИЕ

1. Расчет коэффициента добавочных потерь по заводской методике при отсутствии сдвига фаз токов в верхнем и нижнем стержнях.

Коэффициент добавочных потерь для p -го слоя сплошных проводников

$$k_{fp} = 1 + \frac{p(p-1) + 0,27}{3} (k'h)^4, \quad (4)$$

где p — номер проводника (слоя проводников), считая от дна паза;

$$k' = \sqrt{\frac{nb}{a} \cdot \frac{\omega\mu}{2\rho}};$$

n — число проводников по ширине паза;
 b — ширина проводника, мм;
 h — высота проводника, мм;
 a — ширина паза, мм;
 ω — угловая частота тока, рад/сек;
 μ — магнитная проницаемость, гн/м;
 ρ — удельное сопротивление материала проводника, ом · мм²/м.

Коэффициент добавочных потерь для p -го слоя полых проводников определялся по формуле

$$k_{fp} = 1 + \left(1 - \frac{b_k h_k}{bh}\right) \left[1 - \left(\frac{h_k}{h}\right)^3 \frac{b_k}{b}\right] \frac{p(p-1) + 0,27}{3} (k'h)^4, \quad (5)$$

где b_k — ширина канала в полых проводнике, мм;
 h_k — высота канала в полых проводнике, мм.

2. Расчет коэффициента добавочных потерь при сдвиге фаз токов в верхнем и нижнем стержнях.

Коэффициент добавочных потерь для p -го слоя сплошных проводников

$$k_{fp} = 1 + \frac{\frac{m}{2} \left\{ \frac{m}{2} + \left[2 \left(p - \frac{m}{2}\right) - 1\right] \cos \alpha \right\} + \left(p - \frac{m}{2}\right) \left(p - \frac{m}{2} - 1\right) + 0,27}{3} (k'h)^4, \quad (6)$$

где m — количество проводников (слоев), расположенных по высоте паза;

α — сдвиг фаз токов в верхнем и нижнем стержнях.

Коэффициент добавочных потерь для p -го слоя полых проводников

$$k_{fp} = 1 + \beta \frac{\frac{m}{2} \left\{ \frac{m}{2} + \left[2 \left(p - \frac{m}{2}\right) - 1\right] \cos \alpha \right\} + \left(p - \frac{m}{2}\right) \left(p - \frac{m}{2} - 1\right) + 0,27}{3} (k'h), \quad (7)$$

где

$$\beta = \left(1 + \frac{b_k h_k}{bh}\right) \left[1 - \left(\frac{h_k}{h}\right)^3 \frac{b_k}{b}\right].$$

3. Расчет коэффициента добавочных потерь для стержня, состоящего из сочетаний полых и сплошных элементарных проводников.

В данном случае расчет ведется отдельно для полых и сплошных проводников по формулам (4), (5), (6) и (7) с учетом их расположения в пазу.

Примечание. Средняя величина коэффициента добавочных потерь для всего паза по пп. 1, 2 и 3 берется как среднее арифметическое из величин коэффициентов добавочных потерь элементарных проводников.

Выводы

1. Предложенный метод опытного определения коэффициента добавочных потерь стержней обмотки статора, основанный на адиабатическом нагревании элементарных проводников, может быть рекомендован для определения коэффициента добавочных потерь пазовой части обмотки.

2. Практически равномерное распределение токов в стержнях с транспонированными элементарными проводниками при транспозиции 360° дает возможность применять для измерения коэффициента добавочных потерь стержни, не имеющие транспозиции, что сильно упрощает конструкцию этих стержней и повышает точность эксперимента.

3. В нетранспонированном стержне, состоящем из сочетаний полых и сплошных элементарных проводников, коэффициент добавочных потерь каждого из этих проводников зависит только от места, которое он занимает в стержне, считая от

дна паза, и не зависит от того, в каких сочетаниях находятся нижележащие проводники. Расчет коэффициента добавочных потерь в этих стержнях ведется отдельно для полых и сплошных элементарных проводников с учетом их расположения в пазу.

4. Значение коэффициента добавочных потерь, полученное опытным путем и определяемое отношением скоростей повышения температуры проводников при переменном и постоянном токах, для стержней с полыми элементарными проводниками в среднем на 18% меньше расчетного, и для стерж-

ней со сплошными элементарными проводниками на 13,5% больше расчетного.

5. Потери каждого из элементарных проводников (слоев проводников), расположенных по высоте паза, практически слагаются из суммы потерь от постоянного тока и потерь от циркуляционных токов, обусловленных всеми нижележащими проводниками. Потери, связанные с вытеснением собственного тока каждого из проводников, настолько незначительны, что их экспериментальное определение не представлялось возможным, и поэтому ими можно пренебречь.

Машины постоянного тока с эксцентричным зазором под главным полюсом

И. Н. РАБИНОВИЧ

1. Преимущества эксцентричного зазора

В последние годы в машинах постоянного тока значительно расширилось применение главных полюсов, при котором зазор между якорем и полюсным башмаком увеличивается по мере удаления от оси полюса. Обычно зазор δ_m под краем полюсного башмака в два-три раза больше зазора δ под серединой его (рис. 1).

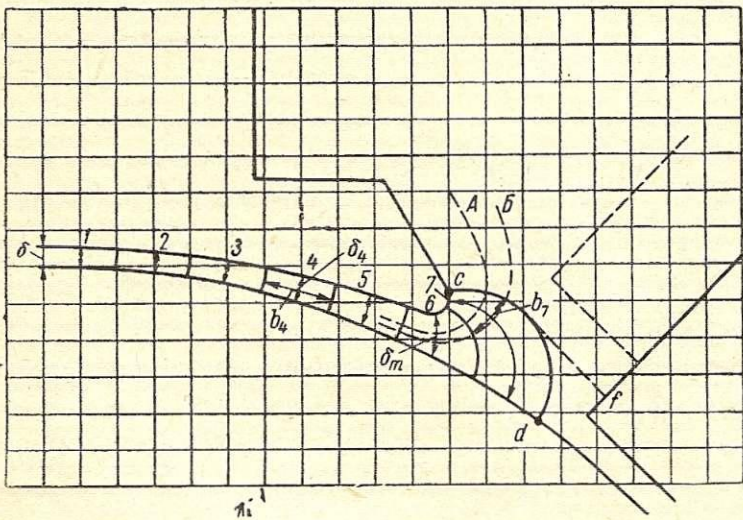


Рис. 1. Построение картины поля в зазоре.

Расширение применения эксцентричного зазора под главными полюсами обусловлено следующими преимуществами его по сравнению с равномерным зазором.

1. Реакция якоря в некомпенсированных машинах в меньшей степени увеличивает индукцию в зазоре под полюсным башмаком, благодаря чему уменьшается максимальное значение э. д. с. в якорной секции и, следовательно, максимальное напряжение между соседними коллекторными пластинами $e_{км}$. Это особенно существенно для машин, работающих с регулируемым магнитным потоком, так как при ослабленном поле реакция якоря может повысить максимальное напряжение между соседними пластинами в несколько раз по сравнению с его значением при холостом ходе.

2. У машин с двухходовыми петлевыми обмотками якорей, вследствие приближения кривой распределения индукции в зазоре к синусоидаль-

ной, уменьшаются пульсации напряжения между соседними коллекторными пластинами, вызванные э. д. с. от высших гармоник в кривой поля [Л. 1], что также снижает $e_{км}$ и в отдельных случаях благоприятно сказывается на коммутации.

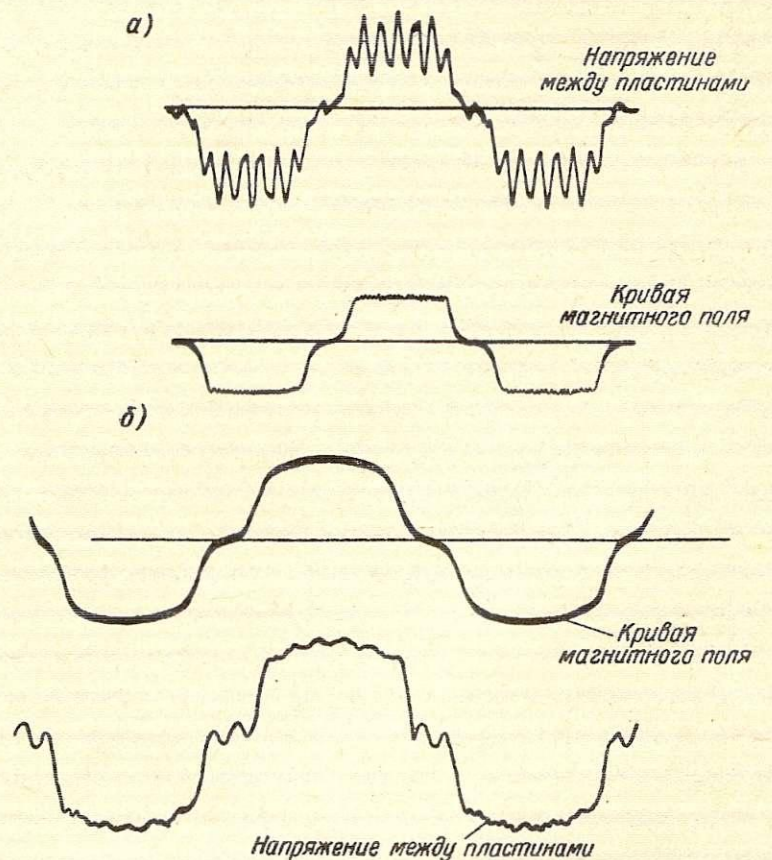


Рис. 2. Кривые поля в зазоре и напряжения между соседними коллекторными пластинами.

На рис. 2 приведены опытные кривые напряжения между соседними коллекторными пластинами двух машин с двухходовыми обмотками якорей:

- а) при равномерном зазоре;
- б) при эксцентричном зазоре ($\frac{\delta_m}{\delta} = 2$).

3. Приближение кривой поля к синусоидальной ведет к снижению магнитного шума машин и уменьшению добавочных потерь как в обмотке якоря, так и в стали сердечника якоря.

2. Расчет кривой распределения индукции под полюсом и магнитной характеристики

Расчет кривой намагничивания при эксцентричном зазоре отличается от расчета этой кривой при равномерном зазоре лишь определением м. д. с., необходимых для проведения магнитного потока через зазор F_{δ} и через зубцовый слой F_z .

Приближенный, с достаточной для практики точностью, расчет $F_{\delta} + F_z$ ведется в следующем порядке.

1. Вычерчивают в масштабе контуры полюсного башмака и добавочного полюса (рис. 1).

2. Строят вероятную картину магнитного поля в зазоре (рис. 1). При этом поверхность якоря принимается гладкой. Для большей определенности картины можно нанести линии A и B эквипотенциальных поверхностей. Эти линии соответственно располагаются на расстояниях 0,25 и 0,5 длины зазора от поверхности якоря и далее за пределами зазора примерно повторяют очертания полюсного башмака. Заканчиваются они на сердечнике полюса соответственно на расстояниях 0,75 и 0,5 высоты катушки возбуждения. Магнитные линии наносят таким образом, чтобы они выходили из полюсного башмака, пересекали эквипотенциальные поверхности A и B и входили в якорь под прямыми углами. При построении картины поля половину полюсной дуги делят на $n = 6 \div 10$ трубок желательной равной ширины b , при этом ширину крайних трубок (6 и 7), сильно расширяющихся у поверхности якоря, следует брать на расстоянии одной трети длины от узкого конца трубки. Положение линии cd крайней трубки определяется таким образом, чтобы длина пути ее к якорю (cd) была примерно равна длине пути ее (cf) к добавочному полюсу [Л. 3]. Затем измеряют длины трубок $\delta_1, \delta_2, \delta_3$ и т. д.

3. Для произвольного значения индукции в зазоре (для удобства расчетов обычно принимают $B_{\delta} = 10\,000$ или 5000 гс) определяют м. д. с. F_{δ} , необходимые для создания этой индукции в каждой из трубок, по формуле

$$F_{\delta x} = 1,6 \delta_x k_{1x} B_{\delta x} [a \cdot v], \quad (1)$$

где δ_x — длина зазора для трубки x , см;
 k_{1x} — коэффициент зазора (Картера) для этой трубки.

4. Для нескольких значений индукций в зазоре под центром полюса B_{δ} определяют соответствующие им индукции в трех сечениях зубца: головке, середине и основании и общеизвестным методом [Л. 4] рассчитывают м. д. с. F_z , необходимую для создания этих индукций в зубцах, т. е. получают кривую намагничивания зубцового слоя $F_z = f(B_{\delta})$.

5. По полученным в пп. 3 и 4 данным строят прямые $F_{\delta x} = f(B_{\delta})$ и кривую $F_z = f(B_{\delta})$ так, как это показано на рис. 3. На этом рисунке номера прямых соответствуют номерам трубок; прямая, отвечающая зазору δ под центром полюса, практически совпадает с прямой 1.

6. Пользуясь рис. 3, можно для любого значения индукции B_{δ} в зазоре под центром полюса определить соответствующие ей индукции в зазоре $B_{\delta x}$ для каждой трубки. Индукции B_{δ} соответ-

ствует м. д. с. $F_{\delta} + F_z$, равная отрезку ac на рис. 3. Так как поверхность полюсного башмака является равнопотенциальной и поверхность сердечника якоря за зубцами в пределах полюсного шага может быть принята за равнопотенциальную в магнитном поле, то м. д. с. для всех трубок между этими поверхностями сохраняет свое неизменное значение; поэтому индукции, соответствующие различным трубкам, определяются перемещением ac вниз таким образом, чтобы точка a скользила по кривой $F_z = f(B_{\delta})$. Ординаты точек касания этого отрезка с прямыми 1, 2... определяют индукции в трубках 1, 2... Следует учитывать, что для

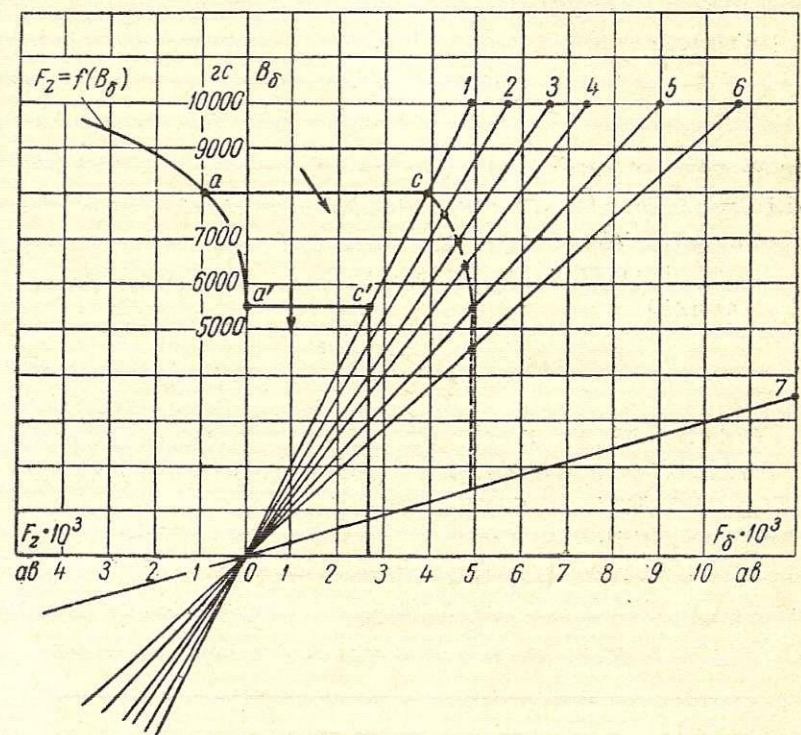


Рис. 3. Определение индукции в зазоре при холостом ходе.

крайних трубок, которые значительно расширяются по мере приближения к якорю, эта индукция соответствует поперечному сечению трубки с шириной b . На поверхности якоря такой трубки индукция будет равна:

$$B'_{\delta x} = B_{\delta x} \frac{b}{b_{xa}}, \quad (2)$$

где b_{xa} — ширина трубки у поверхности якоря.

По данным, полученным из рис. 3 и формулы (2), строят кривые распределения индукции в зазоре для трех-четырёх значений индукции в зазоре под серединой полюсного башмака. При этом одно из значений индукции определяют из равенства

$$B_{\delta} b_p l_t = \Phi_H,$$

где b_p и l_t — длины геометрической полюсной дуги и сердечника якоря, см;

Φ_H — номинальный поток.

Другие значения индукции принимают равными 1,15; 0,9 и 0,8 от полученной.

На рис. 4 в виде примера показаны рассчитанные данным способом кривые распределения индукции в зазоре по полюсному шагу τ для двух значений индукции B_{δ} (8500 и 5400 гс) под серединой полюсного башмака.

7. Магнитный поток Φ , соответствующий индукции B_δ под серединой полюсной дуги, определяется по формуле

$$\Phi = 2b(B_{\delta 1} + B_{\delta 2} + B_{\delta 3} + \dots + B_{\delta n})l_t \text{ [мкс]}. \quad (3)$$

В случае, если не все трубки имеют одинаковую ширину, то вместо формулы (3) следует пользоваться выражением

$$\Phi = 2l_t \sum_{x=1}^{x=n} b_x B_{\delta x} \text{ [мкс]}, \quad (3a)$$

где b_x — ширина трубки x , см;

$B_{\delta x}$ — индукция в трубке x , гс.

Точнее магнитный поток может быть определен из равенства

$$\Phi = l_t \int_0^{\tau} B_{\delta x} dx \text{ [мкс]}, \quad (3б)$$

где интеграл определяется площадью кривой поля. Для практических же расчетов достаточно пользоваться формулами (3) и (3a).

8. Расчетная полюсная дуга b_0 вычисляется по выражению

$$b_0 = \frac{\Phi}{l_t B_\delta} \text{ [см]}. \quad (4)$$

При небольших значениях магнитного потока магнитное сопротивление зубцового слоя очень мало, и тогда индукция в зазоре практически определяется лишь магнитным сопротивлением зазора, причем в этом случае она обратно пропорциональна длине его. По мере увеличения магнитного потока индукция в зубцах и магнитное сопротив-

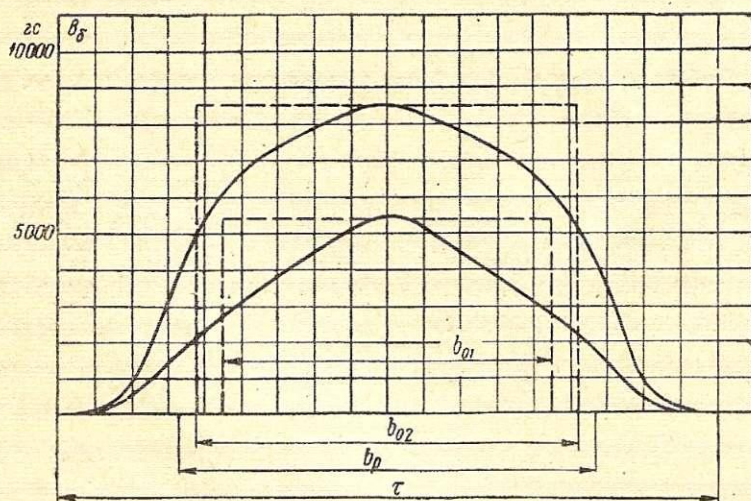


Рис. 4. Кривые поля в зазоре при холостом ходе.

ление зубцового слоя возрастают. Так как под серединой полюсного башмака, где индукция выше, магнитное сопротивление возрастает в большей мере, то индукция в зазоре с увеличением магнитного потока распределяется более равномерно, что видно на рис. 4.

Из изложенного следует, что при эксцентричном зазоре форма кривой поля зависит от величины магнитного потока (насыщения зубцов). Поэтому расчетная полюсная дуга b_0 и коэффициент перекрытия полюсного шага $\alpha = \frac{b_0}{\tau}$ также зависят от Φ . При более равномерном распределении индукции в зазоре, т. е. при больших значениях Φ ,

расчетная полюсная дуга увеличивается (рис. 4). При некотором значении магнитного потока эта дуга становится равной геометрической полюсной дуге, а при дальнейшем увеличении потока — больше нее.

Кривая, приведенная на рис. 5, показывает, как изменяется α для одной из построенных машин в зависимости от величины магнитного потока в долях номинального Φ_n . При равномерном зазоре b_0 практически остается постоянной величиной для любого значения магнитного потока.

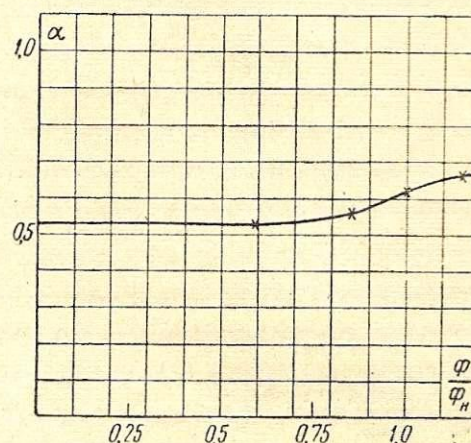


Рис. 5. Коэффициент перекрытия полюсного шага $\alpha = f\left(\frac{\Phi}{\Phi_n}\right)$.

9. Определив изложенным методом расчета Φ и α для нескольких значений индукции под серединой полюса B_δ , можно получить переходную характеристику

$$\Phi = f(F_\delta + F_z) \text{ [мкс]} \quad (5)$$

и зависимость α от магнитного потока, которые могут быть использованы для расчета магнитной характеристики машины.

При приближенных расчетах кривой намагничивания расчетную полюсную дугу можно принять равной геометрической, а эквивалентный зазор определять по формуле

$$\delta_{\text{экв}} = \delta + \frac{\delta_m - \delta}{6} \text{ [см]}. \quad (6)$$

Однако, пользуясь эквивалентным зазором, нельзя определить максимальную индукцию в зазоре.

3. Учет действия реакции якоря при неравномерном зазоре

При расчете некомпенсированной или неполностью компенсированной машины необходимо учитывать действие реакции якоря с целью определения вызываемого ею уменьшения магнитного потока и для определения максимальной индукции в зазоре, которой обуславливается максимальное напряжение между соседними коллекторными пластинами.

Индукция в зазоре под любой точкой полюсного башмака при нагрузке машины определяется м. д. с., действующей между этой точкой башмака и сердечником якоря. Для индукции B_δ под серединой полюсного башмака эта м. д. с. на два за-

зора для точки x , отстоящей на расстоянии b_x от центра полюса, равна

$$F_x = F_\delta + F_z \pm 2b_x AS [a \cdot \delta], \quad (7)$$

где b_x — в сантиметрах;

AS — линейная нагрузка якоря, $a/\text{см}$.

Знак «минус» в формуле (7) соответствует краю полюса, который размагничивается, а знак «плюс» — краю полюса, который намагничивается.

Откладывая отрезок F_x от кривой $F_z = f(B_\delta)$ на рис. 6 до касания с прямой $F_{\delta x} = f(B_\delta)$, получим индукции под нагрузкой для трубки x .

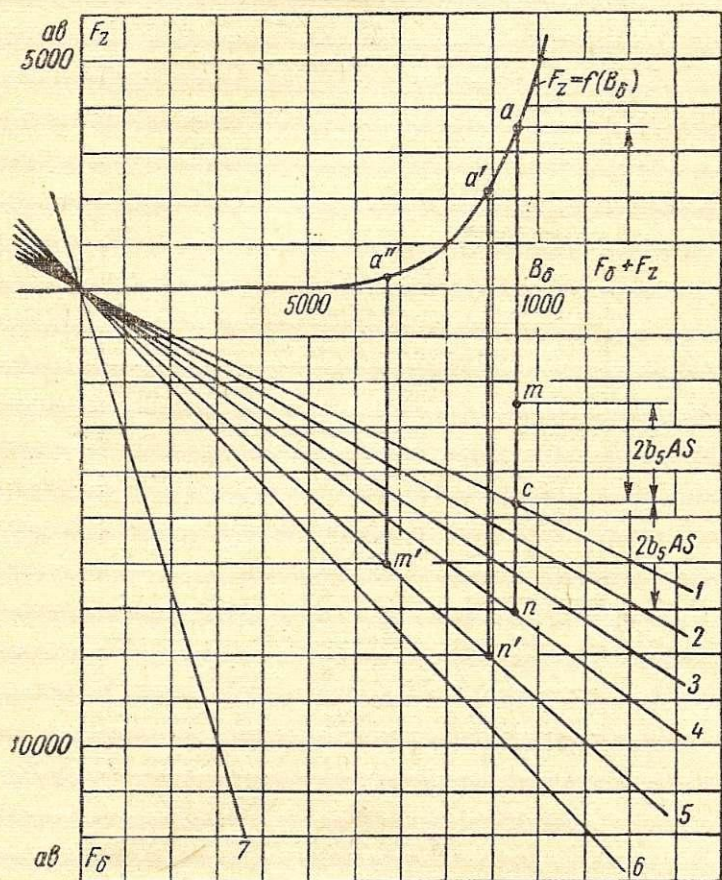


Рис. 6. Определение индукции в зазоре при нагрузке.

Определение индукции под нагрузкой показано на рис. 6 для пятой трубки при индукции в воздушном зазоре под серединой полюса, равной 9500 гс.

Отрезок \overline{ac} равен м. д. с. $F_\delta + F_z$, соответствующей индукции $B_\delta = 9500$ гс.

Отрезок \overline{am} равен результирующей м. д. с. $F_5 = F_\delta + F_z - 2b_5 AS$, действующей по центру пятой трубки того края полюса, который размагничивается, а отрезок $\overline{an} = F_5 = F_\delta + F_z + 2b_5 AS$ — м. д. с. того края полюса, который намагничивается. Индукции на осевой линии пятой трубки с обеих сторон от середины полюса определяются перемещением отрезков \overline{am} и \overline{an} влево, параллельно себе, таким образом, чтобы точка a скользила по кривой $F_z = f(B_\delta)$. Точки касания m' и n' этих отрезков с прямой δ определяют индукции при нагрузке под обоими краями полюса для пятой трубки. При построении кривой поля значения индукций, полученные указанным способом, для крайних трубок должны быть скорректированы по формуле (2).

При определении значений индукции под нагрузкой для остальных трубок способ построения остается тем же. При этом для каждой трубки следует определять свое значение $2b_x AS$, соответствующее расстоянию b_x от середины полюса до середины рассматриваемой трубки.

Если $F_\delta + F_z - 2b_x AS < 0$, тогда один край полюса перемагничивается, и индукции следует откладывать в отрицательном направлении. На рис. 7 показаны построенные этим методом кривые распределения индукции в зазоре при нагрузке для трех значений индукции в зазоре под центром полюса. На том же рисунке кривая распределения индукции в зазоре при нагрузке (2) сопоставлена с аналогичной кривой распределения индукции при холостом ходе (2'). По кривым рис. 7 и формуле (36) можно определить магнитный поток

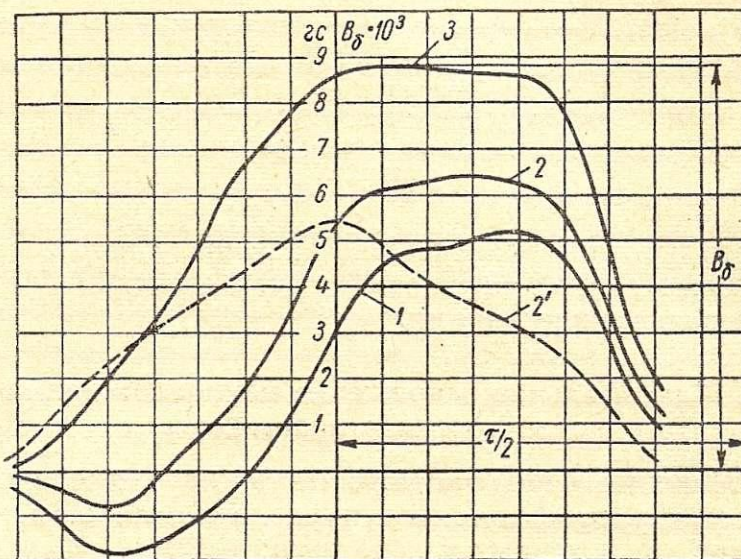


Рис. 7. Кривые поля в зазоре при нагрузке.

в зазоре при нагрузке и максимальное значение индукции в зазоре при нагрузке $B_{\delta n}$.

Определив магнитный поток при нагрузке Φ' для нескольких значений B_δ , которыми определяются $F_\delta + F_z$ по рис. 3, получим зависимость $\Phi' = f(F_\delta + F_z)$. Пользуясь этой зависимостью и определив обычным методом м. д. с., необходимые для проведения магнитного потока Φ' через остальные участки магнитной цепи, получим магнитную характеристику машины при нагрузке якоря заданным током I_a , т. е. зависимость $\Phi' = \varphi(F_n)$, где F_n — м. д. с. катушек возбуждения.

Построив характеристики $\Phi' = f(F_\delta + F_z)$ и $\Phi = f(F_\delta + F_z)$ — см. формулу (5), — можно определить м. д. с. F_{rq} , эквивалентную размагничивающему действию реакции якоря, которая равна разности м. д. с. для заданного значения Φ' , определенной по этим кривым.

Практически, для учета размагничивающего действия реакции якоря при эксцентричном зазоре, в большинстве случаев нет необходимости производить изложенные трудоемкие расчеты, так как их результаты не вносят большого уточнения в определение общей м. д. с. обмотки возбуждения при нагрузке, поскольку действие коммутационной реакции якоря не может быть определено с достаточной точностью. Поэтому при эксцентричном за-

зоре размагничивающее действие реакции якоря можно рассчитывать обычным методом по переходной характеристике, представленной на рис. 8 [Л. 4], уменьшив результат примерно на 10—20%. Изложенный метод построения картины поля

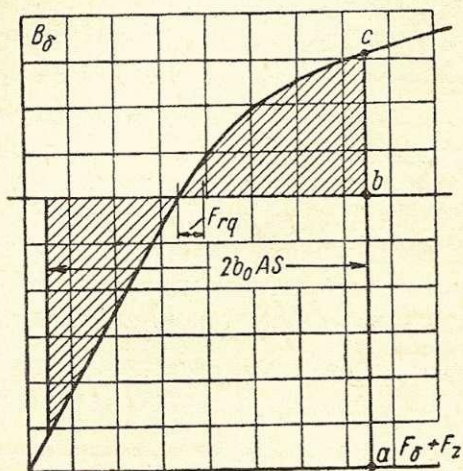


Рис. 8. Определение максимальной индукции в зазоре при равномерном зазоре под полюсным башмаком.

имеет большое практическое значение для расчета максимального напряжения между соседними коллекторными пластинами.

4. Максимальное напряжение между соседними коллекторными пластинами

Максимальное напряжение между соседними коллекторными пластинами равно сумме э. д. с. секций, включенных между ними:

$$e_{кт} = 2l_t \omega_c B_\delta k_H v_a \frac{p}{a} \cdot 10^{-6} \approx \frac{2pU}{\alpha K} k_H [\text{в}], \quad (8)$$

где ω_c — число витков в секции обмотки якоря;
 B_δ — максимальная индукция в зазоре при холостом ходе, гс;

k_H — отношение максимальной индукции в зазоре при нагрузке $B_{\delta H}$ к максимальной индукции при холостом ходе B_δ :

$$k_H = \frac{B_{\delta H}}{B_\delta};$$

v_a — окружная скорость якоря, м/сек;

p и a — число пар полюсов и число пар параллельных ветвей обмотки якоря;

K — число коллекторных пластин;

U — напряжение машины, в.

Максимальная индукция в зазоре при нагрузке $B_{\delta H} = k_H B_\delta$ в случае равномерного зазора определяется общеизвестным методом по переходной характеристике (на рис. 8 — ординатой ac).

Для неравномерного зазора метод определения $B_{\delta H}$ изложен выше в § 3 настоящей статьи.

На рис. 9 приведены полученные расчетным путем кривые отношения k_H в зависимости от величины магнитного потока в долях номинального. Эти кривые рассчитаны для трех машин при двух исполнениях полюсов: с эксцентричным зазором — кривые 1а, 2а и 3а, с равномерным зазором — кривые 1б, 2б и 3б. При этом равномерный и эксцент-

ричный воздушные зазоры одних и тех же машин (например, кривые 1а и 1б) подобраны так, чтобы их кривые намагничивания совпадали с достаточной для практики точностью.

Как видно из рис. 9, при ослабленном поле ($\frac{\Phi}{\Phi_H} = 0,25$) значение k_H при равномерном зазоре доходит до 4—5, при эксцентричном зазоре оно значительно ниже (2—3). Отношение k_H тем больше, чем шире полюсная дуга b_p (кривые 3а и 3б), чем меньше зазор δ и чем выше линейная нагрузка AS .

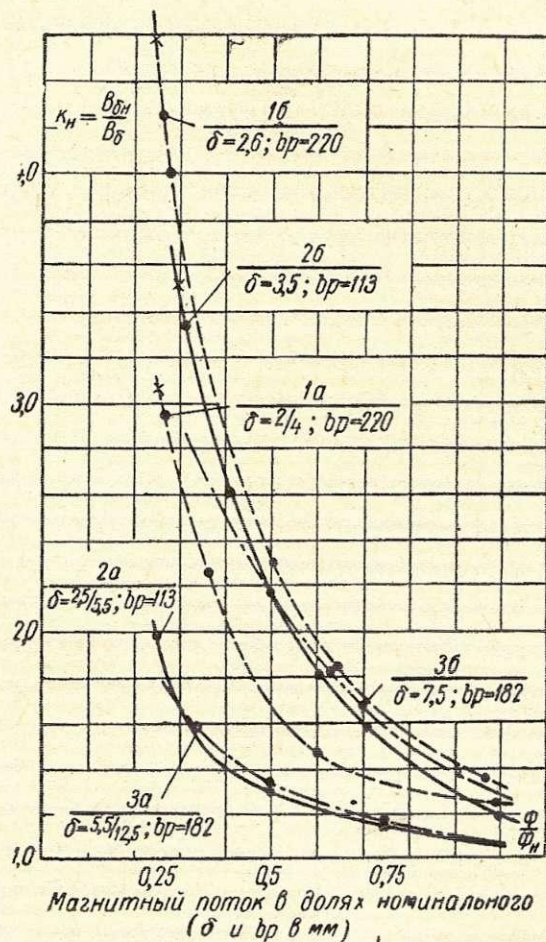


Рис. 9. Коэффициент $k_H = f\left(\frac{\Phi}{\Phi_H}\right)$.

Для приближенной оценки значения k_H при равномерном и эксцентричном зазоре можно пользоваться кривыми рис. 9. При снижении k_H , как следует из формулы (8), уменьшается максимальное напряжение между соседними коллекторными пластинами $e_{кт}$, т. е. при выполнении машины, предназначенной для работы с регулированием магнитного потока, с эксцентричным зазором удастся снизить $e_{кт}$ в несколько раз. Это позволяет в ряде случаев изготовлять машины без компенсационной обмотки.

При определении $e_{кт}$ по формуле (8) следует учесть, что при эксцентричном зазоре α уменьшается при ослаблении магнитного потока (см. рис. 5).

Выводы

1. Расчеты, подтвержденные испытаниями ряда машин, показывают, что применение в машинах постоянного тока главных полюсов с эксцентричным зазором повышает качество этих машин. При этом наиболее важным является снижение максимального напряжения между соседними коллекторными пластинами $e_{кт}$ в машинах, работающих с регулированием скорости вращения изменением

магнитного потока. У таких машин применением полюсов с эксцентричным зазором удается снизить $e_{км}$ в два-три раза, что позволяет в ряде случаев обходиться без компенсационной обмотки. Кроме того, в результате применения этих полюсов снижается магнитный шум машины и при якорях с многоходовыми петлевыми обмотками уменьшаются пульсации напряжения между соседними коллекторными пластинами.

2. Расчеты кривой намагничивания, размагничивающего действия реакции якоря и $e_{км}$ для таких машин изложены в § 2, 3 и 4 настоящей статьи. Упрощенный расчет магнитной характеристики, с достаточной для практики точностью, может быть выполнен по эквивалентному зазору, определяемому по формуле (6).

М. д. с. $F_{гq}$, эквивалентную размагничивающему действию реакции якоря, можно определить обще-

известным методом по переходной характеристике, рассчитанной для эквивалентного зазора (см. рис. 8).

3. Для определения $e_{км}$ должны быть выполнены расчеты, изложенные в § 2, 3 и 4 настоящей статьи. Приближенно оценить величину $e_{км}$ можно по формуле (8) и кривым рис. 9.

ЛИТЕРАТУРА

1. В. В. Фетисов, О напряжении между смежными коллекторными пластинами, «Электротехника», 1960, № 6 и 9.
2. Э. Арнольд и И. Л. Ла-Кур, Машины постоянного тока, т. I, Гостехиздат, 1931.
3. Р. Рихтер, Электрические машины, т. I, ОНТИ, 1934.
4. М. П. Костенко и Л. М. Пиотровский, Электрические машины, т. I, Госэнергоиздат, 1957.
5. В. С. Хвостов, Особенности магнитного расчета машин постоянного тока с неравномерным воздушным зазором, «Вестник электропромышленности», 1959, № 6.

Аэродинамический шум электрических машин и его подавление

В. Н. СЛИТА, И. Г. ШУБОВ

Значительный интерес для практики проектирования электрических машин может представить анализ экспериментальных данных исследований аэродинамического шума машин различного исполнения и способов его подавления. Эти вопросы и рассмотрены в настоящей работе.

1. Шум машин различного исполнения

Аэродинамический шум создается в основном вентилятором, но зависит также и от исполнения машины.

Испытаниям были подвергнуты машины следующего исполнения:

а) машины с самовентиляцией — к ним относятся преимущественно машины со скоростями вращения более 750 об/мин, в которых вентилятор насажен на вал;

б) машины с посторонней вентиляцией — это в основном крупные тихоходные машины, в которых собственный вентилятор не обеспечил бы эффективного охлаждения, а поэтому они снабжены посторонним вентилятором;

в) машины с полным водяным охлаждением, закрытого исполнения.

Для того чтобы убедиться, что шум в вентиляруемых машинах в основном исходит от вентилятора, были проведены испытания этих машин с вентилятором и без вентилятора.

В машинах с самовентиляцией при снятии крылатки уровень шума в зависимости от быстроходности машин снижался на 10—20 дБ. При этом нижний предел соответствовал машинам со скоростями вращения 1500 об/мин, а верхний предел — 3300 об/мин.

В тихоходных машинах с посторонней вентиляцией при отключении вентилятора уровень шума снижался на 15—25 дБ, причем верхний предел соответствовал более мощным вентиляторам.

Измерения воздушного шума указанных машин производились в точках с максимальным уровнем шума на расстоянии 0,5 м от излучающей поверхности. Максимальное излучение шума как в ма-

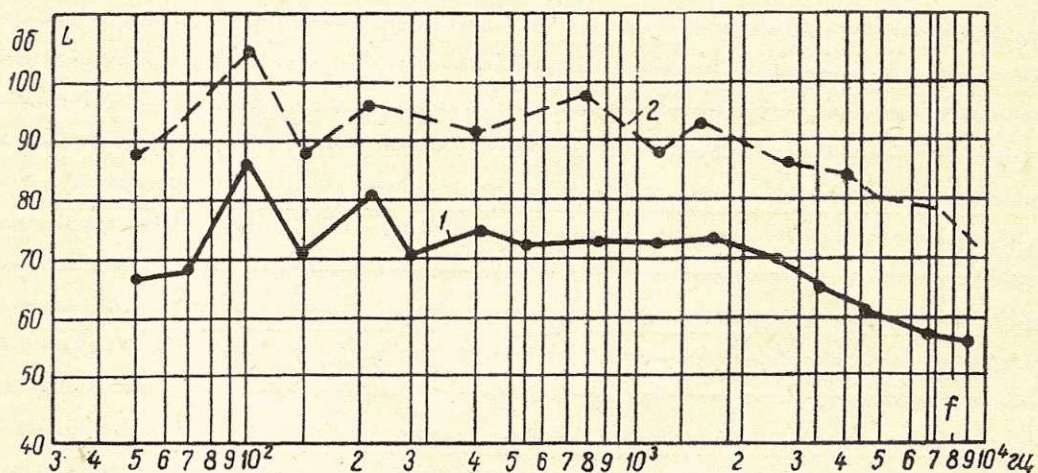


Рис. 1. Шум машин с самовентиляцией и водяным охлаждением.

шинах с самовентиляцией, так и в машинах с посторонней вентиляцией обычно сконцентрировано в зоне расположения вентилятора.

Оценка оказываемого эффекта применения водяного охлаждения на уровень воздушного шума была произведена на турбогенераторе мощностью 3000 квт, 50 гц.

На рис. 1 показан спектр воздушного шума указанного турбогенератора (кривая 1) в сопоставлении с шумом вентилируемой машины равной мощности и быстроходности (кривая 2). Как видно из рисунка, применение водяного охлаждения значительно снижает шум во всем диапазоне частот.

Статистика измерений шума машин различного исполнения позволяет установить зависимости, определяющие уровни шума машин как функции их мощности P и скорости вращения n .

Для машины защищенного исполнения с самовентиляцией уровень воздушного шума может быть

выражен в децибелах следующей зависимостью:

$$L \approx 10 \lg P + 20 \lg n + 5. \quad (1)$$

Разброс результатов измерений относительно зависимости (1) составляет в среднем ± 6 дб.

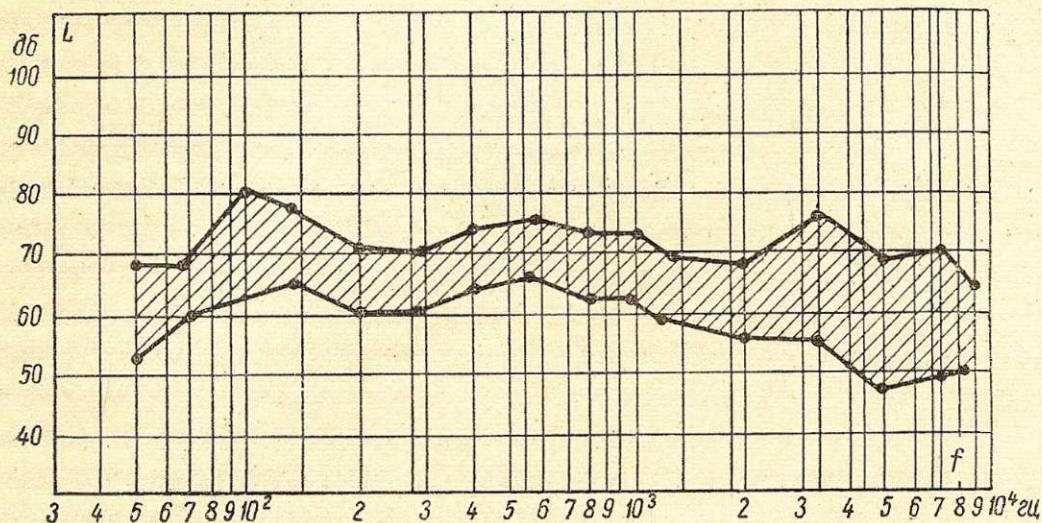


Рис. 2. Зона разброса спектров шума машин с самовентиляцией.

Воздушный шум тихоходных машин с посторонней вентиляцией определяется шумом постороннего вентилятора и может быть определен по следующей формуле:

$$L = 80 + 14 \lg P, \quad (2)$$

где P — мощность, потребляемая вентилятором, квт.

Разброс результатов измерений относительно зависимости (2) составляет в среднем ± 6 дб.

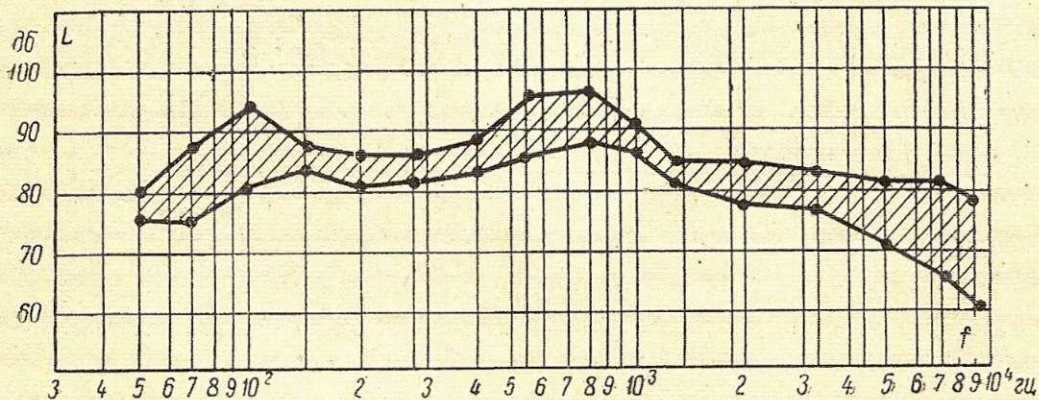


Рис. 3. Зона разброса спектров шума машин с посторонней вентиляцией.

Приведенными зависимостями, очевидно, можно пользоваться и при определении уровней воздушного шума машин различного исполнения, если известны результаты измерений хотя бы одной из нескольких машин, принимаемых в дальнейшем за эталон для пересчета.

Формула для пересчета имеет вид:

$$L = L_0 + 10 \lg \frac{P}{P_0} + 20 \lg \frac{n}{n_0}, \quad (3)$$

где L_0 , P_0 , n_0 — шум, мощность и скорость вращения машины, принимаемой за эталон.

Аналогично определяется шум вентилятора другой конструкции:

$$L = L_0 + 14 \lg \frac{P}{P_0}, \quad (4)$$

где L_0 , P_0 — шум и потребляемая мощность вентилятора, принимаемого за эталон.

Анализ измерений воздушного шума машин одного и того же исполнения и типоразмера показывает, что, несмотря на выполнение всех их по одним и тем же чертежам и возможное различие между отдельными образцами лишь в неизбежном отклонении в пределах существующих технологических допусков, — все же наблюдается значительный разброс по шуму между отдельными машинами.

Так, например, на рис. 2 приведены огибающие спектров воздушного шума 15 машин постоянного тока 2,5 квт, 3100 об/мин, с самовентиляцией, а на рис. 3 — огибающие спектров 5 машин постоянного тока 1000 квт, 500 об/мин, с посторонней вентиляцией. Такой большой разброс спектров свидетельствует о значительном влиянии даже несущественных отклонений от чертежей элементов вентиляционного узла и всей аэродинамической цепи в целом. Качество изготовления отдельных элементов машины и качество сборки машины могут сильно отразиться на уровне ее шума.

2. Некоторые конструктивные возможности снижения воздушного шума машин

Снижение шума, создаваемого вентилятором, может осуществляться двумя путями:

а) совершенствованием вентиляционного узла (вентиляторного колеса, профиля лопаток, диффузорного пространства и пр.);

б) применением глушителей воздушного шума.

Совершенствование вентиляционного узла имеет целью уменьшение шума в самом источнике (вентиляторе). Этот путь следует рассматривать отдельно — применительно к посторонним вентиляторам и встроенным.

Посторонние вентиляторы выполняются с соблюдением всех правил аэродинамики. Такие вентиляторы имеют «улитки», которым придается

хорошо обтекаемая форма. Кроме того, в них могут быть созданы наиболее благоприятные условия входа воздуха на вентиляторное колесо.

Проведенными большими работами по совершенствованию конструкции посторонних вентиляторов почти исчерпаны все возможности по существенному снижению их шума в источнике. Поэтому дальнейшее снижение шума машин с посторонней вентиляцией должно идти по пути создания эффективных глушителей шума.

Встроенным вентиляторам по их расположению в машине во многих случаях бывает трудно придать наиболее рациональную форму, обеспечивающую хорошие аэродинамические характеристики и минимальный шум.

Выполнение встроенного вентилятора зависит от конструкции машины, в которую он встраи-

вается, а его аэродинамический расчет является весьма приближенным. Во многих случаях при проектировании машины конструктор идет на создание заведомых запасов по напору и производительности вентилятора, чем одновременно повышает его шум. Поэтому снижение шума машин с самовентиляцией должно идти по пути уточнения аэродинамического расчета, создания новых схем вентиляции, совершенствования конструктивных форм вентиляционного узла, а также обобщения опыта акустических испытаний машин различных типов.

Ниже рассмотрены способы уменьшения воздушного шума применительно к машинам с самовентиляцией и посторонней вентиляцией.

а) Машины с самовентиляцией

Снижение аэродинамического шума машин с самовентиляцией может быть достигнуто как улучшением акустических характеристик встроен-

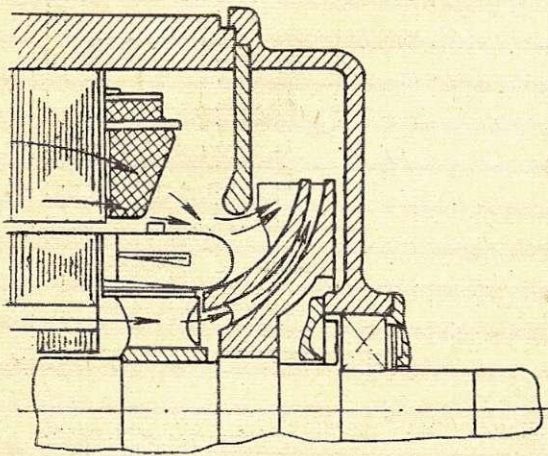


Рис. 4. Двухструйный вентилятор ВНИИЭМ.

ного вентилятора, так и глушением шума, создаваемого им.

Примером одного из вариантов хорошо выполненного встроенного вентилятора машин постоянного тока может служить конструкция двухструйного литого вентилятора, предложенная ВНИИЭМ (рис. 4). Этот вентилятор имеет хорошие акустические и аэродинамические характеристики.

Улучшение акустических характеристик вентиляционного узла достигается также устройством улиточного щита со стороны вентилятора, который создает условия его работы, близкие к условиям независимого вентилятора. При этом конструкция входа воздуха на вентилятор, диффузорное пространство и конструкция выхода не должны существенно отличаться от конструкции «улитки» независимого вентилятора.

Для выяснения возможности эффективного глушения шума вентилятора непосредственно в машине была опробована конструкция последовательной вентиляции по схеме рис. 5. Эта схема была осуществлена на двигателе постоянного тока 35 квт, 3000 об/мин.

Результаты акустических испытаний этого двигателя приведены на рис. 6.

Как видно, такая схема вентиляции значительно снижает уровень шума машины по сравнению

с обычной схемой вентиляции и поэтому может быть в некоторых случаях рекомендована при проектировании машин постоянного и переменного тока. Однако, применяя эту схему, во избежание возможных перегревов обмотки, необходимо произвести тщательные тепловые расчеты, особенно для обратной ветви за вентилятором.

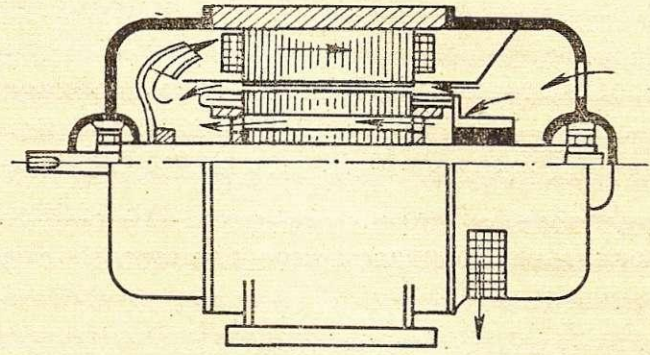


Рис. 5. Конструктивная схема последовательной вентиляции.

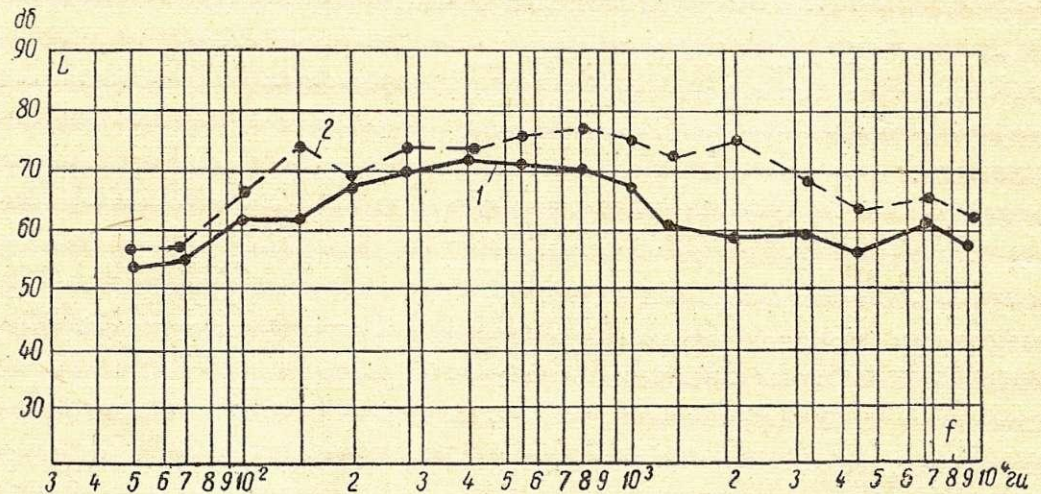


Рис. 6. Шум машин с последовательной и обычной схемами вентиляции. 1 — вентиляция по рис. 5; 2 — обычная схема вентиляции.

б) Глушители шума вентиляторов крупных машин

Местом максимального излучения воздушного шума в рассматриваемом случае является всасывающее отверстие вентилятора. Наиболее простой

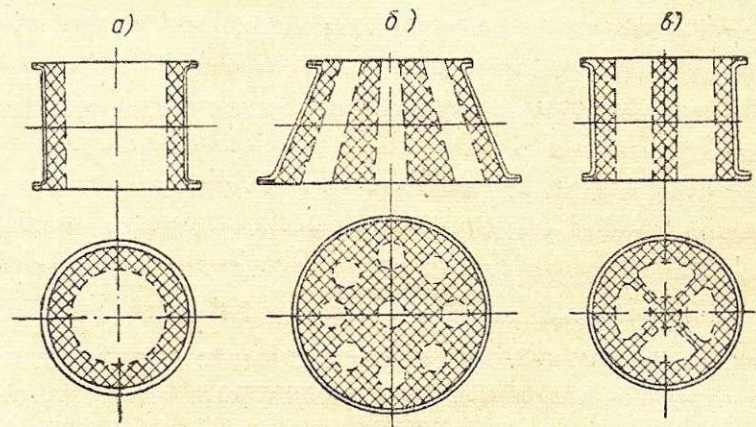


Рис. 7. Типы глушителей.

способ подавления этого шума — пристройка к вентилятору цилиндрического воздуховода, стенки которого покрыты звукопоглощающим материалом (рис. 7, а). Снижение уровня шума на выходе канала в данном случае зависит в первую очередь от коэффициента звукопоглощения материала покрытия.

Известно, что для наиболее часто применяемых в качестве звукопоглотителя пористо-волоконистых материалов характерны следующие обстоятельства:

1) эффективность поглощения возрастает с увеличением поверхности, покрытой звукопоглотителем;

2) эффективность поглощения низких частот повышается с ростом толщины звукопоглощающего слоя.

Второе положение обуславливает необходимую величину толщины слоя звукопоглотителя и определяется нижней границей спектра заглушаемого шума.

Кроме того, в случае применения волоконистых звукопоглотителей поглощение возрастает с повышением частоты шума.

Таким образом, путем выбора материала поглотителя, определяющего коэффициент звукопоглощения, площади покрытия и толщины его — можно достигнуть эффективного поглощения шума в воздуховоде в нужном диапазоне частот.

Однако, кроме указанных факторов, на эффективность поглощения влияют и геометрические размеры воздуховода.

Из теории акустики известно, что любые незаполненные (т. е. заполненные лишь одним воздухом) объемы обладают собственными резонансами, имеющими вполне определенные частоты. Эти частоты определяются геометрическими размерами объема, т. е. в данном случае трубы — ее диаметром и длиной.

Для воздухопроводов, диаметр которых мал по сравнению с длиной, т. е. при $l \geq d$, определяющим фактором собственного резонанса является диаметр трубы. В этом случае критическая частота, обуславливающая падение эффективности поглощения за счет собственного резонанса, определяется, как и в случае простой трубы с открытыми концами, по формуле

$$f_0 = \frac{c}{2d}, \quad (5)$$

где c — скорость звука в воздухе, равная 340 м/сек;

d — внутренний диаметр трубы, м.

При расчете глушителей рекомендуется выбирать величины их диаметров таким образом, чтобы f_0 лежала вне диапазона частот заглушаемого шума, что практически трудно выполнимо, или, во всяком случае, не совпадала с преобладающими составляющими этого спектра.

Вторым весьма важным требованием является соблюдение зависимости

$$d \leq \lambda, \quad (6)$$

где λ — наименьшая длина волны спектра заглушаемого шума.

Ослабление уровня шума активным глушителем существенно снижается с увеличением размеров сечения трубы. Шум, распространяющийся по

каналу воздуховода, в этом случае практически не ослабляется облицовкой стенок трубы. Физическая картина распространения звуковых волн в трубе значительно усложняется; при несоблюдении зависимости (6) волна в трубе не может рассматриваться как плоская.

На рис. 7, б и в приведены другие возможные варианты выполнения глушителей.

Теоретическая оценка эффективности работы глушителя с цилиндрическими каналами воздуховода производится с помощью следующих выражений.

Для одиночного цилиндрического канала ослабление шума

$$\Delta L_1 = 4,4 \frac{\alpha l}{d} [\text{дб}], \quad (7)$$

где l — длина канала;

α — коэффициент звукопоглощения.

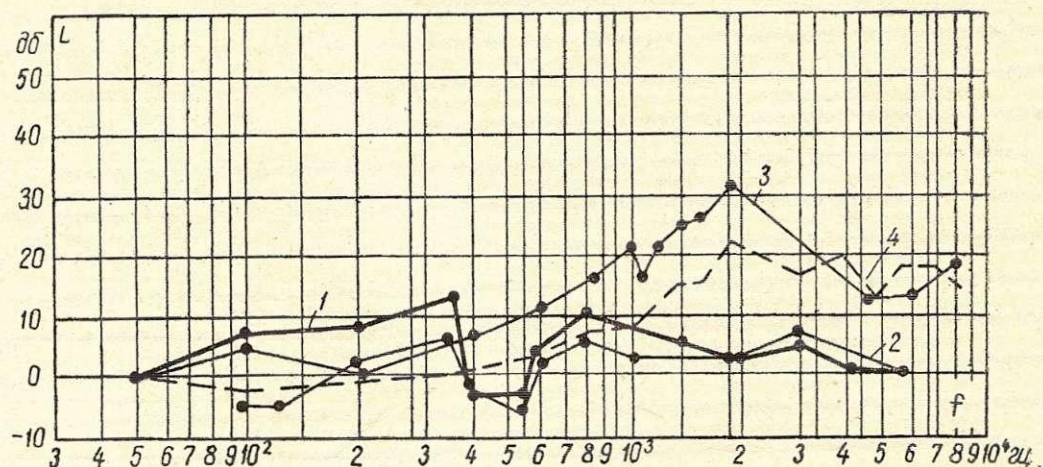


Рис. 8. Эффективность глушения шума различными глушителями.

Для нашего случая, когда глушитель образован несколькими одинаковыми параллельно соединенными цилиндрическими каналами, ослабление шума рассчитывается в соответствии с выражением

$$\Delta L = 10 \lg n + \Delta L_1, \quad (8)$$

где ΔL_1 — ослабление шума, вносимое одним каналом;

n — число каналов.

На рис. 8 приведены частотные характеристики глушителей различного исполнения. По оси абсцисс отложены значения частот в герцах, по оси ординат — величины вносимого глушителем затухания в децибелах.

Данные, относящиеся к цилиндрическим глушителям (рис. 7, а), представлены кривыми 1 и 2.

Кривая 1 относится к глушителю длиной 500 мм, кривая 2 — к глушителю длиной 150 мм. Толщина звукопоглощающего слоя 50 мм. Плотность набивки обоих глушителей одинакова и равна 120 кг/м³.

Кривая 3 соответствует коническому глушителю (рис. 7, б) с набивкой плотностью 120 кг/м³. Глушитель этого исполнения обеспечивает в полосе частот от 1000 до 3500 гц снижение уровня шума не менее чем на 20 дб. Максимальное затухание равно 31 дб на частоте около 2000 гц. Результаты испытаний этого же глушителя с набивкой плотностью 24 кг/м³ представлены кривой 4.

В этом случае вносимое глушителем затухание в среднем на 10 дБ ниже.

Очевидно, что акустические характеристики цилиндрических глушителей уступают характеристикам конических глушителей.

Сопоставление экспериментальных данных с расчетом по формулам (7) и (8) дает удовлетворительную сходимость результатов.

На кривой 3 замечен провал на частоте 1100 гц, что соответствует критической частоте, определяемой из выражения (5).

Действительно,

$$f = \frac{c}{2d} = \frac{340}{2 \cdot 0,14} = 1214 \text{ гц} \quad (d = 0,14 \text{ м}),$$

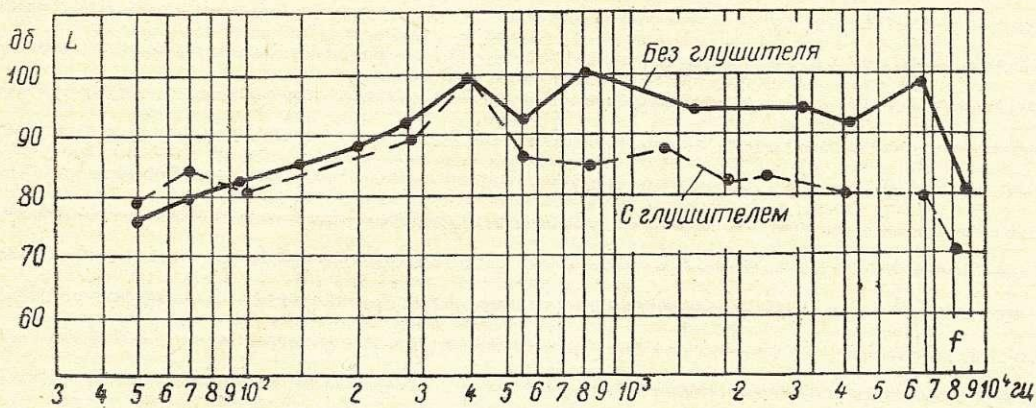


Рис. 9. Шум вентилятора ЭВО-80/2 с глушителем и без глушителя.

что весьма близко к величине, полученной экспериментально. Аналогично объясняются провалы на кривых 1 и 2.

Цилиндрический глушитель по рис. 7, в с внутренней крестовиной, облицованной звукопоглотителем, применен для глушения шума электровентиляторов, установленных на гребных двигателях. Акустические характеристики этих вентиляторов с глушителем и без глушителя даны на рис. 9.

При выборе типа глушителя необходимо иметь в виду, что его применение приводит к некоторой потере напора и производительности вентилятора.

Из всех исследованных типов глушителей минимальные потери напора и производительности наблюдались на глушителе по рис. 7, а, однако на нем получен минимальный эффект заглушения шума.

Звукопоглотитель в рассмотренных глушителях защищен от выветривания стеклополотном и специальной перфорированной сеткой.

Глушители по рис. 7, а и б были испытаны с электровентиляторами типа ПНФ 145/160 производительностью 5 м³/сек при напоре 250 мм вод. ст. и типа ПНФ-85 производительностью 2,5 м³/сек при напоре 150 мм вод. ст.

Глушитель по рис. 7, в испытан с вентилятором ЭВО-80/2 производительностью 22 м³/сек при напоре 180 мм вод. ст.

Перечисленные типы глушителей далеко не исчерпывают возможные варианты конструкции. Дальнейшая работа должна проводиться в направлении создания новых типов более эффективных глушителей.

Выводы

1. Произведенные исследования позволили вывести формулы для расчета воздушного шума машин с самовентиляцией и посторонней вентиляцией в зависимости от их мощности и быстротходности.

2. Основным источником шума у большинства машин является вентилятор. Шум машин с водяным охлаждением во всем диапазоне частот на 15—20 дБ ниже шума машин с воздушным охлаждением.

3. Эффективным средством уменьшения воздушного шума в машинах с самовентиляцией является применение двухструйных вентиляторов и последовательной схемы вентиляции якоря и полюсов (см. рис. 4 и 5).

В машинах с посторонней вентиляцией снижение шума может быть достигнуто применением глушителей шума (см. рис. 7).

ЛИТЕРАТУРА

1. Н. И. Муркес, Шум электродвигателей и способы его снижения, сб. Московского дома научно-технической пропаганды, 1963.
2. E. L ü b c k e, H. P l a t t n e r, Geräuschminderung an elektrischen Maschinen, «Siemens-Zeitschrift», Bd. 15, 1935.
3. E. L ü b c k e, Geräuschbildung und Geräuschverminderung bei elektrischer Energieumsetzung, «Zeitschrift für technische Physik», Bd. 16, 1935.

О магнитном шуме машин постоянного тока

И. Г. ШУБОВ

Введение

Вопросам изучения влияния различных конструктивных параметров, а также технологии изготовления на магнитный шум, создаваемый машинами постоянного тока, посвящен ряд работ. Несмотря на то, что некоторые из них [Л. 1 и 2] опубликованы несколько десятилетий назад, они не утратили своей актуальности. Однако значительный интерес для практики проектирования электрических машин может представить анализ имеющихся данных экспериментальных исследова-

ний в этой области и количественная оценка степени влияния различных факторов на уровень магнитного шума. Эти вопросы рассмотрены в настоящей статье.

Все описываемые в работе мероприятия, внешне столь различные, имеют одну цель — снижение электромагнитных сил, возбуждающих вибрации высокой частоты, или эффекта их действия.

Результаты исследований магнитного шума машин постоянного тока основаны поэтому на анализе звуковых вибраций корпуса, уровни которых выражены в децибелах.

1. Выбор чисел b_p/t_1 и $z/2p$

Существующая литература [Л. 1 и 3] рекомендует при проектировании малозумных электрических машин постоянного тока принимать

$$\frac{z}{2p} = m; \quad \frac{b_p}{t_1} = m + \frac{1}{2} \quad (m - \text{целое число}), \quad (1)$$

где z — число пазов якоря;
 $2p$ — число полюсов;
 b_p — ширина полюсного наконечника;
 t_1 — пазовое деление якоря,

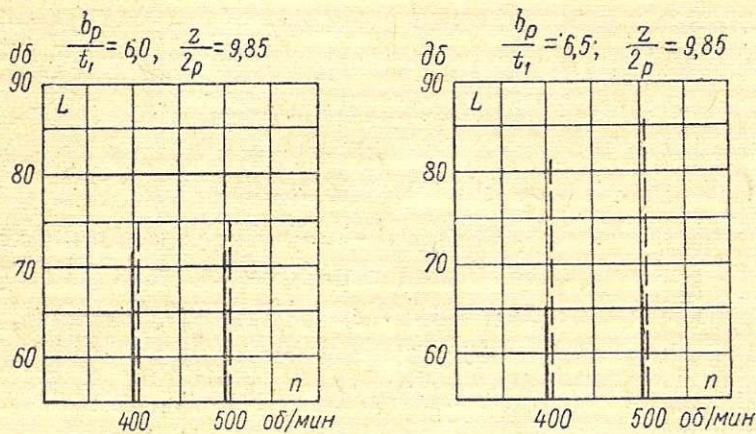


Рис. 1. Влияние нагрузки на магнитные вибрации. Сплошные линии — холостой ход; пунктирные — нагрузка.

так как в этом случае возникают только синфазные радиальные магнитные силы зубцовой частоты, хорошо демпфирующиеся обмоткой возбуждения.

Однако, как показали исследования, эти соотношения дают положительный эффект в машинах, работающих только при холостом ходе или небольшой нагрузке, при которой форма результирующего магнитного поля незначительно искажена полем реакции якоря. В машинах же с сильно выраженной реакцией якоря такие соотношения не особенно благоприятны, так как магнитный шум при работе машин под нагрузкой выше, чем при холостом ходе.

На рис. 1 приведены результаты измерений вибраций зубцовой частоты $zn/60$ на корпусе опытного электродвигателя мощностью 150 квт при скоростях вращения 400 и 500 об/мин на холостом ходе и под нагрузкой.

Главные полюса на этом электродвигателе были выполнены с различной шириной полюсного наконечника (b_p/t_1 — от 6,0 до 6,5 при $z/2p=10$). Как видно, при значении b_p/t_1 , равном целому числу, уровень магнитного шума под нагрузкой и на холостом ходе почти одинаков, а при дробном b_p/t_1 уровни значительно отличаются друг от друга. Это хорошо согласуется с расчетами [Л. 4].

Надо, однако, иметь в виду, что в некоторых случаях возможны нарушения ожидаемого эффекта в результате насыщения магнитного потока в краях полюсных наконечников, а следовательно, изменения эффективного значения числа b_p/t_1 .

На рис. 2 показано изменение магнитного шума того же опытного электродвигателя при $b_p/t_1=6,0$ от тока возбуждения при постоянной скорости вращения и на холостом ходе. Здесь снижение магнитного шума при больших токах возбуждения объясняется насыщением краев полюсных наконечников,

при котором возможно получение эквивалента дробного числа b_p/t_1 . Для того чтобы уменьшить вероятность насыщения края наконечника, не следует делать его остроугольным.

Значение величины $\frac{z}{2p} = m + \frac{1}{2}$ нежелательно, так как число волн деформаций станины в этом случае в два раза меньше, чем при $\frac{z}{2p} = m$, а следовательно, при равных возбуждающих силах и условии достаточной удаленности от резонанса колебаний станины, амплитуда вибраций частоты $zn/60$ при $\frac{z}{2p} = m + \frac{1}{2}$ будет выше, чем при $\frac{z}{2p} = m$.

Для проверки влияния отношения $z/2p$ на магнитный шум опытный электродвигатель был испытан с двумя якорями, каждый из которых имел различное количество пазов.

Уровень магнитных вибраций электродвигателя с якорем, в котором отношение $\frac{z}{2p} = \frac{62}{6} = 10,3$, оказался выше, чем с якорем $\frac{z}{2p} = \frac{59}{6} \approx 10,0$ (рис. 2).

Анализ результатов испытаний машин с различными значениями $z/2p$ и b_p/t_1 показывает, что

$$\frac{z}{2p} = m \text{ и } \frac{b_p}{t_1} = m + \frac{1}{2}$$

следует принимать для машин, в которых отношение

$$\frac{ASb_p}{B_\delta \delta} \leq 0,8, \quad (2)$$

а значения

$$\frac{z}{2p} = m \text{ и } \frac{b_p}{t_1} = m$$

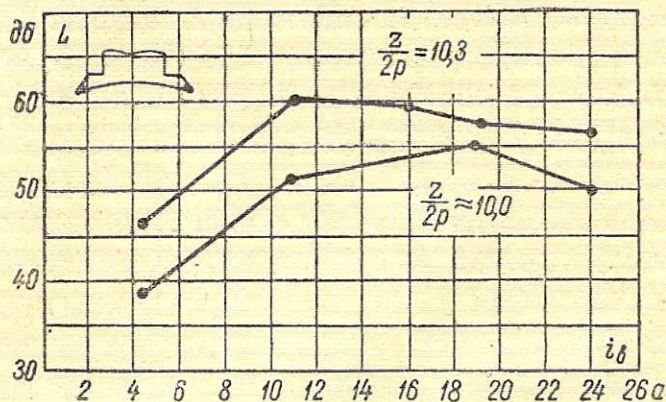


Рис. 2. Влияние насыщения наконечников полюсов на магнитные вибрации.

для машин, в которых отношение

$$\frac{ASb_p}{B_\delta \delta} > 0,8; \quad (3)$$

здесь AS — линейная электрическая нагрузка якоря, а/см;

B_δ — индукция в воздушном зазоре, гс;

δ — величина воздушного зазора, см.

Все испытанные машины, в которых отношение $z/2p$ отличалось от целого числа, имели, как правило, повышенный уровень магнитного шума.

2. Влияние скоса пазов в якоре

Сильное снижение магнитного шума достигается при скосах пазов в якоре на целое пазовое деление {1} и {2}. Скосы более чем на одно пазовое деление в практике не применяются, так как при этом добавочными полюсами труднее создать поле для компенсации реактивной э. д. с. в короткозамкнутой секции. На некоторых напряженных в коммутационном отношении машинах даже скос паза на одно пазовое деление ухудшает коммутацию; это особенно относится к машинам с одноходовыми петлевыми обмотками и малым количеством пазовых делений, приходящихся на междуполюсное окно.

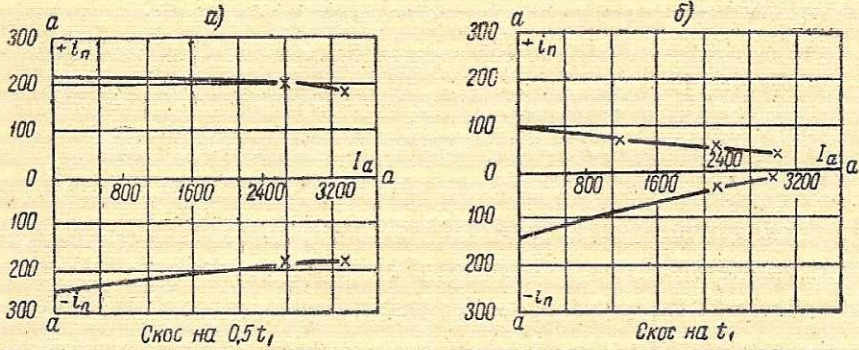


Рис. 3. Влияние скоса пазов в якоре на зону «подпитки» добавочных полюсов.

На рис. 3, а приведены кривые подпитки добавочных полюсов электродвигателя мощностью 1000 квт, 500 об/мин с якорем, имевшим скос пазов на половину пазового деления, а на рис. 3, б — с якорем, имевшим скос пазов на целое пазовое деление.

Отношение $\frac{\tau - b_p}{t_1}$ в этом электродвигателе было равно 3,58.

Как видно, в случае рис. 3, а мы имеем более узкую зону «подпитки», чем в случае рис. 3, б, что свидетельствует об ухудшении условий коммутации.

Уровень магнитного шума указанного электродвигателя с якорем, имевшим скос паза на целое пазовое деление, оказался ниже на 10 дб, чем с якорем со скосом пазов на половину пазового деления.

В опытном электродвигателе мощностью 150 квт скос пазов в якоре на одно пазовое деление привел к снижению магнитного шума на 12 дб, без заметного ухудшения коммутации.

Опыт испытаний многих машин постоянного тока показывает, что полный скос пазов, столь существенно влияющий на подавление магнитного шума, следует осуществлять только при соблюдении условия

$$\frac{\tau - b_p}{t_1} \geq 4,0,$$

где τ — полюсное деление.

В случае, если выполнение этого условия по каким-либо причинам неосуществимо, то следует применять неполный скос пазов, т. е. скос на половину или три четверти пазового деления.

Необходимо также отметить, что эффект применения скоса пазов проявляется в полной мере

только в тех случаях, когда вибрации корпуса, обусловленные знакопеременными крутящими моментами [Л. 3 и 4], не совпадают с частотой собственных колебаний корпуса.

3. Влияние эксцентричного воздушного зазора под главными полюсами

Эксцентричный воздушный зазор, или зазор, увеличивающийся начиная от середины полюса к его краям, создается специальным профилем полюсного башмака (рис. 4).

Такой профиль обычно характеризуется условным эксцентриситетом ψ , представляющим собой отношение максимального зазора под краем полюсного башмака δ_{\max} к минимальному зазору под его серединой δ_{\min} .

Радиус кривизны полюсного башмака для любой эксцентриситетности может быть рассчитан по формуле

$$\rho = R + \delta_{\min} + e, \quad (5)$$

где

$$e = \frac{R\delta_{\min}(\psi - 1)}{(R + \delta_{\min}) - (R - \psi\delta_{\min}) \cos \beta}.$$

Эксцентричный воздушный зазор в машинах постоянного тока создается для ослабления действия знакопеременных магнитных сил, вызывающих магнитный шум. При этом основным условием расчета машины должно быть равенство проводимостей эксцентричного воздушного зазора и оптимального для данной машины равномерного воздушного зазора.

В практике для снижения магнитного шума обычно применяются эксцентриситетности воздушного

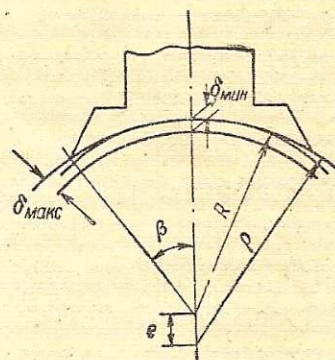


Рис. 4. К расчету геометрии полюса с эксцентричной расточкой.

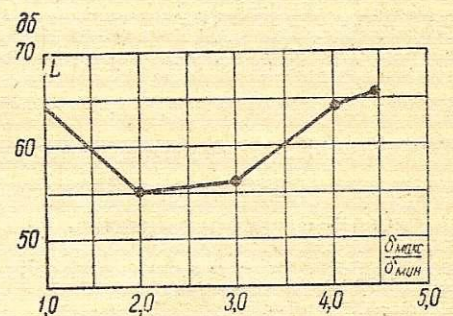


Рис. 5. Зависимость магнитных вибраций от величины эксцентриситетности воздушного зазора.

зазора: половина и одна треть. Эксцентриситетность более одной трети значительно увеличивает индукции в зазоре под серединой полюса, что может привести к повышению напряжения между смежными коллекторными пластинами.

Результаты исследований и расчетов машин различных типов с равномерным и эксцентричным воздушными зазорами показывают, что снижение магнитного шума благодаря применению эксцентричного зазора находится в пределах от 4 до 6 дб. На электродвигателе мощностью 4,3 квт, 1500 об/мин были опробованы эксцентриситетности: половина, одна треть, одна четверть. Результаты измерений магнитных вибраций этого электродви-

гателя при постоянном магнитном потоке в режиме холостого хода приведены на рис. 5.

Как видно, самое большое снижение магнитных вибраций достигнуто при эксцентрисностях: половина и одна треть.

4. Влияние числа пар полюсов

Магнитный поток на полюс Φ_a при условии постоянства мощности P , диаметра якоря D_a , скорости вращения n и линейной нагрузки AS изменяется обратно пропорционально числу пар полюсов машины p :

$$\Phi_a = \frac{30}{\pi} \cdot \frac{P}{D_a AS n p} \cdot 10^8.$$

Изменение числа пар полюсов p поэтому приводит к изменению всех сечений магнитной цепи, в том числе и сечения станины. При этом количество пазов в якоре также должно быть изменено по соображениям допустимого напряжения между смежными коллекторными пластинами и необходимости выполнения условия (4).

Проектируя малозумную машину, предпочтение должно быть отдано варианту с большим числом пар полюсов, так как в этом случае жесткость станины при изгибе будет выше, а магнитные силы, действующие на полюс, будут меньше. Это обусловит уменьшение магнитных вибраций.

Однако следует иметь в виду, что увеличение числа p повышает потери в стали вследствие возросшей частоты перемагничивания и добавочные потери в меди, в результате чего снижается к. п. д. машины. Кроме того, могут возникнуть затруднения с размещением обмоток возбуждения и добавочных полюсов.

При проектировании необходимо учитывать совокупность всех перечисленных факторов.

5. Влияние жесткости станины

Обычное стремление увеличить жесткость станины в целях снижения магнитного шума может оказаться вредным.

При проектировании необходимо тщательно рассчитать возможные резонансы колебаний станины с числом волн деформаций станины по ее окружности, равным p и $2p$ [Л. 4].

Надо иметь в виду, что частоты собственных колебаний большинства станин машин постоянного тока близки к частотам возбуждающих магнитных сил.

В практике отмечались случаи, когда увеличение жесткости станины без учета возможности резонанса колебаний приводило к повышению магнитных вибраций. Так, например, при увеличении толщины станины с 70 до 80 мм на электродвигателе мощностью 1000 квт, 500 об/мин, которое было вызвано некоторыми конструктивными соображениями, магнитные вибрации на корпусе электродвигателя возросли на 6 дб.

В производстве генераторов мощностью 400 квт, 1500 об/мин, в результате отклонения от чертежей при обработке магнитной системы, станина имела

10% неравномерности толщины по окружности. Эта неравномерность вызвала увеличение звуковых вибраций на 8 дб.

6. Влияние технологических отклонений

Как видно из анализа результатов акустических измерений ряд однотипных машин постоянного тока, несмотря на то, что они выполнялись по одним и тем же чертежам и различие между ними могло быть только в пределах технологических допусков,— все же имеется значительный разброс величин шума на зубцовой частоте между различными машинами.

Для выяснения причин такого разброса было исследовано влияние следующих факторов:

а) различие величин зазоров под отдельными главными полюсами в пределах $\pm 10\%$ от расчетного значения зазора;

б) неравномерность затяга полюсных болтов.

Исследование влияния этих факторов производилось на машине мощностью 150 квт, 1500 об/мин, имеющей явно выраженную составляющую в спектре вибраций корпуса.

Изменение зазора производилось под одним, а затем под двумя главными полюсами в пределах от 2,2 до 2,7 мм, что соответствовало возможному отклонению зазоров от чертежных размеров в производстве. Во всех этих опытах изменение магнитного шума в зависимости от величины зазора не превышало 1—2 дб, что находится в пределах точности показаний приборов. Результаты этих испытаний хорошо согласуются с расчетом [Л. 4].

Таким образом, отклонение воздушного зазора в пределах $\pm 10\%$ почти не отражается на магнитном шуме и поэтому вполне допустимо.

Неравномерность затяга полюсных болтов, как показали опыты, более существенно влияет на величину магнитных вибраций. Для проверки влияния этого фактора на машине была произведена полная равномерная затяжка всех болтов главных полюсов с одним усилием и фиксировалось исходное состояние вибраций корпуса машины, после чего производилась перезатяжка болтов с другим усилием. При этом изменение вибраций на магнитной частоте в различных точках на корпусе доходило до 10 дб.

Этот опыт показывает, что в тех случаях, когда предъявляются повышенные требования в отношении шума машин, фактор равномерного затяга болтов динамометрическим ключом имеет важное значение.

Выводы

1. Уровень магнитного шума машин при холостом ходе и нагрузке зависит от числа $z/2p$ и b_p/t_1 .

Для снижения шума $z/2p$ рекомендуется выбирать целым числом, а b_p/t_1 может отличаться от целого числа.

2. Скоп пазов в якоре на одно пазовое деление, для снижения магнитного шума, может быть применен без заметного ухудшения коммутации у машин, на междуполюсное окно которых

между секциями двух соседних пазов. Концы термодатчиков из паза через радиальные каналы выходят к спинке стали якоря и проходят через специально приваренную трубку к валу машины (рис. 2), а далее через радиальное и аксиальное сверление вала — на контактное устройство.

Контактное устройство конструктивно выполнено для фланцевого крепления к валу электриче-

с помощью датчиков электротермоанемометра ЭТАМ-ЗА.

В подвале машинного зала установлены четыре вентилятора ЦАГИ-18, которые предназначены для охлаждения трех двигателей главного привода слябинга. Нормально включены два вентилятора. Испытания на нагревание всех машин были проведены при этом режиме вентиляции.

Для исследования влияния количества охлаждающего воздуха на температурное поле якоря и оценки возможности повышения мощности двигателей и производительности слябинга были проведены испытания на нагревание при работе одного вентилятора, а также трех вентиляторов. Испытания, кроме того, проводились при измененном распределении воздуха внутри машины путем закрытия наполовину отверстий в диске якорной звезды со стороны коллектора.

2. Результаты испытаний на нагревание

Превышения температуры испытанных машин приведены в табл. 1. По результатам испытаний построены кривые зависимости превышения температуры от квадрата тока якоря (квадратичные кривые) для разных частей машины (рис. 3).

Из совместного рассмотрения квадратичных кривых и кривых зависимости среднеквадратичного тока (определенного с помощью счетчика ампер-кватрчасов) от производительности стана (рис. 4) можно для каждой машины определить максимально допустимую нагрузку при существующей вентиляции. По данным

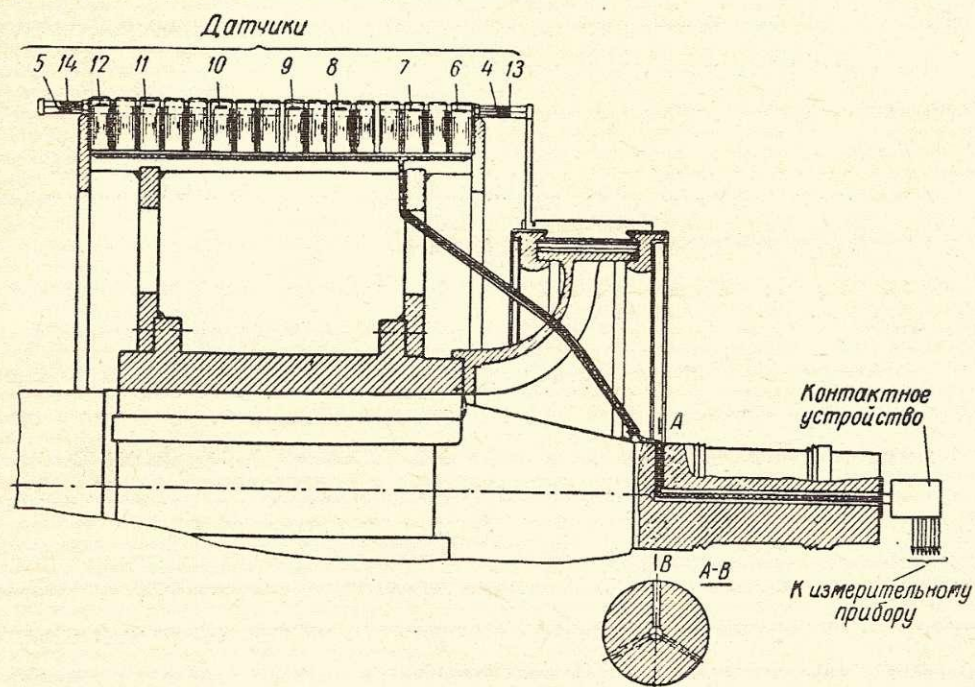


Рис. 2. Расположение выводных концов датчиков и контактного устройства на якоре двигателя.

ской машины. Таким образом, температуры частей якоря измерялись при его вращении в процессе работы двигателя.

Температуры воздуха в междуполюсном пространстве и в воздушном зазоре были измерены

Таблица 1

Наименование объекта исследования	Режим, т/час	Среднеквадратичный ток, а	Температура охлаждающего воздуха, °С	Температура окружающего воздуха, °С	Максимальное установившееся превышение температуры частей машины (по термодатчикам), °С										Среднее установившееся превышение температуры частей машины, °С					Температура подшипников, °С	
					обмотка якоря	обмотка добавочных полюсов	компенсационная обмотка	обмотка возбуждения	сталь якоря		воздух			обмотка якоря (по сопротивлению)	сталь якоря (зубец)	обмотка возбуждения (по сопротивлению)	уравнители	коллектор	сторона коллектора		сторона привода
									зубцы	спинка	превышение по машине	вход в радиальные каналы	выход из радиальных каналов								
Двигатель МП-20-5000 верхнего горизонтального валка 3680 квт, 750 в, 5300 а, 50/100 об/мин	630	5150	37	46	93,0	79,0	67,5	82,5	72,5	49,0	32	11,0	21,0	84,5	66,8	75,0	46	52	40	45	
	540	4600	35	45	75,0	70,5	57,5	80,0	61,5	42,5	28	8,5	16,0	70,0	56,5	73,5	42	47	40	46	
	420	3925	37	46	60,5	56,0	46,0	79,0	50,0	36,5	22	6,0	12,0	54,0	46,5	72,0	39	45	38	45	
	350	3525	37	46	52,0	48,0	41,0	77,0	44,5	34,0	16	5,0	9,5	49,0	41,5	72,0	30	39	39	41	
	630	5190	37	45	89,0	79,0	69,0	81,0	65,0	45,0	31	8,0	19,0	—	—	—	55	53	—	—	
Двигатель МП-20-5000 нижнего горизонтального валка 3680 квт, 750 в, 5300 а, 50/100 об/мин	650	4900	14	17	—	69,0	54,5	78,0	—	—	29	—	—	70,0	61,0	73,0	34	48	38	43	
	590	4500	16	17	—	58,0	46,0	76,5	—	—	24	—	—	59,0	51,5	71,0	34	45	40	43	
	500	3950	14	16	—	50,0	36,0	75,0	—	—	21	—	—	47,0	45,0	69,0	31	41	37	42	
	420	3400	17	18	—	40,0	30,0	73,0	—	—	17	—	—	38,5	37,0	67,0	31	40	36	41	
	370	3100	16	18	—	36,0	26,0	70,0	—	—	13	—	—	32,5	34,0	65,0	30	38	38	43	
Двигатель МП-3000-100 2200 квт, 750 в, 3180 а, 100/200 об/мин	630	3100	37	46	—	70,0	70,5	74,0	—	—	16	—	—	76,0	63,0	72,0	40	45	40	40	
	540	2750	35	45	—	56,5	60,0	72,0	—	—	13,5	—	—	63,5	53,0	69,5	37	43	41	40	
	420	2200	37	46	—	40,0	43,0	69,5	—	—	9,5	—	—	45,5	41,5	67,0	33	40	41	41	
	350	1750	37	46	—	27,0	34,0	68,5	—	—	7	—	—	31,5	36,0	66,0	30	36	40	40	
Генератор ГП-20-3500 3500 квт, 750 в, 4670 а, 330/375 об/мин	610	4220	35	43	—	71,0	73,0	74,5	—	—	18	—	—	68,0	58,0	70,5	33	34	40	45	
	500	3640	37	45	—	59,5	62,5	68,0	—	—	14	—	—	54,5	48,0	63,0	29	32	40	46	
	410	3100	36	43	—	50,0	55,0	60,0	—	—	13	—	—	—	—	54,0	26	28	41	43	
	300	2580	37	46	—	39,0	49,5	50,0	—	—	9	—	—	34,5	38,5	48,0	23	25	41	44	

завода-изготовителя, обмотки всех машин имеют изоляцию класса В.

Превышения температуры всех обмоток стали якоря и коллектора двух двигателей МП-20-5000, пересчитанных к номинальному режиму, и сравнение с расчетными данными, определенными по различным методикам, даны в табл. 2.

нию) составляет 10°C . По ширине пакета стали температура изменяется на $4-6^{\circ}\text{C}$.

У всех испытанных двигателей температура неподвижных обмоток возрастает по длине машины вместе с ростом температуры охлаждающего воздуха (рис. 6). Перепад температуры между наиболее и наименее нагретыми местами обмоток составляет в обмотках возбуждения $12-14^{\circ}\text{C}$, в обмотках добавочных полюсов $8-12^{\circ}\text{C}$, в компенсационной обмотке $5-7^{\circ}\text{C}$.

Был проведен специальный опыт нагревания при наполовину закрытых окнах в звезде якоря со стороны коллектора. При этом расход воздуха через радиальные каналы увеличился от $4,8$ до $5,3 \text{ м}^3/\text{сек}$ при практически неизменном общем расходе, и максимальная температура обмотки уменьшилась на $4-5^{\circ}\text{C}$ при одновременном возрастании температуры лобовой части со стороны коллектора и уравнивателей на $8-10^{\circ}\text{C}$ (рис. 5).

Влияние количества работающих вентиляторов на нагревание машины видно из табл. 3. Опыты были проведены при производительности стана 540 т/час и токе якоря 4600 а . Как видно из табл. 3, включение третьего вентилятора в летнее время может существенно увеличить допустимую нагрузку машины.

Характер кривой распределения температуры по длине машины остается примерно одинаковым для различных нагрузок и одного и того же количества охлаждающего воздуха, и для одной и той же нагрузки при различном количестве охлаждающего воздуха (рис. 7).

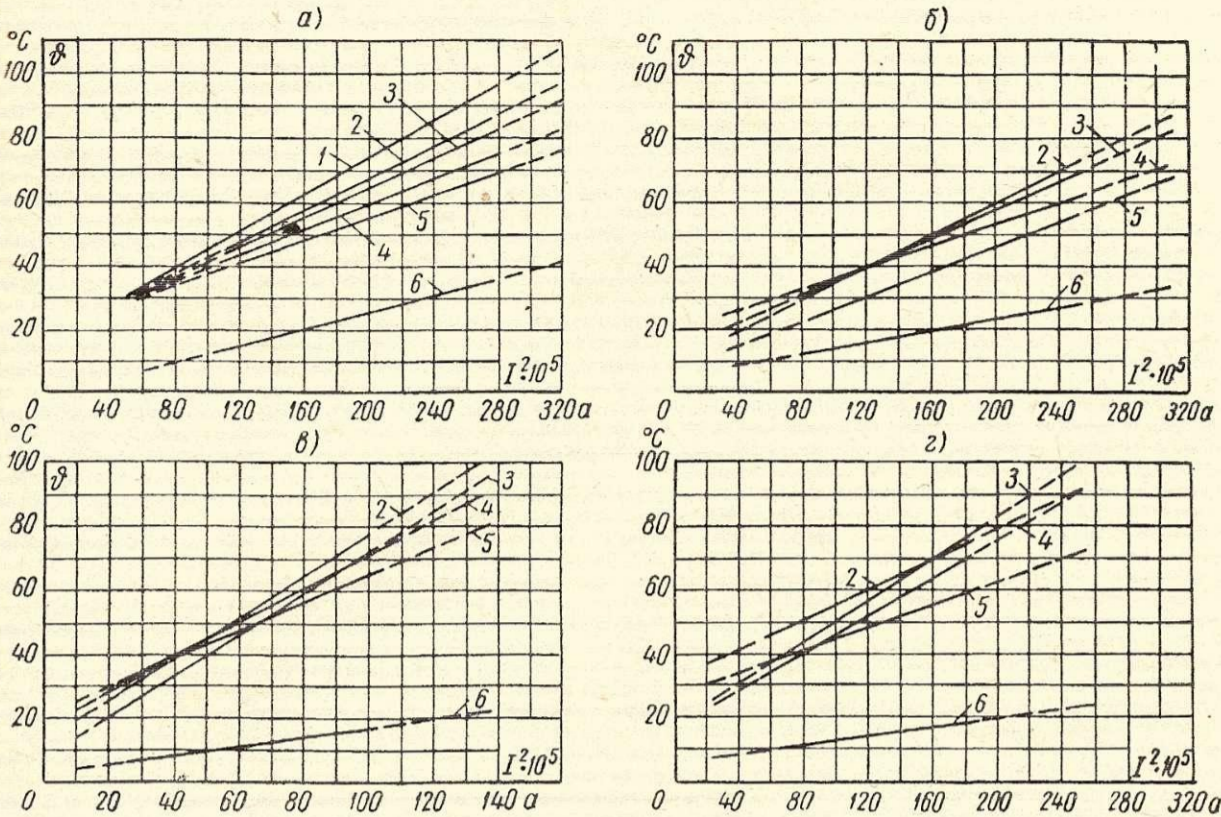


Рис. 3. Квадратичные зависимости превышений температуры частей машины: а — двигатель МП-20-5000 верхнего горизонтального валка; б — двигатель МП-20-5000 нижнего горизонтального валка; в — двигатель МП-3000-100 вертикальных валков; г — генератор ГП-20-3500 питающего агрегата.

1 — обмотка якоря (по заложенным термодатчикам); 2 — обмотка якоря (по сопротивлению); 3 — обмотка добавочных полюсов; 4 — сталь якоря (зубцы); 5 — компенсационная обмотка; 6 — охлаждающий воздух.

Исследование распределения температуры по длине машины показало (рис. 5), что наиболее нагретой зоной якоря являются крайние пакеты со стороны входа охлаждающего воздуха.

Разница температур на активной длине по меди при производительности стана в 630 т/час и токе якоря 5150 а составляет 16°C , по зубцам 14°C . Перепад температуры по меди между наиболее нагретым местом обмотки и лобовой частью со стороны коллектора достигает $26-28^{\circ}\text{C}$.

Разница между максимальной температурой обмотки и средней (определенной по сопротивле-

Таблица 2

Часть машины	Опыт				Расчет					
	1-й двигатель		2-й двигатель		$t_{\text{макс}}$, °C	$t_{\text{ср}}$, °C	$t_{\text{макс}}$, °C	$t_{\text{ср}}$, °C	$t_{\text{макс}}$, °C	$t_{\text{ср}}$, °C
	$t_{\text{макс}}$, °C	$t_{\text{ср}}$, °C	$t_{\text{макс}}$, °C	$t_{\text{ср}}$, °C						
Обмотка якоря	99	89,0	—	81,0	108	99,2	86	72,5	84,9	80,5
Обмотка главных полюсов	93	86,0	91,0	81,5	—	65,7	60	54,0	69,5	78,0
Обмотка дополнительных полюсов	83	74,0	83,5	77,7	—	52,0	47	27,0	66,0	42,0
Компенсационная обмотка	71	68,5	67,5	64,5	—	77,0	57	—	71,0	—
Коллектор	52	52,0	52,0	52,0	—	52,5	43	36,3	59,0	38,0
Сталь якоря (зубцы)	75	69,0	—	73,5	—	—	44	55,0	58,6	64,2

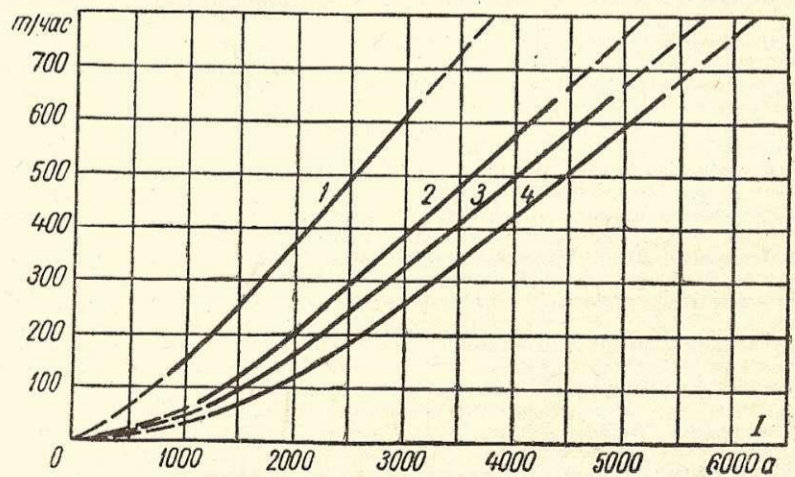


Рис. 4. Зависимость среднеквадратичного тока двигателей от производительности стана.

1 — двигатель МП-3000-100; 2 — генератор ГП-20-3500; 3 — двигатель МП-20-5000 нижнего горизонтального валка; 4 — двигатель МП-20-5000 верхнего горизонтального валка.

чества охлаждающего воздуха, и для одной и той же нагрузки при различном количестве охлаждающего воздуха (рис. 7).

Рис. 5. Распределение превышений температуры по длине машины при открытых окнах звезды со стороны коллектора.

1 — обмотка якоря между секциями; 2 — обмотка якоря между секциями при полузакрытых окнах звезды со стороны коллектора; 3 — обмотка под клином; 4 — сталь якоря (зубцы); 5 — сталь якоря (дно пада); 6 — сталь якоря (спинка); 7 — воздух (выход из радиальных каналов); 8 — воздух (вход в радиальные каналы).

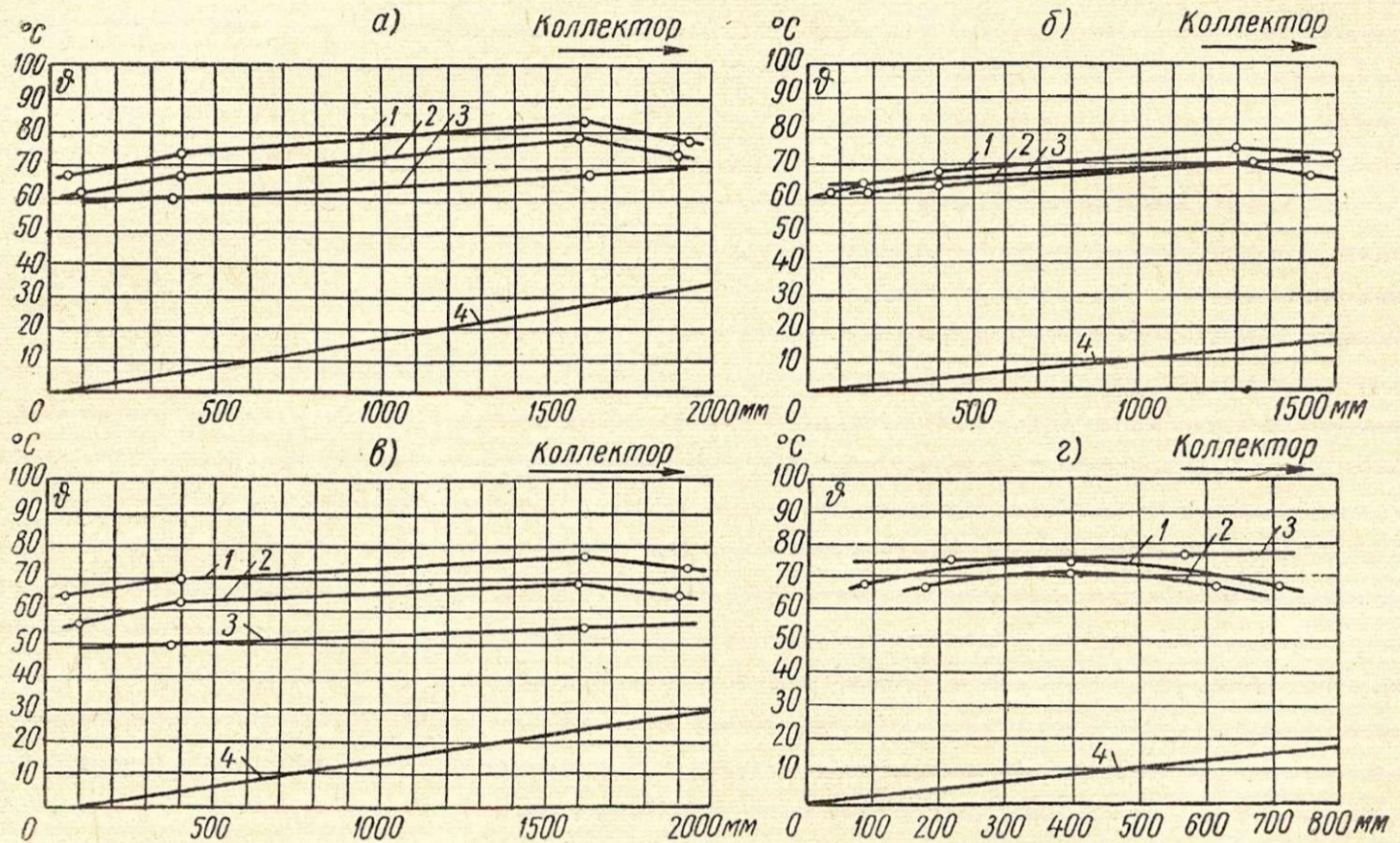
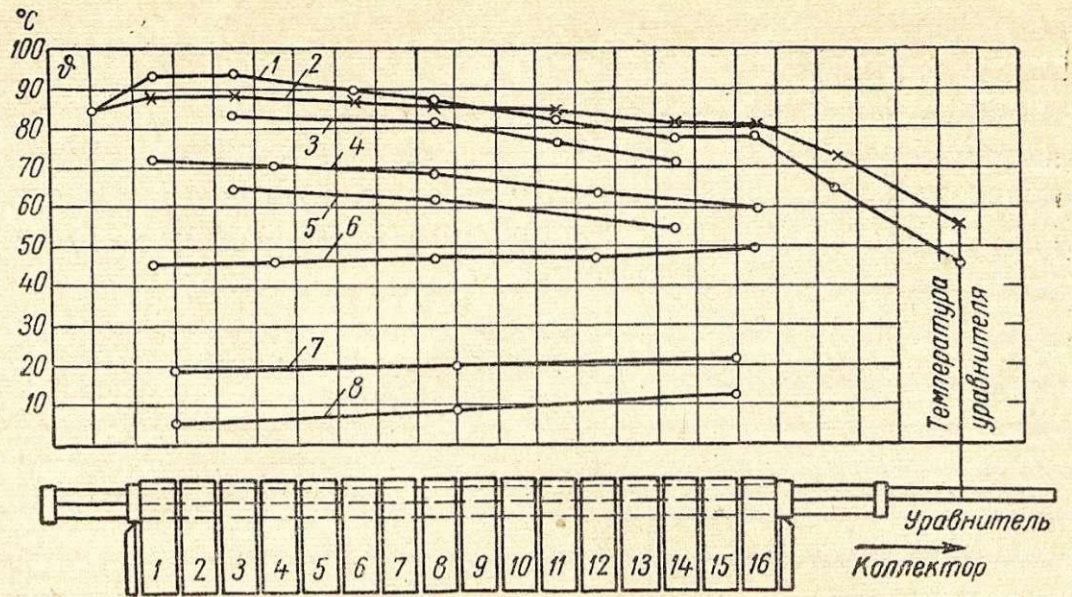


Рис. 6. Распределение превышений температуры вдоль неподвижных обмоток: а — двигатель МП-20-5000 верхнего горизонтального валка; б — двигатель МП-20-5000 нижнего горизонтального валка; в — двигатель МП-3000-100 вертикальных валков; г — генератор ГП-20-3500 питающего агрегата.

1 — обмотка главных полюсов; 2 — обмотка добавочных полюсов; 3 — компенсационная обмотка; 4 — охлаждающий воздух.

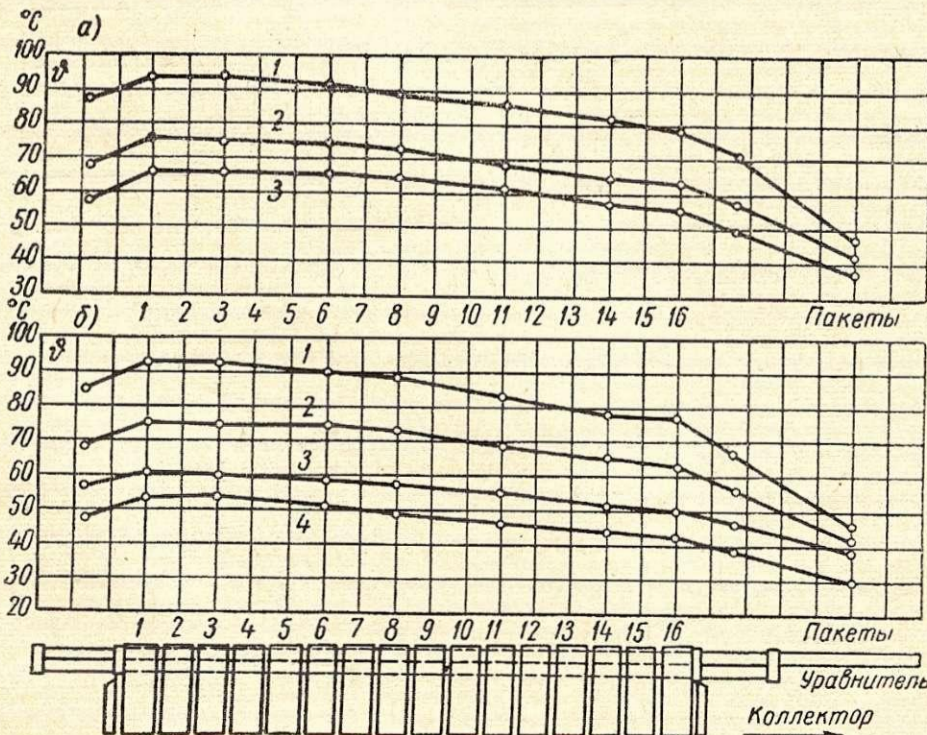


Рис. 7. Распределение превышений температуры обмотки якоря по длине машины: а — при равной производительности (540 т/час, ток 4600 а) и различном количестве охлаждающего воздуха;

1 — 10,8 м³/сек; 2 — 13,4 м³/сек; 3 — 17,4 м³/сек.

б — при расходе воздуха 13,4 м³/сек и различных производительностях:

1 — 630 т/час, 5150 а; 2 — 540 т/час, 4600 а; 3 — 420 т/час, 3950 а; 4 — 350 т/час, 3525 а.

Таблица 3

Число вентиляторов	Расход воздуха, м ³ /сек	Максимальное превышение температуры, °С						Среднее превышение температуры, °С			
		обмотка якоря в активной части	обмотка якоря в лобовой части	сталь якоря (зубцы)	обмотка главных полюсов	обмотка добавочных полюсов	компенсационная обмотка	уравнители	коллектор	воздух по машине	воздух радиальных каналов
Один	10,8	93,5	71,0	75,0	99,0	83,5	69,0	47,0	50,5	33,5	13,0
Два	13,4	75,0	56,0	58,0	80,0	70,5	57,5	42,0	47,0	28,0	9,0
Три	17,4	66,0	48,5	52,5	75,0	64,5	50,5	38,0	43,5	23,0	6,0

Примечание. Как показали опыты, фактические характеристики вентиляторов различны.

Для контроля температуры обмотки якоря в период эксплуатации на двигателе МП-20-5000 верхнего горизонтального валка, как наиболее напряженного в тепловом отношении, была установлена система постоянного контроля температуры обмотки якоря. Для этой цели использовались датчики, заложенные в наиболее нагретые места обмотки.

3. Методика вентиляционных испытаний

Вентиляционная схема двигателя МП-20-5000 представлена на рис. 8. Результаты испытаний приведены в табл. 4.

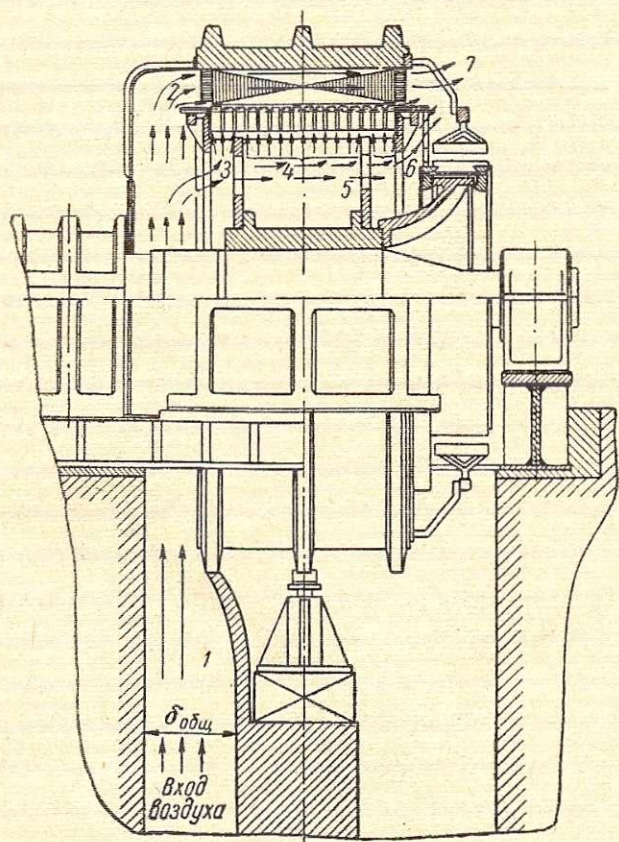


Рис. 8. Вентиляционная схема двигателя МП-20-5000.

1 — общий поток воздуха; 2 — поток воздуха через междуполюсное пространство; 3 — поток воздуха через якорь; 4 — поток воздуха через радиальные каналы; 5 — поток воздуха в подколлекторную камеру; 6 — выход воздуха на уравнители, коллектор и лобовую часть обмотки якоря; 7 — выброс воздуха в машинный зал.

Охлаждающий воздух из фундаментной ямы проходит в машину и разветвляется на две части, одна из которых проходит в междуполюсное пространство и воздушный зазор, а вторая — в звезду

Таблица 4

Наименование вентиляционных каналов	Сечение воздухопровода, м ²	Один вентилятор		Два вентилятора		Три вентилятора	
		скорость воздуха, м/сек	расход воздуха, м ³ /сек	скорость воздуха, м/сек	расход воздуха, м ³ /сек	скорость воздуха, м/сек	расход воздуха, м ³ /сек
Общий	3,68	8,10	29,8	10,9	40,0	14,1	52,0
1-й вентилятор	1,76	17,80	31,2	12,5	22,0	10,2	18,0
2-й »	2,00	—	—	10,0	20,0	8,4	16,8
3-й »	1,92	—	—	—	—	9,0	17,2
Двигатель верхнего горизонтального валка	1,28	8,45	10,8	10,95	13,4	13,6	17,4
Двигатель нижнего горизонтального валка	2,24	5,75	12,8	8,1	18,0	9,7	23,6
Двигатель вертикальных валков	2,54	2,20	5,6	3,1	7,85	3,95	10,0

якоря. Воздух в якорной звезде разветвляется также на две составляющие: одна проходит через радиальные каналы стали якоря в воздушный зазор и, смешиваясь с воздухом междуполюсного пространства, выбрасывается в машинный зал; вторая часть поступает в подколлекторную камеру и оттуда, через уравнители, выбрасывается на коллектор и далее — в машинный зал.

Расход воздуха через междуполюсное пространство определялся по значениям его скоростей, измеренных датчиками ЭТАМ-ЗА, и по площади проходного сечения. Измерения производились в каждом междуполюсном пространстве по окружности машины, причем в обоих двигателях МП-20-5000 эти измерения были сделаны в трех точках по высоте полюса и в трех сечениях по длине машины; в двигателе МП-3000-100, имеющем меньшую длину, измерения проводились в двух сечениях по длине машины и в двух точках по высоте полюса.

Для точной установки датчика в заданной точке и для предохранения его от случайных ударов в междуполюсном пространстве натягивалась тонкая капроновая нить, по которой на кольцо скользил датчик, устанавливаемый на определенное расстояние.

Как показали испытания, скорости воздуха в междуполюсных пространствах в аналогичных точках по окружности якоря примерно одинаковы, сколько-нибудь заметных отклонений не наблюдалось; по длине машины они равномерно возрастают за счет воздуха, поступающего из радиальных каналов якоря (рис. 9).

Скорость воздуха по высоте полюса, не считая пограничных областей, изменяется мало (рис. 10).

В двигателе МП-20-5000 верхнего горизонтального валка, кроме того, дополнительно были измерены скорости воздуха во всех радиальных каналах якоря, а также в сечениях входа и выхода воздуха из якорной звезды. Аксиальная и окружная составляющие скорости воздуха измерены в воздушном зазоре и междуполюсном пространстве. Эти испытания проводились при работе на общий вентиляционный канал двух вентиляторов.

Опытное определение величин окружной и аксиальной составляющих скорости воздуха в воздушном зазоре и междуполюсном пространстве

при неподвижном и вращающемся якоре (рис. 10) дало возможность в первом приближении получить картину поля скоростей в зазоре машины и показать практически отсутствие влияния вращения якоря на величину скоростей воздуха в междуполосном пространстве (но не в зазоре).

Измерения скорости воздуха в радиальных каналах якоря производились специально изготовленными датчиками ЭТАМ-ЗА.

Датчик вводился в радиальный канал якоря на глубину 70 мм и прижимался к «ветренице», выводные концы проходили в якорную звезду и далее, через сверление в коллекторной втулке, к валу машины и затем, через радиальное и аксиальное сверление вала и токосъемное устройство,— на мост ЭТАМ-ЗА.

Измерения проводились при вращающемся и неподвижном якоре с открытыми и полузакрытыми окнами в якорной звезде со стороны коллектора при работе на общий вентиляционный штрек двух вентиляторов.

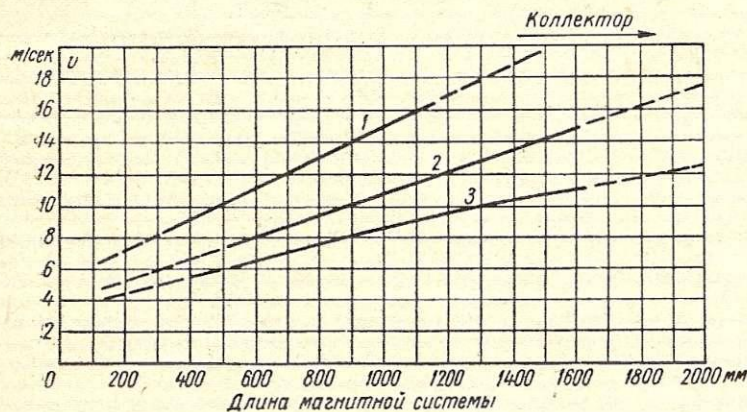


Рис. 9. Скорость воздуха в междуполосном пространстве.
1 — двигатель МП-3000-100; 2 — двигатель МП-20-5000 нижнего горизонтального вала; 3 — двигатель МП-20-5000 верхнего горизонтального вала.

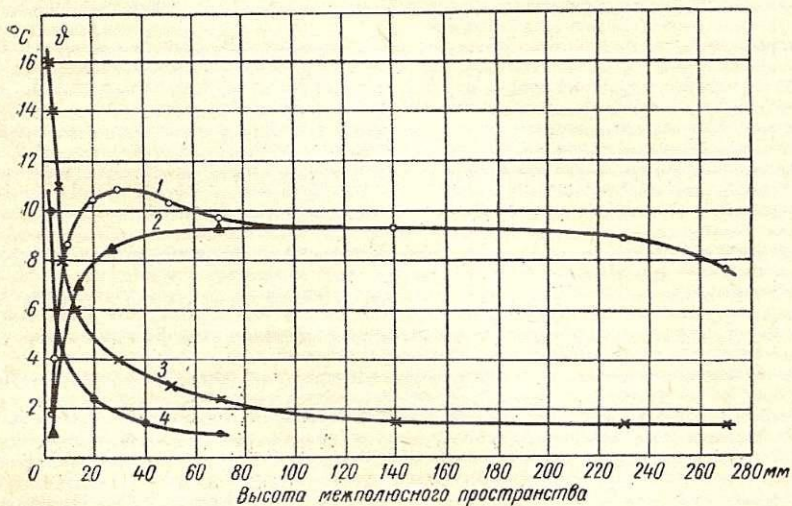


Рис. 10. Распределение скорости воздуха в междуполосном пространстве и воздушном зазоре двигателя МП-20-5000 верхнего горизонтального вала слябинга.
1 — аксиальная при $n=50$ об/мин; 2 — аксиальная при $n=0$ об/мин; 3 — окружная при $n=50$ об/мин; 4 — окружная при $n=50$ об/мин и отключенной принудительной вентиляции.

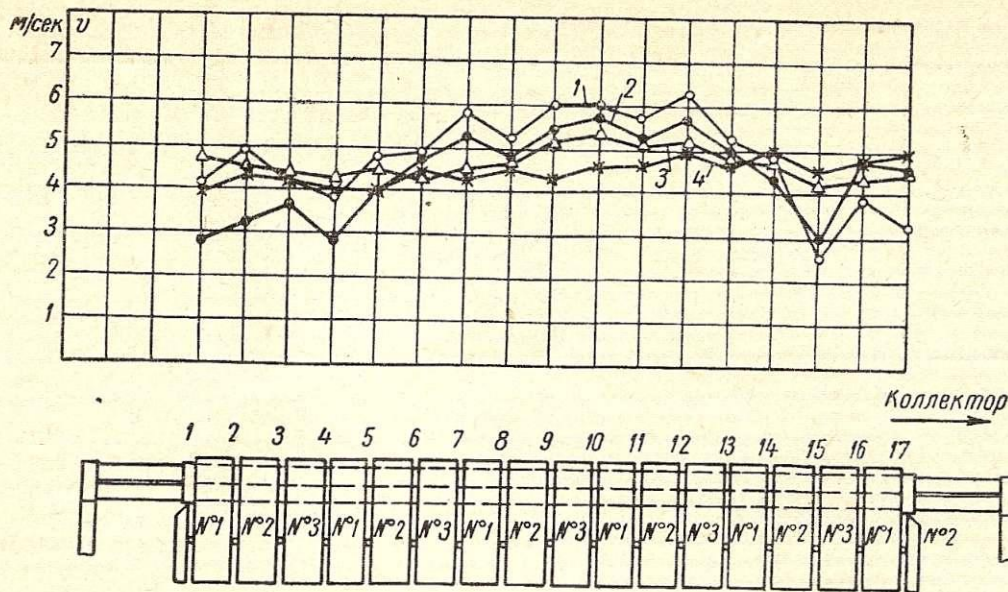


Рис. 11. Распределение скоростей воздуха в радиальных каналах якоря при: 1 — $n=50$ об/мин, окна в диске якорной звезды полузакрыты; 2 — $n=50$ об/мин, окна в диске якорной звезды открыты; 3 — $n=0$ об/мин, окна в диске якорной звезды полузакрыты; 4 — $n=0$ об/мин, окна в диске якорной звезды открыты.

Распределение скоростей воздуха в радиальных каналах и места установки датчиков представлены на рис. 11.

Испытания показали, что скорость воздуха в радиальных каналах якоря больше со стороны выхода воздуха из машины. Однако эта разница при неподвижном якоре невелика и составляет примерно 1 м/сек. Вращение якоря несколько увели-

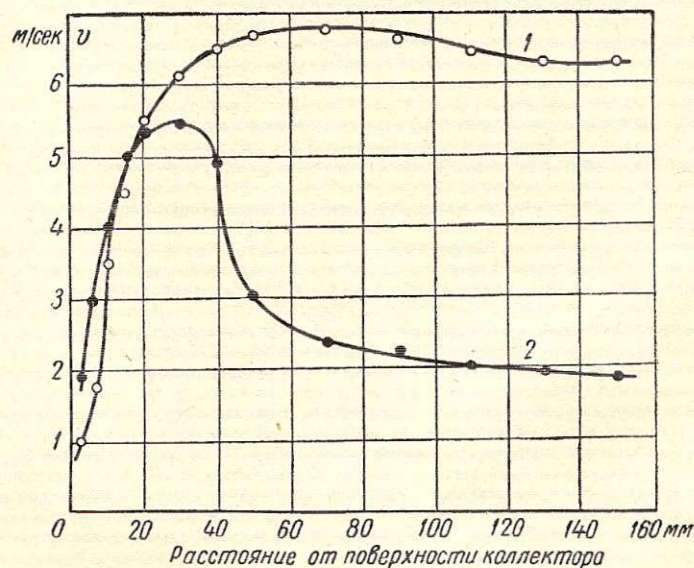


Рис. 12. Распределение скорости воздуха у коллектора при $n=50$ об/мин: 1 — продольная; 2 — поперечная.

чивает неравномерность скоростей и суммарный расход воздуха через вентиляционные каналы.

Опыты показали, что имеется, по-видимому, достаточно оснований в приближенных тепловых и вентиляционных расчетах ориентироваться на усредненное значение скорости воздуха в радиальных каналах якоря. Уменьшение скорости воздуха в 4-м и 15-м радиальных каналах объясняется тем, что они расположены сразу за дисками якорной звезды.

Данные по расходам и скоростям воздуха у различных частей машины и в различных сечениях

Таблица 5

Воздухопровод	Сечение возду- хопровода, м ²	Окна в якор- ной звезде открыты		Окна в якор- ной звезде полузакрыты	
		скорость воздуха, м/сек	расход воздуха, м ³ /сек	скорость воздуха, м/сек	расход воздуха, м ³ /сек
Общий на машину	1,240	10,8	13,40	10,8	13,40
Сечение I	0,542	6,43	3,49	—	—
» II	0,542	9,35	4,96	—	—
» III	0,542	11,1	5,99	—	—
Вход в якорную звезду . .	1,548	5,4	8,30	5,1	7,90
Выход из якорной звезды	0,3/0,15	15,5	4,65	17,8	2,67
Радиальные каналы якоря	1,105	4,31	4,78	4,78	5,29
Выход на лобовую часть обмотки и коллектор . .	—	—	3,86	—	2,04

Примечание. Сечения I, II, III межполюсного пространства, в которых производились измерения, располагались соответственно на расстоянии 60, 110 и 154 см от края полюса со стороны привода (полная длина полюса 180 см).

машины по длине при открытых и полузакрытых окнах якорной звезды представлены в табл. 5.

Измерение аксиальной и окружной составляющих скорости воздуха у коллектора производились при скорости вращения двигателя 50 об/мин.

Как видно из рис. 12, существенное значение для охлаждения коллектора имеют, как аксиаль-

ная, так и окружная скорости воздуха. При определении коэффициента теплоотдачи необходимо учитывать, по-видимому, обе эти скорости.

Выводы

1. Имеется возможность уменьшить нагрев двигателей и увеличить их нагрузку:

а) за счет включения трех вентиляторов, установленных для охлаждения машин;

б) за счет более целесообразного распределения охлаждающего воздуха как между машинами, так и внутри машины путем частичного закрытия окон в якорной звезде со стороны коллектора.

2. Неподвижные обмотки имеют запас в тепловом отношении, поэтому, по-видимому, целесообразно уменьшить поток воздуха, омывающий эти обмотки, и увеличить благодаря этому количество воздуха, охлаждающего якорь.

3. В институте автоматики Госплана УССР разработана и испытана на слябинге завода «Запорожсталь» бесконтактная радиотелеметрическая система контроля температуры якорных обмоток прокатных машин. Эта система, использующая в качестве датчиков температуры термисторы, дает возможность создать непрерывно действующий контроль температуры в машинах постоянного тока, так же как это широко принято для машины переменного тока.

Измерения коммутационных перенапряжений в электрических машинах

В. А. ЛЮЛЬКО, О. М. МАМОНОВА

Введение

Уровень внутренних перенапряжений, которым подвергается изоляция электрических машин в эксплуатации, и опасность этих перенапряжений для изоляции изучены еще недостаточно хорошо. Однако ряд зарубежных данных и данных, полученных в энергосистемах Советского Союза, показывают, что уровни таких перенапряжений достигают четырех-пятикратных значений амплитуды фазного напряжения, а в отдельных особо неблагоприятных случаях — и больших величин. Такие перенапряжения могут приводить к авариям или, по крайней мере, к ускоренному старению изоляции.

На заседании комитета № 17 (генераторы) SIGRE многие специалисты отмечали, что в моменты коммутаций вследствие перенапряжений повреждается большое число двигателей [Л. 1].

По данным ОРГРЭС, в 1961 г. в ряде энергосистем Советского Союза произошло несколько повреждений генераторов при перенапряжениях, вызванных однофазными замыканиями на землю [Л. 2].

В лаборатории высоковольтных исследований Ленинградского филиала ВНИИЭМ поэтому были начаты работы по изучению уровней и вероятностей коммутационных перенапряжений, воздействующих на изоляцию электрических машин. Результаты указанных работ должны лечь в даль-

нейшем в основу правильного выбора уровней изоляции и испытательных напряжений обмоток, а также проведения мероприятий, направленных на ограничение перенапряжений до допустимых уровней.

Выполнение этих работ затруднялось отсутствием регистрирующей аппаратуры, достаточно простой и надежной для длительной эксплуатации в энергосистемах.

Вопросам, связанным с разработкой, градуировкой и эксплуатацией такой аппаратуры, и посвящена настоящая статья.

1. Способы измерения коммутационных перенапряжений

Измерения коммутационных перенапряжений могут быть выполнены с помощью следующих приборов: автоматических регистраторов осциллографического типа; устройств типа клидонографа или аппаратов, построенных на искровых промежутках; периодического регистратора максимальных напряжений; регистраторов с записью на магнитной ленте; автоматических электронных регистраторов с несколькими уровнями.

Регистраторы осциллографического типа являются самыми совершенными приборами, дающими наиболее полную и точную информацию о величине и форме перенапряжений [Л. 3]. Однако

приборы этого типа сложны и дороги, требуют постоянного надзора, осуществляемого высококвалифицированным персоналом, и поэтому могут быть применены только в единичных случаях.

Устройства типа клидонографа обладают низкой точностью измерений, в лучшем случае — до 20—25% [Л. 4] и малой скоростью записи, что не позволяет различать перенапряжения, отделенные небольшим интервалом времени.

Устройства с использованием искровых промежутков [Л. 5] имеют низкую разрешающую способность и не могут измерять длительность перенапряжения.

Периодический регистратор максимальных перенапряжений — прибор типа амплитудного вольтметра, в котором максимальное напряжение на заряжаемом через вентиль конденсаторе периодически измеряется с помощью усилителя и самопишущего прибора [Л. 6]; он характеризуется сложной системой коммутации, наличием усилителя и малой разрешающей способностью.

Устройства с записью на магнитной пленке, по-видимому, не оправдали себя в эксплуатации, так как об их применении данных не имеется.

Во Франции и Бельгии широко использовались автоматические регистраторы на тиратронах с холодным катодом [Л. 7 и 8]. Хотя эти приборы могут регистрировать лишь дискретные уровни перенапряжений, их простота, надежность, долговечность, небольшая стоимость, быстродействие заставляют отдать им предпочтение перед регистраторами других типов, обладающими аналогичными характеристиками.

Указанные преимущества схемы на тиратронах с холодным катодом и определили выбор принципа действия регистраторов, основная схема которых была разработана в Ленинградском филиале ВНИИЭМ в 1961 г.

2. Входная часть прибора

Регистратор перенапряжений любого типа, предназначенный для работы в системах и установках высокого напряжения, должен иметь на входе элемент, пропорционально снижающий измеряемое напряжение до величин, удобных для измерения с помощью принятой схемы. Таким элементом в принципе может служить любой делитель напряжения или измерительный трансформатор. Хотя правильно сконструированные делители обладают значительно большим частотным диапазоном, чем трансформаторы напряжения, все же они сложны в изготовлении и наладке, имеют высокую стоимость и большие габариты. Ввиду этого делители напряжения следует применять только при проведении особенно точных измерений. В этом случае рекомендуется использовать компенсированные емкостно-омические делители.

Использование в качестве делителей емкостей станционного оборудования — гирлянд изоляторов, вводов, межобмоточных емкостей трансформаторов тока — хотя и удешевляет конструкцию делителя, но неудобно при настройке приборов и не дает достаточной уверенности в стабильности параметров такого делителя. Кроме того, эти емкости в ряде случаев весьма малы для обеспечения неискаженной передачи составляющей промышленной ча-

стоты. Трансформаторы напряжения обладают теми преимуществами перед делителями, что являются типовым оборудованием электростанций, имеют достаточную надежность и низкую стоимость. Трансформатор одновременно может служить и фазоинвертором, что дает возможность упростить регистрирующую схему, которая в этом случае может быть предназначена для отсчета импульсов лишь одной полярности.

Применение трансформаторов может быть ограничено только их частотными характеристиками, если они сильно отличаются от равномерных в области регистрируемых частот. Для уточнения этого

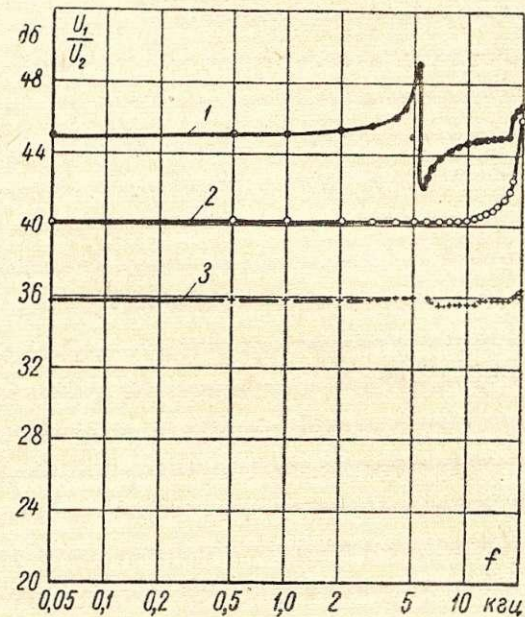


Рис. 1. Частотные характеристики затухания трансформаторов напряжения НОМ-15 (1), НОМ-10 (2) и НОМ-6 (3).

обстоятельства были проведены измерения частотных характеристик затухания

$$\frac{U_1}{U_2} = f(f)$$

для типовых трансформаторов напряжения; здесь U_1 и U_2 — соответственно напряжения на сторонах обмоток ВН и НН трансформатора.

Результаты измерений для нескольких их типов (рис. 1) показывают, что трансформаторы НОМ-15 и НОМ-10 имеют практически равномерные частотные характеристики в диапазоне частот до 15—20 кГц, т. е. пригодны для регистрации подавляющего большинства коммутационных перенапряжений в обмотках машин.

Трансформаторы с заземленным выводом типа ЗОМ-1/15 имеют худшие частотные характеристики (рис. 2), однако, учитывая, что они могут быть применены главным образом для регистраторов, установленных на блоках генератор — трансформатор, где трудно ожидать опасных перенапряжений с частотой более 4—5 кГц, можно считать, что частотные характеристики трансформаторов этого типа обеспечивают необходимую точность измерений.

В тех случаях, когда желательно расширить полосу равномерно передаваемых частот, можно воспользоваться тем фактом, что первое отклонение от прямой частотная характеристика трансформатора

тора обычно имеет в сторону уменьшения затухания (рис. 2). Включением в схему соответственным образом рассчитанного корректирующего контура [Л. 9] удастся устранить первый провал частотной характеристики, хотя это и связано с некоторым усложнением прибора.

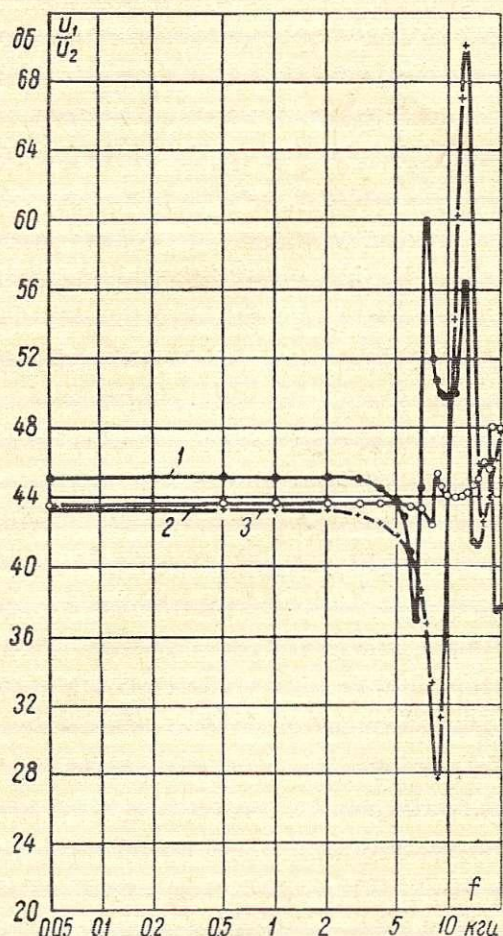


Рис. 2. Частотные характеристики затухания трансформаторов напряжения.
ЗОМ-1/15, 18 000: $\sqrt{3}v$ (1); ЗОМ-1/15 15 000: $\sqrt{3}v$, № 575 (2); № 256 (3).

3. Регистратор перенапряжений

Одним из основных требований, предъявленных к схеме прибора, предназначенного для регистрации перенапряжений в обмотках электрических машин, была пригодность прибора для непрерывной эксплуатации под напряжением в течение длительного времени без наблюдения обслуживающего персонала.

Прибор должен был отдельно регистрировать перенапряжения с амплитудами, превышающими заранее выбранные уровни, число которых должно было быть не менее четырех. Необходимо было предусмотреть удобную регулировку этих уровней в пределах $(1,2 \div 4,5)\sqrt{2}U_{\phi}$. Необходимая точность измерений должна была составить не менее $\pm 10\%$.

Желательно было рассмотреть возможность приблизительной оценки длительности затяжных перенапряжений и обеспечить возможность питания прибора непосредственно от входного трансформатора при отсутствии сети 220 в в месте установки прибора.

Требования, касающиеся надежности, долговечности и простоты прибора, в значительной мере

могли быть удовлетворены в случае применения в регистраторе ламп только с холодным катодом. Срок службы этих ламп в релейном режиме при относительно редких срабатываниях составляет не менее 25 000 час [Л. 10]. Такие лампы весьма экономичны, ибо не потребляют энергии на накал, могут работать при низких анодных напряжениях. Они отличаются малыми габаритами и низкой стоимостью.

Некоторым их недостатком является нестабильность и разброс параметров новых ламп при выпуске с завода. Однако нестабильность параметров

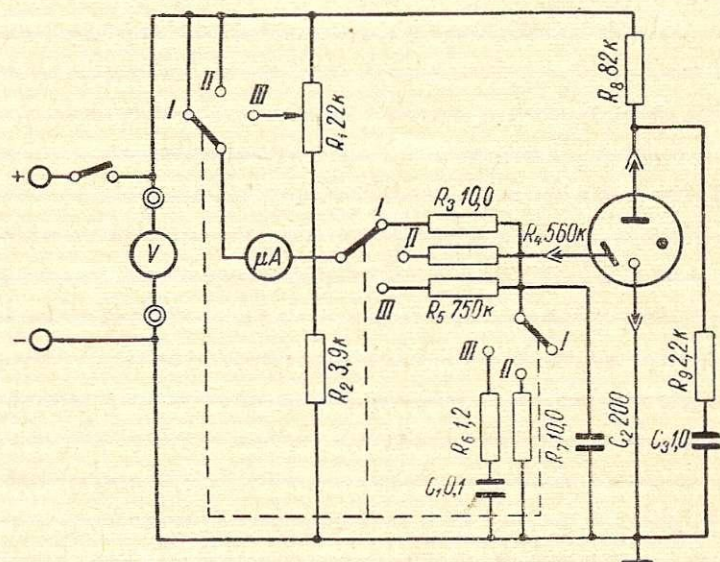


Рис. 3. Схема для контроля тиратронов МТХ-90.

ламп для большей их части может быть устранена тренировкой ламп — пропусканьем через них анодного тока величиной около 10 ма в течение 30 час перед включением в схему.

Дополнительная проверка ламп путем внешнего осмотра и испытанием в простой контрольной схеме дает возможность отобрать лампы, пригодные для надежной работы в регистраторе.

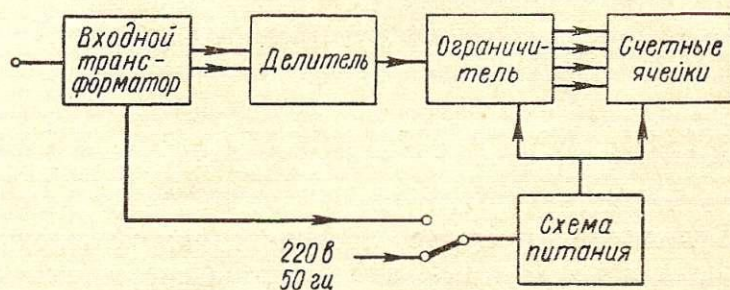


Рис. 4. Блок-схема регистратора перенапряжений.

Схема, собранная для контроля тиратронов МТХ-90, изображена на рис. 3. В первом положении переключателя производится контроль по напряжению зажигания анод — катод, которое для доброкачественных ламп принимается равным не менее 135 в; во втором положении — по напряжению зажигания сетка — катод, которое должно составлять не более 87 в; в третьем — по току зажигания при анодном напряжении 100 в. Этот ток для тиратронов, пригодных для стабильной работы, должен находиться в пределах от 8 до 20 мка.

Блок-схема прибора АМП-2, разработанного в соответствии с указанными требованиями, приведена на рис. 4. Прибор состоит из входного транс-

форматора, измерительной части и схемы питания. Измерительная часть, в свою очередь, состоит из омического делителя, диодных ограничителей и счетных ячеек. Прибор действует следующим образом.

При перенапряжении в сети импульс положительной и отрицательной полярностей с низковольтной обмотки входного трансформатора Tr_2 поступает на симметричный омический делитель $R_6—R_9$ (рис. 5). Параллельно сопротивлениям нижних плеч делителя подключены конденсаторы $C_3—C_4$ для подавления паразитных высокочастотных колебаний, которые могут поступать из сети через входной трансформатор (особенно при градуировке

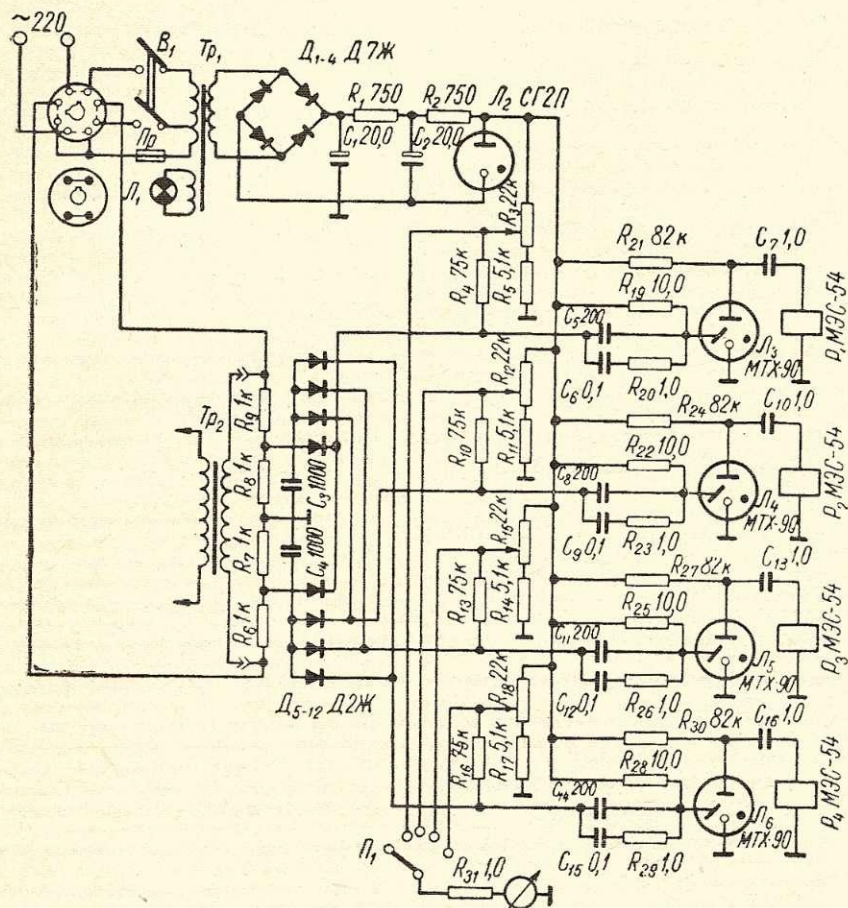


Рис. 5. Принципиальная схема регистратора перенапряжений.

прибора). Величина этих емкостей мала, и коэффициент деления при рабочих частотах сохраняется постоянным.

С делителя импульс поступает на четырехканальный амплитудный анализатор, состоящий из диодных ограничителей ($D_5—D_{12}$) и счетных ячеек. Диодный ограничитель каждого канала выполнен на двух полупроводниковых диодах. Аноды диодов присоединены к симметричным плечам омического делителя. На катоды диодов подаются положительные смещения, которые определяют порог ограничения каждого канала. Величина порогов ограничения устанавливается переменными сопротивлениями ($R_3, R_{12}, R_{15}, R_{18}$) и контролируется по стрелочному прибору. Если абсолютная величина напряжения на анодах диодов превышает установленное для данного ограничителя напряжение смещения, то независимо от полярности напряжения, поступающего на обмотку входного трансформатора, на выходе этого ограничителя образуется положительный импульс.

Счетная ячейка состоит из тиратрона с холод-

ным катодом МТХ-90, импульсного счетчика и связанных с ними деталей. На сетки тиратронов через сопротивления 10 Мом подано напряжение, превышающее напряжение зажигания разряда сетка — катод. В лампах возникает предварительный тихий разряд, благодаря которому стабилизируется чувствительность ламп. Положительный сигнал с выхода ограничителя через соответствующую разделительную емкость попадает на сетку тиратрона МТХ-90 и вызывает зажигание промежутка анод — катод. При этом через тиратрон и обмотку электромеханического счетчика разряжается связанный с ними конденсатор ($C_7, C_{10}, C_{13}, C_{16}$), счетчик импульсов срабатывает, после чего разряд в лампах прекращается, и напряжение на конденсаторах восстанавливается.

Питание прибора осуществляется от сети 220 в; предусмотрена также возможность питания его от входного трансформатора Tr_2 . Однако этот способ питания не позволяет измерять перенапряжения при включении исследуемой машины, и при отсутствии сети 220 в в месте установки регистратора можно пользоваться только для измерения перенапряжений, вызванных коммутациями во внешних цепях. Выпрямительная схема прибора собрана на полупроводниковых диодах ($D_1—D_4$). Необходимая стабильность напряжения поддерживается газоразрядным стабилизатором L_1 .

Так как обычно при регистрации перенапряжений в каждом последующем канале прибора устанавливается более высокий опорный уровень, чем в предыдущем, величину перенапряжения можно определить по числу каналов, в которых сработали счетчики. Связь между опорным уровнем и уровнем перенапряжения, необходимого для приведения в действие счетчика, определяется градуировочной кривой, которая снимается при наладке регистратора.

Особенностью разработанного регистратора является возможность плавной регулировки и контроля опорных уровней в диапазоне, соответствующем уровню перенапряжений $(1,1 \div 4,5) \sqrt{2} U_{\phi}$.

В счетных ячейках регистратора применены быстродействующие счетчики МЭС-54, и скорость счета ячейки равна 5 1/сек. Таким образом, при длительных перенапряжениях счетчик срабатывает через каждые 0,2 сек, что дает возможность измерять и время, в течение которого напряжение в исследуемой точке превышало определенный уровень.

Кроме описанного выше прибора, для регистрации коммутационных перенапряжений разработаны и другие модификации аналогичных приборов, в частности:

1) регистратор типа АМП-2А в однофазном исполнении с дополнительной ячейкой, обладающей большой постоянной времени и отмечающей число длительных перенапряжений;

2) регистратор типа АМП-3 в трехфазном исполнении на номинальное напряжение сети 15,75 кВ, предназначенный для измерения перенапряжений в турбогенераторе ТВВ-200-2;

3) регистратор типа АМП-4 в трехфазном исполнении на номинальное напряжение исследуемой сети 20 кВ с выходом на самопишущие приборы.

Данный анализатор предназначен для регистрации превышения перенапряжениями четырех дискретных уровней и для установления момента возникновения перенапряжения. Каждый из двенадцати измерительных каналов, так же как и в предыдущих приборах, состоит из амплитудного ограничителя с регулируемым порогом ограничения и регистрирующей ячейки на тиратроне МТХ-90, но с выходом на реле, переключающее цепь самопишущего прибора. Все каналы каждой фазы связаны с одним самопишущим прибором. Чем выше уровень перенапряжения, тем большее число добавочных сопротивлений в цепи самописца будет зашунтировано контактами реле. Таким образом, отклонение прибора будет соответствовать уровню перенапряжения в данной фазе.

4. Градуировка регистраторов перенапряжений

Градуировка приборов производится импульсным колебательным напряжением, наложенным на напряжение промышленной частоты, поскольку реальные коммутационные перенапряжения чаще всего имеют именно такую форму. Частоту колебаний градуировочного напряжения желательно иметь достаточно высокой, однако не превосходящей первой резонансной частоты входного трансформатора. Исходя из этих соображений, она выбрана приблизительно равной 5 кГц.

Источником градуировочного напряжения служит генератор коммутационных перенапряжений, принципиальная схема которого приведена на рис. 6.

Выпрямительная часть генератора выполнена по схеме удвоения и выдает регулируемое выпрям-

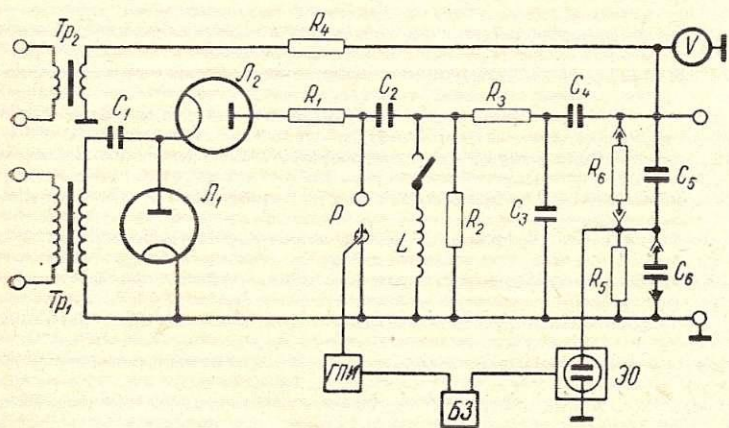


Рис. 6. Генератор коммутационных перенапряжений.

ленное напряжение положительной и отрицательной полярностей с амплитудой до 70 кВ.¹ Напряжение частотой 50 Гц подается на выход генератора от трансформатора Tr_2 через разделительное сопротивление R_4 и действует на выходе постоянно.

Импульсная составляющая напряжения в генераторе образуется при колебательном разряде конденсатора C_2 через запальный разрядник P и индуктивность L и подается на выход через формирующую фронт цепь R_3C_3 и емкость C_4 . При отключении индуктивности L импульсная составляющая имеет аперiodический характер.

¹ Возможность изменения полярности напряжения в схеме не отражена.

Пуск генератора происходит при срабатывании трехэлектродного шарового разрядника P . Поджигающий импульс на его внутренний электрод подается от генератора поджигающих импульсов ГПИ, который приводится в действие блоком запуска $БЗ$. Блок запуска представляет электронную схему, которая через определенные интервалы времени (2,5; 5 или 10 сек) выдает в заданной фазе напряжения промышленной частоты два положительных импульса. Эта фаза может плавно регулироваться от 0 до 360°, а сдвиг между импульсами — в пределах 10—50 мксек.

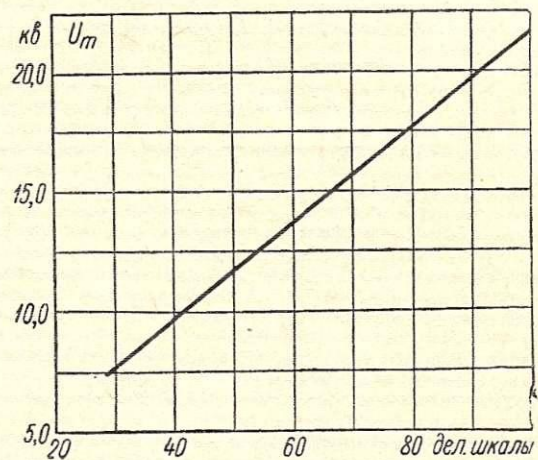


Рис. 7. Градуировочная кривая регистратора перенапряжений.

Первый из импульсов блока запуска запускает осциллограф, а второй, задержанный, — генератор поджигающих импульсов.

Для измерения используется компенсированный емкостно-омический делитель $R_6C_5—R_5C_6$ со сменным коэффициентом деления и высоковольтный однолучевой осциллограф ОКО-V. Переменная составляющая напряжения дополнительно измеряется электростатическим вольтметром V .

Градуировка приборов в лабораторных условиях производится следующим образом.

Напряжения смещения $U_{оп}$ в каналах устанавливаются таким образом, чтобы они были приблизительно равномерно распределены по всему диапазону опорных уровней. Условие это, однако, не является обязательным, так как характеристики всех каналов идентичны. С выхода генератора коммутационных перенапряжений на входной трансформатор прибора подается напряжение промышленной частоты, величина которого равна номинальному фазному напряжению сети, для которой прибор предназначен. Затем производится постепенный подъем импульсного напряжения до момента срабатывания счетчика в канале с минимальным опорным уровнем. Снимается осциллограмма этого напряжения; после обработки осциллограмм его амплитуда определяет первую точку градуировочной кривой $U_m=f(U_{оп})$, приведенной на рис. 7. После этого величина импульсного напряжения постепенно повышается до срабатывания счетчика в следующем канале. Снова снимается осциллограмма, дающая вторую точку кривой, и т. д.

Для проверки действия прибора в условиях эксплуатации применяется малогабаритный низко-

вольтный генератор, принципиальная схема которого приведена на рис. 8.

На выходе такого генератора при нажатии кнопки *K* возникает импульсное напряжение, совпадающее по форме с импульсной составляющей напряжения генератора коммутационных перенапряжений. Амплитуда этого импульса может регулироваться. Питание малогабаритного генератора осуществляется напряжением 220 в промышленной частоты.

При проверке регистратора непосредственно на его измерительную часть подается от низковольт-

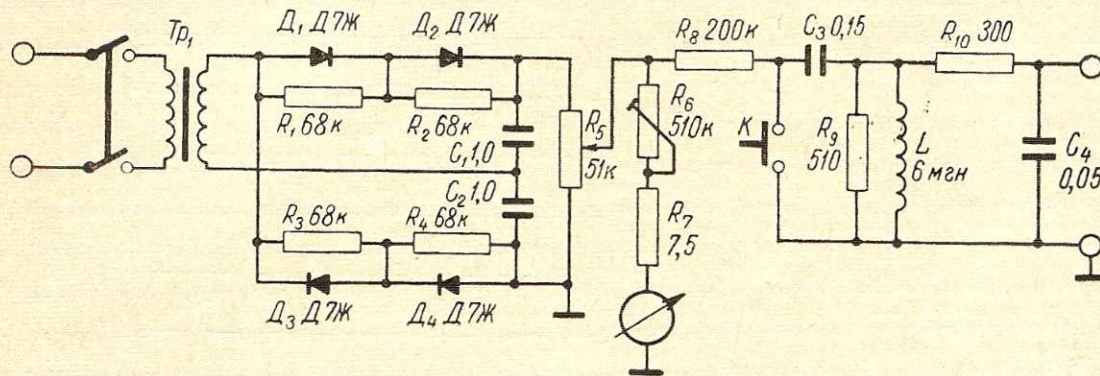


Рис. 8. Схема малогабаритного низковольтного генератора импульсов.

ного генератора импульс, амплитуда которого $U_{\text{ин}}$ для установленных опорных уровней определяется по вспомогательной градуировочной кривой $U_{\text{ин}} = f(U_{\text{оп}})$, снятой заранее при выпуске прибора. В исправном регистраторе счетчики при этом должны срабатывать.

Измерение амплитуды импульса низковольтного генератора можно производить по зарядному напряжению на конденсаторе C_3 , так как с этим напряжением она связана постоянным коэффициентом.

5. Опытная эксплуатация регистраторов

Опытная эксплуатация регистраторов перенапряжения типа АМП-2 проводилась на трех объектах.

Были проведены измерения перенапряжений на одной фазе двигателя типа ДС-99-11-4 (6 кв, 1000 квт) в точке, отделенной от зажима двигателя кабелем длиной 50 м при 10 включениях и 10 выключениях этого двигателя выключателем ВМГ-133.

В течение 22 месяцев непрерывно проводились измерения коммутационных перенапряжений различного происхождения на одной фазе двигателя типа ДСК-260-24/36 (6 кв, 625 квт) в точке, отделенной от зажима двигателя кабелем длиной 5 м. Снятие показаний проводилось обычно не чаще двух раз в сутки.

Регистрация перенапряжений проводилась 19 месяцев непрерывно на генераторных шинах 6 кв одной из станций системы Ленэнерго, связанных с разветвленной кабельной сетью. Приборы АМП-2 были установлены на всех трех фазах. На шины станции работает несколько генераторов мощностью от 12 до 30 Мвт. За показаниями приборов было обеспечено тщательное наблюдение эксплуатационного персонала. Показания снимались после каждого перенапряжения. Перенапряжения, отмеченные на станции, возникали главным образом при дуговых замыканиях одной из фаз на землю.

Заключение

Данные измерений по всем исследуемым объектам приведены в табл. 1.

Хотя этих данных далеко не достаточно для каких-либо статистических выводов и они носят главным образом иллюстративный характер, результаты измерений показывают, что число перенапряжений, воздействующих на изоляцию электрических машин, относительно велико. Их максимальные уровни превышают четырех- и пятикратные значения амплитуды фазного напряжения.

Значительную часть перенапряжений меньших кратностей составляют длительные перенапряжения с продолжительностью, изменяющейся в широких пределах (от долей секунды до 1—3 мин).

В целях уточнения опасности, которую представляют коммутационные перенапряжения для изоляции машин, и получения надежных статистических данных необходимы широкие исследования уровней перенапряжений в эксплуатации.

В качестве регистрирующей аппаратуры могут быть рекомендованы приборы, по схеме подобные

Таблица 1

Результаты измерений перенапряжений

	Уровни перенапряжений					
	$(1.5 \div 2)\sqrt{2}U_{\text{ф}}$	$(2 \div 3)\sqrt{2}U_{\text{ф}}$	$(3 \div 4)\sqrt{2}U_{\text{ф}}$	$> 4\sqrt{2}U_{\text{ф}}$	$(4 \div 5)\sqrt{2}U_{\text{ф}}$	$> 5\sqrt{2}U_{\text{ф}}$
I. На двигателе ДС-99-11-4						
Общее число перенапряжений при включениях двигателей	—	4,0	—	—	2,0	—
Максимальная длительность одного перенапряжения, сек	—	2,0	—	—	0,2	—
Общая длительность всех перенапряжений, сек	—	4,0	—	—	0,4	—
Общее число перенапряжений при выключениях двигателя	—	3,0	1,0	—	1,0	2,0
Максимальная длительность одного перенапряжения, сек	—	1,6	0,2	—	0,2	0,2
Общая длительность всех перенапряжений, сек	—	2,8	0,2	—	0,2	0,4
II. На двигателе ДСК-260-24/36						
Общее число перенапряжений	250,0	58,0	8,0	5,0	—	—
Максимальная длительность одного перенапряжения, не более, сек	197,0	5,0	1,4	1,2	—	—
Общая длительность всех перенапряжений, сек	846,2	42,6	6,4	2,2	—	—
III. На генераторных шинах 6-кв электростанции						
Общее число перенапряжений	49,0	10,0	3,0	1,0	—	—
Максимальная длительность одного перенапряжения, сек	170,0	131,0	2,0	0,2	—	—
Общая длительность всех перенапряжений, сек	772,0	287,7	2,4	0,2	—	—

АМП, опытная эксплуатация которых показала, что они удовлетворяют предъявляемым к ним требованиям. Номинальное напряжение, уровни регистрации и скорость отсчета таких приборов могут быть легко изменены в зависимости от конкретной схемы, для которой они предназначены.

ЛИТЕРАТУРА

1. Заседания комитета № 17 (генераторы) Международной конференции по большим электрическим системам (CIGRE), «Электричество», 1962, № 6.
2. Анализ аварий и случаев брака в работе на электростанциях и в сетях энергосистем за 1961 г., Госэнергоиздат, 1963.
3. Ю. А. Михайлов, И. Ф. Половой, И. В. Черняев, Автоматическая регистрация внутренних перенапряжений

ний в высоковольтных сетях, «Электрические станции», 1961, № 12.

4. R. Gert, J. Jirku, V. Kalousek, V. Vgskocil, Statistical surveys of overvoltages, the coordination of insulation between phases and the electric strength to switching surges. CIGRE, 1962, p. 415.

5. В. Д. Юренков, Г. А. Дорф, Регистратор уровня перенапряжений в сетях 6 и 10 кВ, «Электричество», 1958, № 11.

6. E. Fischer, Erfahrungen mit Überspannungs-Punktschreibern, ETZ, A, 1960, № 17.

7. G. Gary, M. Monnet, Les Compteurs de surtension, Bull. Soc. Franc. Electr., 1959, 7^e serie, t. IX, № 104.

8. L. Richard, Compteurs de surtensions pour reseaux a haute tension, Bull. Soc. Royale Belge des Electriciens, 1960, t. 76, № 2.

9. И. Е. Горон, Корректирование амплитудно-частотных искажений, Связьиздат, 1963.

10. Л. Н. Кораблев, Лампы с холодным катодом, Изд. АН СССР, 1961.

Тахогенератор типа униполярной машины для исследования пусковых характеристик

Ю. Л. ЦИРЛИН

Применение для регистрации скорости вращения тахогенераторов униполярного типа, напряжение которых свободно от пульсаций, известно давно, но тахогенератор с возбуждением от нескольких подковообразных магнитов развивал лишь около 10 мВ при 3000 об/мин и мог работать только с ртутным контактом на вибратор повышенной чувствительности, что и ограничило область его применения.

В лаборатории исследований электрических машин Ленинградского филиала ВНИИЭМ в 1960 г.

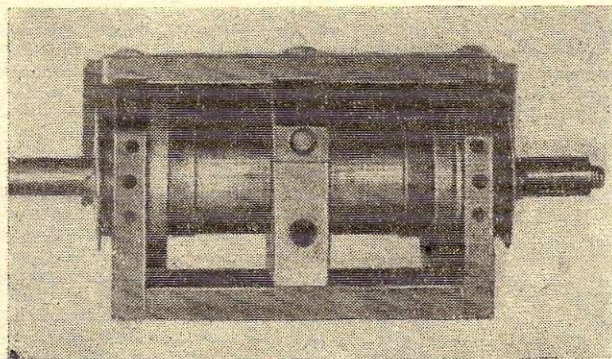


Рис. 1. Макет тахогенератора.

разработана конструкция униполярного тахогенератора с вращающимися постоянными магнитами, магнитный поток которых используется практически полностью.

В первых опытах был использован постоянный магнит из сплава АН-2, длиной 75 мм при диаметре 30 мм, насаженный на вал из немагнитной стали.

При 3000 об/мин максимальная э. д. с. составляла около 6 мВ. В замкнутом магнитопроводе на том же магните была получена э. д. с. около 12 мВ при 3000 об/мин.

Дальнейшая работа над конструкцией тахогенератора привела к идее встречного намагничивания двух сердечников; при этом отпадала необходимость иметь промежуточные скользящие контакты на оси.

Для проверки данного положения был изготов-

лен макет, в котором использован упомянутый магнитопровод и два ротора с составными сердечниками из сплава АНКО-2 и втулок из стали марки Ст. 3 (рис. 1), один из них — с длиной магнитов около 20 мм при диаметре 28,5 мм и второй — с длиной магнитов около 10 мм при том же диаметре.

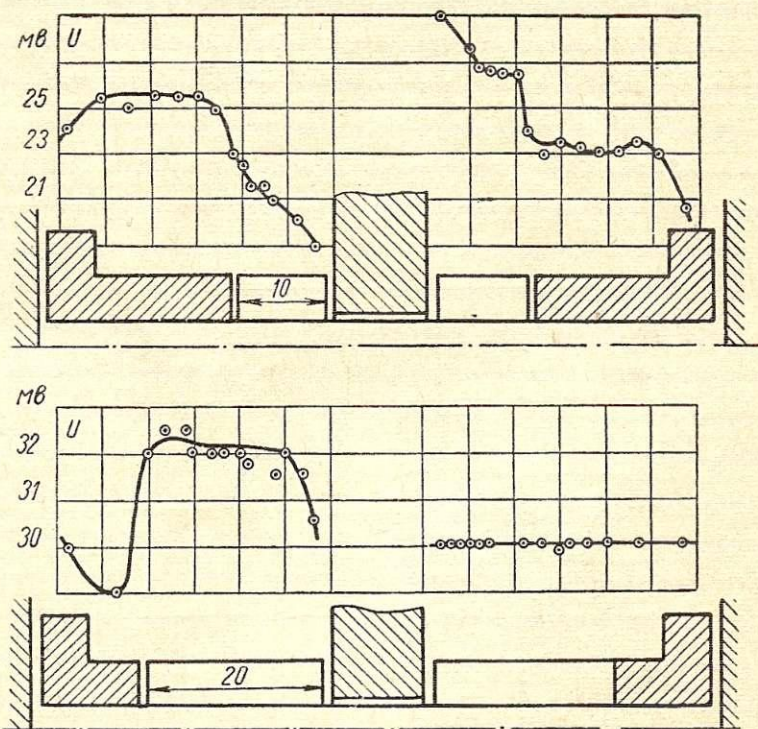


Рис. 2. Распределение э. д. с. по поверхности магнитов.

На рис. 2 представлены кривые э. д. с. при скорости вращения 3000 об/мин; только на одном сердечнике распределение э. д. с. равномерно, что свидетельствует об отсутствии воздушного зазора между постоянным магнитом и стальной втулкой, а также об отсутствии существенного потока рассеяния, вызванного наличием воздушных зазоров по торцам.

В остальных случаях в местах стыков магнитов и стальных втулок отмечаются спады в кривой

э. д. с., обусловленные наличием случайных воздушных зазоров на пути магнитного потока.

Внешние характеристики (рис. 3) имеют практически одинаковый наклон, который обусловлен

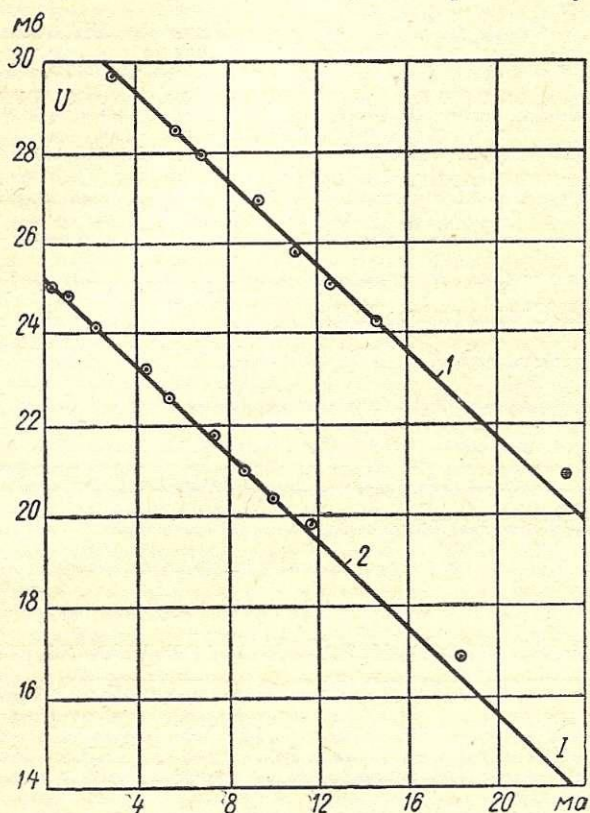


Рис. 3. Внешние характеристики макета.

только падением напряжения в щеточном контакте. Размагничивающим действием реакции якоря при токах нагрузки 20—30 мА, протекающих по одному витку, можно пренебречь.

На рис. 4 приведены кривые размагничивания для материала АНКО-2 (по справочным данным) и точки, соответствующие действительной индук-

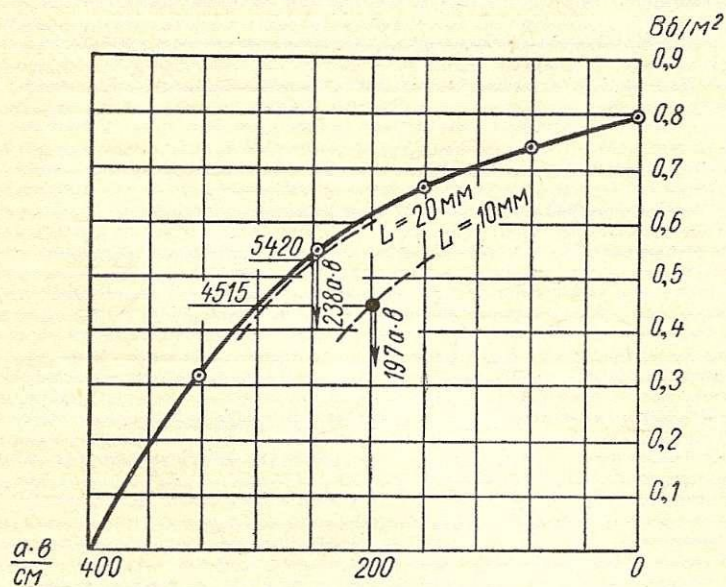


Рис. 4. Кривые размагничивания для сплава АНКО-2.

ции в случаях разной длины магнитов, полученные по измеренной э. д. с.

Размагничивающая м. д. с. на воздушный зазор при длине магнитов 20 мм составляет 238 а·в при средней индукции 5420 гс.

Поток рассеяния (в основном по валу) достигает примерно 2% от полного.

Аналогично подсчитанный поток рассеяния при длине магнитов 10 мм составляет 25% от полного.

На основании этих опытов наименьшее отношение радиуса магнита к его осевой длине для материала АНКО-2 следует брать порядка единицы.

Окончательная конструкция тахогенератора представлена на рис. 5. Корпус, он же магнитопро-

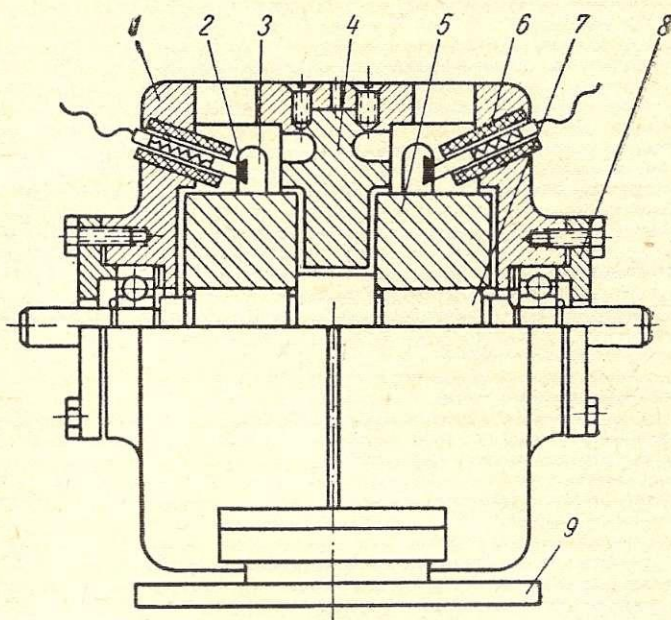


Рис. 5. Конструкция тахогенератора.

1 — крышка корпуса; 2 — контактное кольцо; 3 — токосъемное кольцо; 4 — разъемный вкладыш; 5 — постоянный магнит; 6 — щеткодержатель; 7 — вал; 8 — крышка; 9 — подставка.

вод, сделан из армо с минимальным количеством разъемов по путям магнитного потока и состоит из трех основных частей: двух крышек и разъемного вкладыша. Ротор состоит из немагнитного вала, на который насажены с обоих концов два цилиндрических постоянных магнита и два токосъемных кольца. Латунные токосъемные кольца насаживаются на периферию магнитов в горячем состоянии и имеют кольцевые канавки, в которые запрессовываются серебряные контактные кольца.

Серебряно-графитные щетки устанавливаются в миниатюрных щеткодержателях обычной для мелких машин конструкции.

Для выверки воздушных зазоров предусмотрены отверстия в крышках и вкладыше.

После сборки при помощи временной намагничивающей обмотки сечением около 6 мм², образующей по три витка на каждом постоянном магните, кратковременным импульсом тока постоянного направления (1500 а в течение 0,03—0,08 сек) производится намагничивание, и затем обмотка снимается.

Сопряжение вала тахогенератора с валом исследуемой машины для измерения скорости вращения можно выполнить посредством резиновой трубки. Для регистрации скорости вращения с целью определения ускорения необходимо приме-

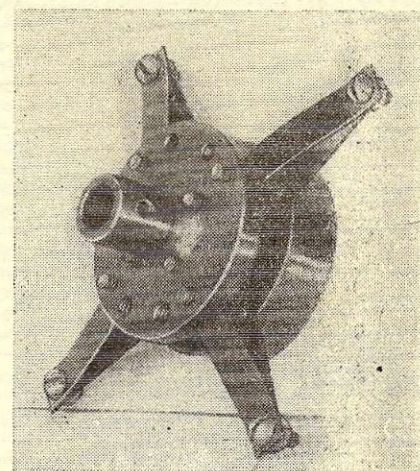


Рис. 6. Устройство для сопряжения тахогенератора.

нять сопряжение, которое обеспечивает передачу вращающего момента без искажения и в то же время обладает эластичностью в осевом направлении. Подобного рода сопряжение было разработано в лаборатории; на рис. 6 представлена его фотография.

Ввиду того, что тахогенератор представляет собой металлическую конструкцию, не имеющую изоляции между конструктивными и токоведущими частями, в некоторых случаях следует принять меры по изолированию всего устройства от корпуса или от вала исследуемого механизма, если

последний имеет потенциал, отличный от нуля, например потенциал подшипниковых токов.

Верхним пределом скорости вращения, по соображениям механической прочности, следует считать около 20 000 об/мин.

Исследование тахогенератора ТГУ-0

Опытный образец тахогенератора ТГУ-0, изготовленный в 1961 г. (рис. 7), имел длину магнитов из материала АНКО-4-ГИ2 21 мм при диаметре 50 мм ($\frac{l}{R} = 0,85$).

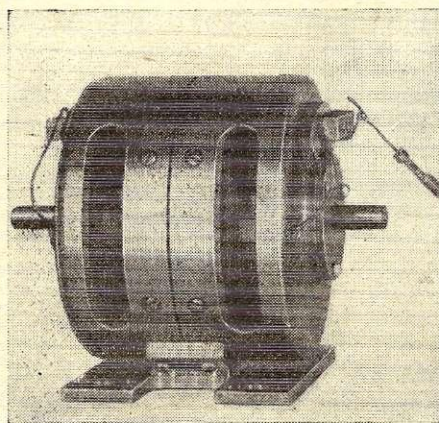


Рис. 7. Общий вид тахогенератора типа ТГУ-0.

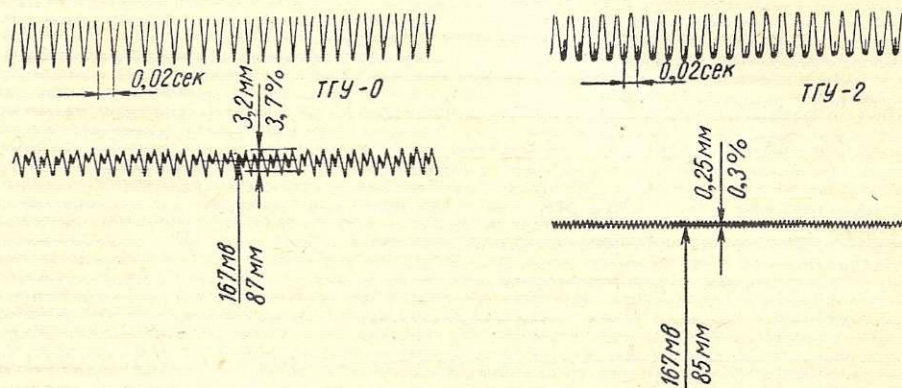


Рис. 8. Форма кривой э. д. с. тахогенератора ТГУ-0 и ТГУ-2.

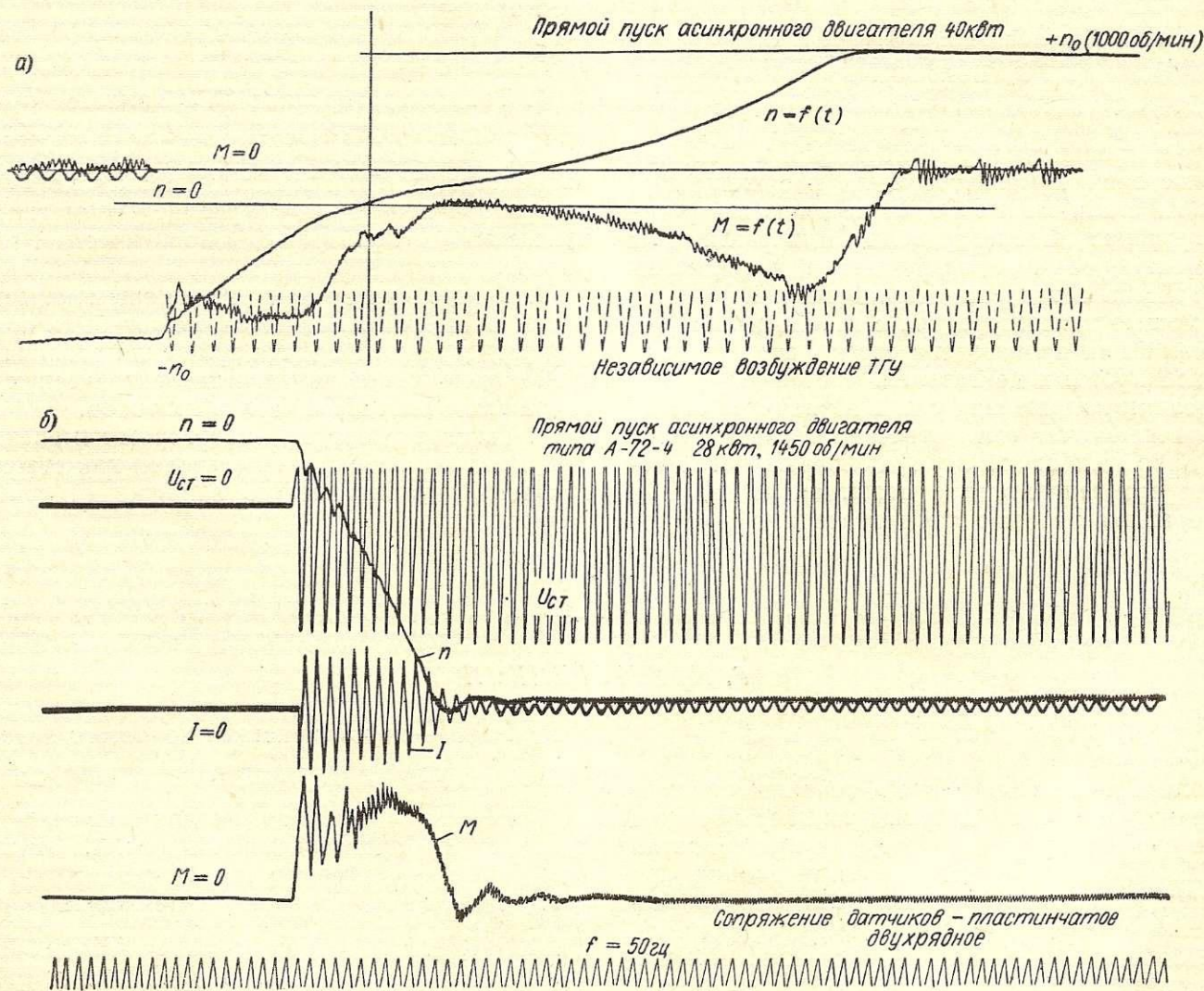


Рис. 9. Осциллограммы пусков асинхронных двигателей.

Осциллограмма э. д. с. приведена на рис. 8; как видно из рисунка, в кривой имеются значительные пульсации, составляющие около $\pm 2\%$ от среднего значения. Величина э. д. с. при холостом ходе (167 мв при 3000 об/мин) удовлетворительно совпадает с расчетным значением.

Вес тахогенератора — около 3 кг.

Поиски причин, вызывающих пульсации напряжения тахогенераторов, привели к обнаружению раковин в отливках постоянных магнитов.

Для проверки влияния раковин на пульсацию напряжения был проделан опыт, заключающийся в переходе от возбуждения с помощью постоянных

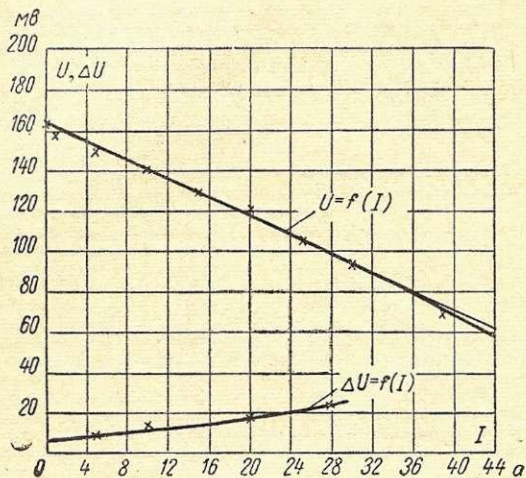


Рис. 10. Внешняя характеристика и падение напряжения в скользящем контакте и роторе тахогенератора.

магнитов к независимому возбуждению. На вал вместо постоянных магнитов были насажены сердечники из стали марки Ст. 3, не имеющие раковин. В крышках магнитопровода были размещены две временные обмотки возбуждения, а токосъемное устройство оставлено без изменений.

С помощью тахогенератора с независимым возбуждением была произведена запись скорости при пусках асинхронных двигателей.

Пульсации напряжения стали незначительными, и их наличие может быть отнесено в равной мере за счет вибрации осциллографа, погрешностей сопряжения тахогенератора с испытуемым двигателем и неравномерности хода двигателя.

На рис. 9 приведены две осциллограммы прямых пусков асинхронных двигателей, скорость вращения которых записана с помощью тахогенератора ТГУ-0 с независимым возбуждением и ТГУ-2 с возбуждением от постоянных магнитов.

Форма кривой ТГУ-2 представлена на рис. 8.

Для определения наибольшей возможной токовой нагрузки была произведена установка двух дополнительных щеткодержателей на каждое контактное кольцо.

Внешняя характеристика тахогенератора и падение напряжения в скользящем контакте и теле ротора представлены на рис. 10.

Анализ результатов испытаний тахогенератора при больших токах показывает, что значительное падение напряжения происходит между щеткой и зажимами, тогда как действие реакции якоря сказывается сравнительно слабо.

При нагрузке тахогенератора получено соотношение

$$\frac{U}{I} = \frac{100 \cdot 10^{-3}}{28} = 3,6 \cdot 10^{-3}$$

Если понадобится, от тахогенератора можно получить ток порядка 100 а, но при этом, вероятно, потребуется принудительное охлаждение и изменение конструкции токосъемных колец: приварка серебряного контактного кольца непосредственно к сердечнику и переход на радиальное расположение щеткодержателей.

Выводы

1. Тахогенератор типа ТГУ является прибором высокого класса; точность измерения скорости вращения зависит от класса применяемого милливольтметра, так как внешняя характеристика тахогенератора при токах, потребляемых магнитоэлектрическими приборами, практически горизонтальна.

2. Тахогенератор при надлежащем качестве отливок постоянных магнитов может быть применен для регистрации скорости вращения различных машин и механизмов на магнитоэлектрических осциллографах с вибраторами любых типов.

3. Тахогенератор, при некотором изменении конструкции, может быть использован как стабильный источник питания низкого напряжения при токах нагрузки до 100 а.

Индуктивное сопротивление Потье неявнополюсных машин

Г. М. ХУТОРЕЦКИЙ

I.

Характеристики насыщенной машины зависят от рассеяния обмотки возбуждения, которое при нагрузке соответственно больше, чем при холостом ходе. Для учета этого обстоятельства вводят, при построении диаграмм, фиктивное индуктивное сопротивление Потье рассеяния обмотки статора x_p , которые больше сопротивления рассеяния обмотки статора x_s .

Индуктивное сопротивление Потье экспериментально определяется из двух характеристик turbo-

генератора — характеристики холостого хода и нагрузочной характеристики при $\cos \varphi = 0$ и номинальном токе статора.

Построения, необходимые для получения сопротивления x_p , произведены на рис. 1. От точки В на нагрузочной характеристике $\cos \varphi = 0$, $I = 1$, соответствующей номинальному напряжению, влево откладывается ток $i_k = AB$ короткого замыкания; через точку А проводят прямую, параллельную начальной части характеристики холостого хода, до пересечения с кривой холостого хода в точке С. Тогда отрезок CD будет представлять индуктивное со-

противление Потье x_p . Величина x_p будет зависеть от степени насыщения машины и, следовательно, напряжения. Треугольник Потье $A'B'C'$ построен также в начале координат, там же показан треугольник короткого замыкания $A'F'B'$.

Общепринятое определение x_p в соответствии с построением, показанным на рис. 1, производится обычно по опытным характеристикам холостого хода и нагрузочной.

Существуют также и различные способы расчета сопротивления x_p . Достаточно благоприятные результаты могут быть получены следующим образом [Л. 1].

При работе турбогенератора под нагрузкой в режиме с номинальным током статора и $\cos \varphi = 0$ рабочий поток в воздушном зазоре можно определить по величине напряжения, равной $U(1+x_s)$ — рис. 2. Величину же потока в роторе можно приближенно принять соответствующей напряжению $U(1+x'_d)$, предполагая, что рассеяние обмотки возбуждения приблизительно равно переходному синхронному сопротивлению по продольной оси x'_d , за вычетом x_s . В этом случае степени насыще-

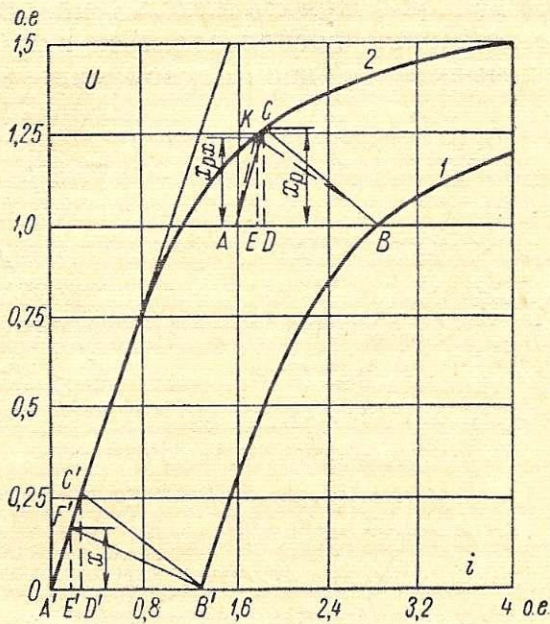


Рис. 1. К определению индуктивного сопротивления Потье.

1 — характеристика холостого хода; 2 — нагрузочная характеристика при $\cos \varphi = 0$.

ния сердечника статора и ротора будут при нагрузке различными.

Индуктивное сопротивление x_p , очевидно, может быть определено по формуле (рис. 2):

$$x_p = x_s + (x'_d - x_s)k; \quad (1)$$

здесь коэффициент k , меньший единицы, должен отразить степень насыщения самого ротора по отношению к остальной магнитной цепи. Он может быть найден по характеристике намагничивания ротора и статора и намагничивающей силы, необходимой для проведения потока через ротор, как это показано на рис. 2. Поток $(x'_d - x_s)$ на кривой намагничивания ротора соответствует намагничивающей силе ΔF_2 , этой же силе ΔF_2 на кривой намагничивания ротора и статора будет соответствовать поток $(x_p - x_s)$.

Для выполненных двухполюсных турбогенераторов выражение (1) может быть представлено

следующим образом:

$$x_p = x_e + 0,65(x'_d - x_s) [o. e.]. \quad (2)$$

Рассчитанная таким образом величина индуктивного сопротивления Потье оказывается близкой к величине

$$x_p = 0,85x'_d. \quad (3)$$

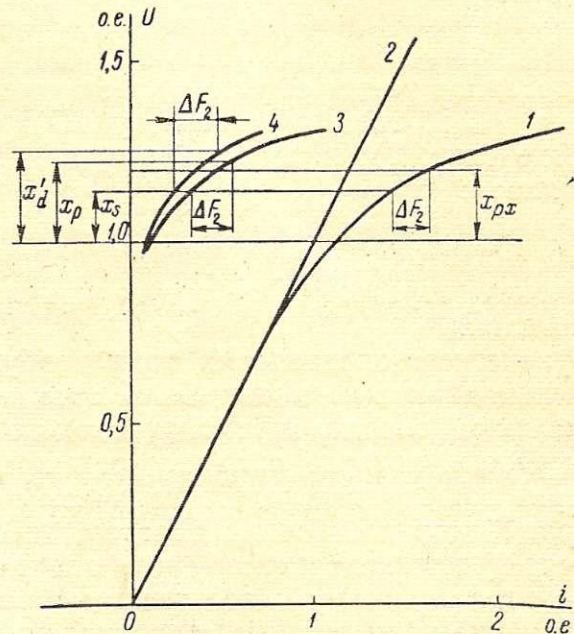


Рис. 2. К расчету сопротивления Потье.

1 — характеристика холостого хода; 2 — спрямленная характеристика холостого хода; 3 — намагничивающая сила статора и ротора; 4 — намагничивающая сила тела и зубцов ротора.

Значения x_p по выражениям (2) и (3) для некоторых крупных турбогенераторов представлены в табл. 1.

Формулами (1), (2) и (3) можно пользоваться при расчетном определении индуктивного сопротивления x_p .

Таблица 1

Мощность турбогенератора, Мвт	Значения x_p					Ток возбуждения при нагрузке, а		
	2p	x'_d , o. e.	x_s , o. e.	k	x_p , o. e.		опыт	диаграмма Потье
					по выражению (2)	по выражению (3)		
100	2	0,260	0,155	0,586	0,223	0,221	1600	1590
150	2	0,310	0,190	0,775	0,268	0,264	2020	2010
200	2	0,250	0,140	0,636	0,213	0,212	2180	2190
200	2	0,273	0,166	0,760	0,236	0,232	2680	2645
300	2	0,260	0,150	0,682	0,222	0,221	—	2890

Как видно из формулы (3), сопротивление x_p незначительно отличается от x'_d , и это связано с тем, что степень насыщения ротора в современных турбогенераторах обычно больше, чем статора, особенно при применении холоднокатаной электротехнической стали.

В принятой схеме определения фиктивного рабочего потока за внутренней э.д.с. $E_p = U(1+x_p)$ этот поток будет существовать в воздушном зазоре, однако, поскольку прямая сопротивления воздушного зазора не участвовала в определении k по уравнениям (1) и (2), то, очевидно, при построении

диаграммы Потье с помощью x_p по выражениям (1), (2) и (3) должно быть введено действующее значение тока реакции якоря:

$$i_{adx} = i_k - x_p i_{\delta},$$

где i_{δ} — ток холостого хода при номинальном напряжении по прямой воздушного зазора, а также индуктивное сопротивление реакции якоря по продольной оси:

$$x_{adx} = x_d - x_p.$$

Определенное таким образом действующее значение тока i_{adx} соответствует отрезку BD треугольника Потье (рис. 1), который будет меньше тока реакции якоря:

$$i_{ad} = i_k - x_s i_{\delta},$$

определяемого отрезком $B'E$ треугольника короткого замыкания.

При расчетном определении тока возбуждения и построении диаграмм может быть предложено и несколько иное определение индуктивного сопротивления Потье, которое обладает тем преимуществом перед общепринятым, что количество расчетных операций при построении диаграмм несколько снижается, и тем недостатком, что оно не будет равно x_p , определенному классическим образом.

Определение индуктивного сопротивления Потье произведем, исходя из условия, что действующее значение тока реакции якоря будет таким же, как и в треугольнике короткого замыкания:

$$i_{adx} = i_{ad}.$$

Для этого на рис. 1 влево от точки B следует отложить $BE = i_{ad}$. Проведя перпендикуляр из точки E до пересечения с кривой холостого хода в K , получим отрезок EK , равный новому значению индуктивного сопротивления Потье, которое обозначим x_{px} . Оно, очевидно, будет меньше, чем x_p , за счет увеличения тока реакции якоря.

И в данном случае сопротивление x_{px} может быть определено аналогично x_p , т. е.

$$x_{px} = x_s + (x'_d - x_s) k_x; \quad (4)$$

здесь коэффициент k_x должен быть найден по кривой намагничивания ротора и кривой холостого хода, как показано на рис. 2.

Для выполненных двухполюсных турбогенераторов выражение (4) может быть представлено в следующем виде:

$$x_{px} = x_s + 0,48 (x'_d - x_s) [o. e.]. \quad (5)$$

Расчитанная таким образом величина индуктивного сопротивления x_{px} для крупных турбогенераторов оказывается близкой к величине

$$x_{px} = 0,80 x'_d. \quad (6)$$

Значения x_{px} по выражениям (5) и (6) для тех же турбогенераторов, что и в табл. 1, приведены в табл. 2.

Величина x_{px} оказывается несколько ниже x_p . Формулами (4), (5) и (6) можно пользоваться при расчетном определении индуктивного сопротивления x_{px} .

При построении диаграмм с помощью x_{px} действующим значением тока реакции якоря, как отмечалось, будет i_{ad} и индуктивное сопротивление

Значения x_{px}

Мощность турбогенератора, Мвт	k_x	x_{px} , о. е.		Ток возбуждения при нагрузке по диаграмме Потье, а
		по выражению (5)	по выражению (6)	
100	0,475	0,206	0,208	1590
150	0,500	0,248	0,248	2010
200	0,455	0,193	0,200	2190
200	0,500	0,218	0,220	2650
300	0,455	0,203	0,208	2900

реакции якоря x_{ad} , в то время как вместе с x_p должны использоваться i_{adx} и $x_{adx} = x_d - x_p$.

Токи возбуждения, рассчитанные с помощью x_p или x_{px} , дают хорошее совпадение с опытными данными по крупным турбогенераторам, как это следует из табл. 1 и 2.

II.

Индуктивными сопротивлениями Потье x_p или x_{px} (далее значок x при x_p или x_{ad} не ставится), как известно, можно воспользоваться при построении диаграммы э. д. с. насыщенной машины.

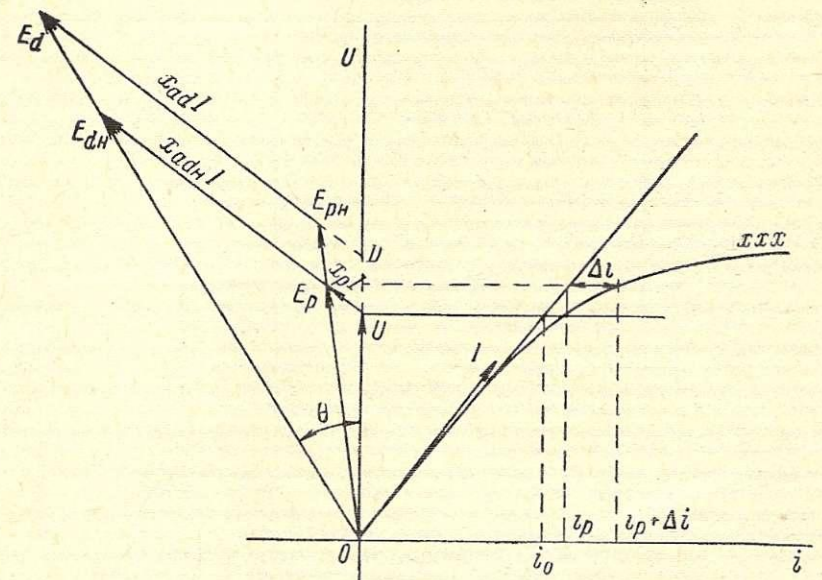


Рис. 3. Векторная диаграмма э. д. с. насыщенной неявнополюсной машины.

При определении токов возбуждения при нагрузке не требуется введение насыщенных значений x_d и x_q . При построении векторных диаграмм э. д. с. в теории устойчивости вводят понятия насыщенных и эквивалентных значений синхронных индуктивных сопротивлений x_{dH} и x_{qH} .

При определении насыщенных значений x_{dH} и x_{qH} исходят из того, чтобы рабочий угол θ в машине сохранился таким же, как и в диаграмме насыщенной машины с внутренней э. д. с. $E_{pH} = k_p E_p$, и чтобы угловая характеристика мощности сохранила такую же связь с насыщенными параметрами, как и в ненасыщенной машине.

Поскольку для турбогенераторов в ненасыщенном состоянии синхронные индуктивные сопротивления по обеим осям практически равны ($x_d = x_q$), то векторная диаграмма э. д. с. будет такой, как это показано на рис. 3, откуда следует, что насыщен-

ное значение x_{dH} определяется по выражению

$$x_{dH} = x_p + (x_d - x_p) \frac{1}{k_p}, \quad (7)$$

где k_p — коэффициент насыщения в точке рабочего потока (рис. 3):

$$k_p = \frac{i_p + \Delta i}{i_p}.$$

Это определение вытекает из построения диаграммы э. д. с. насыщенной машины с сохранением рабочего угла θ и угловой характеристикой неявнополюсной машины вида:

$$P = \frac{E_{dH} U}{x_{dH}} \sin \theta.$$

Очевидно, что и насыщенное значение x_{qH} из представленной диаграммы будет:

$$x_{qH} = x_p + (x_q - x_p) \frac{1}{k_p}, \quad (8)$$

т. е. при таком учете насыщения машина будет неявнополюсной, как и в ненасыщенном состоянии ($x_{qH} = x_{dH}$).

В действительности, как известно, поперечная реакция якоря в насыщенной машине вызывает дополнительное насыщение и ослабление продольного поля. Это явление отражается как на величине x_{qH} , так и на рабочем угле машины, и, следовательно, угловая характеристика такой машины должна быть такой же, как и у явнополюсной машины. Определение x_{qH} по выражению (8) является поэтому теоретически не вполне точным.

Расчет насыщенного значения x_{qH} для построения векторной диаграммы мог бы быть произведен простейшим образом из диаграммы Потье при условии, что ток возбуждения под нагрузкой, полученный из этой диаграммы, удовлетворительно совпадает с измеренным, что в практических случаях всегда имеет место.

При построении токовых и векторных диаграмм э. д. с. исходят из того, что насыщение по продольной оси ротора вызывается результирующим потоком в воздушном зазоре (за сопротивлением x_p). В действительности по продольной оси ротора будет действовать результирующий поток э. д. с. E_l , определяемой сложением векторов E_p и $I_q x_{aq}$, как это показано на рис. 4. Данному потоку будет соответствовать ток i_l по характеристике холостого хода. Если бы наличие поперечного потока, обусловленного поперечной реакцией якоря $I_q x_{aq}$, не вызывало дополнительного насыщения магнитопровода, то э. д. с. E_p должен был бы соответствовать ток i_{pl} , полученный на продолжении прямой, проходящей через точку продольного потока. Току возбуждения $\Delta i_l = i_p - i_{pl}$ на рис. 4 в этом случае может быть приписан смысл увеличения тока возбуждения, связанного с насыщением магнитопровода поперечным потоком и, следовательно, уменьшением результирующего потока в воздушном зазоре (как в машине постоянного тока).

Если предположить, что уменьшение результирующего потока в воздушном зазоре происходит за счет уменьшения поперечного потока, то индуктивное сопротивление реакции якоря по поперечной оси можно представить так:

$$x_{qHx} = x_p + (x_d - x_p) \frac{i_{pl}}{i_{pl} + \Delta i_l}. \quad (9)$$

В этом случае диаграмма э. д. с. насыщенной машины с заменой x_{qH} на x_{qHx} будет иметь меньший угол θ и увеличенное падение напряжения по продольной оси, с тем, чтобы величина E_d сохранилась той же, как и без учета насыщения x_{qHx} ; следовательно, $E_d = OA$. Однако, поскольку увеличение продольной реакции якоря при уменьшении угла θ незначительно, то насыщенное значение x_{dH} можно и в этом случае практически определять по выражению (7), а насыщенное значение x_{qH} — по выражению

$$x_{qH} = x_p + (x_q - x_p) \frac{1}{k_p} \cdot \frac{1}{k_l}; \quad (10)$$

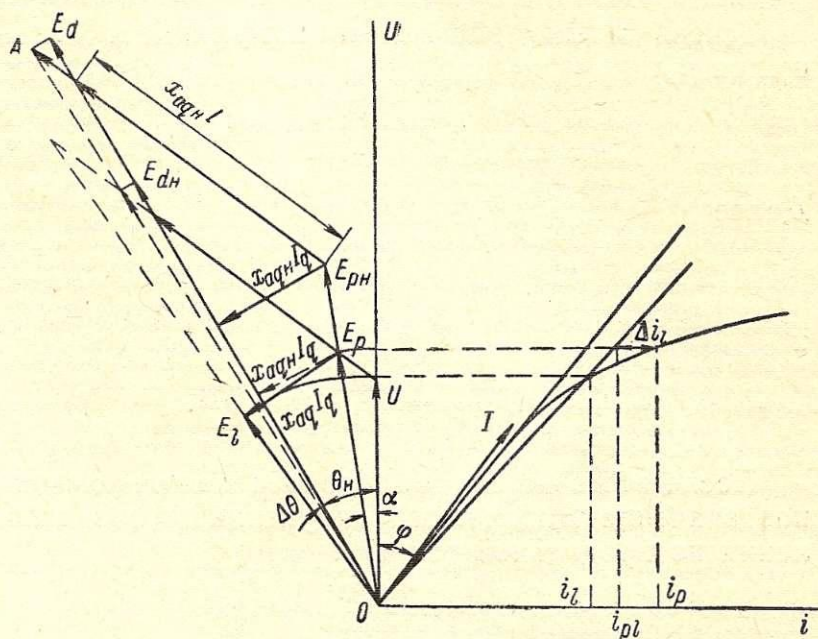


Рис. 4. Векторная диаграмма э. д. с. с учетом насыщения по поперечной оси.

угловая характеристика мощности будет:

$$P = \frac{E_{dH} U}{x_{qH}} \sin \theta + \frac{U^2}{2} \left(\frac{1}{x_{qH}} - \frac{1}{x_{dH}} \right) \sin 2\theta;$$

$$E_{dH} = \frac{E_d}{k_p}.$$

III.

Рассмотрим пример. Для турбогенератора $x'_d = 0,273$, $\cos \varphi = 0,85$, $i_H = 1780$ а, $i_s = 967$ а, $x_l = 0,166$.

Сначала построим насыщенную диаграмму э. д. с. без учета изменения x_{qHx} . По формуле (2) определим x_p :

$$x_p = 0,166 + 0,65(0,2 + 3 - 0,166) = 0,236.$$

Внутренняя э. д. с. E_p за x_p будет:

$$\begin{aligned} E_p &= \sqrt{\cos^2 \varphi + (x_p + \sin \varphi)^2} = \\ &= \sqrt{0,85^2 + (0,527 + 0,236)^2} = 1,142. \end{aligned}$$

По кривой холостого хода для этой э. д. с. соответствует ток $i_p = 1345$ а.

Найдем угол α :

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha &= \frac{x_p \cos \varphi}{1 + x_p \sin \varphi} = \\ &= \frac{0,236 \cdot 0,85}{1 + 0,236 \cdot 0,527} = 0,178; \quad \alpha = 10^\circ 06'; \end{aligned}$$

тогда:

$$\psi = \varphi + \alpha = 31^{\circ}50' + 10^{\circ}06' = 41^{\circ}56'.$$

Находим действующее значение реакции якоря:

$$i_{adx} = 1780 - 0,236 \cdot 967 = 1552 \text{ а},$$

после чего определим номинальный ток возбуждения:

$$i_n = \sqrt{(i_p + i_{adx} \sin \psi)^2 + (i_{adx} \cos \psi)^2} = \\ = \sqrt{(1345 + 1552 \cdot 0,668)^2 + (1552 \cdot 0,744)^2} = 2645 \text{ а};$$

следовательно,

$$E_d = \frac{2645}{967} = 2,735.$$

Теперь можно определить коэффициент насыщения k_p :

$$k_p = \frac{i_p}{i_0 E_p} = \frac{1345}{967 \cdot 1,142} = 1,22.$$

Далее

$$x_d = \frac{i_k}{i_0} = \frac{1780}{967} = 1,84$$

и

$$x_{adx} = \frac{i_{adx}}{i_0} = \frac{1552}{967} = 1,604.$$

После этого может быть определено насыщенное значение синхронного индуктивного сопротивления по продольной оси (7):

$$x_{dн} = 0,236 + \frac{1,604}{1,22} = 1,55$$

и насыщенное значение э. д. с.

$$E_{dн} = \frac{E_d}{k_p} = \frac{2,735}{1,22} = 2,24.$$

Без учета уменьшения x_q угловая характеристика мощности будет:

$$P = \frac{2,24}{1,55} \sin \theta = 1,445 \sin \theta.$$

При коэффициенте мощности 0,85 найдем рабочий угол:

$$\sin \theta = \frac{0,85}{1,445} = 0,588; \quad \theta = 36^{\circ}.$$

Статическая перегружаемость равна:

$$S = \frac{1,445}{0,85} = 1,7.$$

На этом построение обычной диаграммы насыщенной машины заканчивается.

Внесем поправку на ослабление поперечного потока реакции якоря.

Определим рабочий угол θ ненасыщенной машины:

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{x_d \cos \varphi}{1 + x_d \sin \varphi} = \\ = \frac{1,84 \cdot 0,85}{1 + 1,84 \cdot 0,527} = 0,794; \quad \theta = 38^{\circ}27'.$$

Э. д. с. E_l вычислим по формуле

$$E_l = \sqrt{E_p^2 - [x_{aq} \cos(\varphi + \theta)]^2} = \\ = \sqrt{1,142^2 - (1,604 \cdot 0,3373)^2} = 1,006.$$

Этой э. д. с. E_l соответствует по характеристике холостого хода ток $i_l = 1050 \text{ а}$, и следовательно,

$$i_{pl} = i_l \frac{E_p}{E_l} = 1050 \cdot \frac{1,142}{1,006} = 1190 \text{ а}.$$

Теперь можно определить $x_{qнх}$ по выражению (9):

$$x_{qнх} = 0,236 + 1,604 \cdot \frac{1190}{1345} = 1,656$$

и насыщенное значение $x_{qн}$ по формуле (10):

$$x_{qн} = 0,236 + 1,604 \cdot \frac{1}{1,22} \cdot \frac{1}{1,13} = 1,396;$$

следовательно, отношение насыщенных значений $x_{qн}$ и $x_{dн}$ составит 0,90.

Угловую характеристику мощности можно записать так:

$$P = 1,445 \sin \theta_n + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{1,396} - \frac{1}{1,55} \right) \sin 2\theta_n = \\ = 1,445 \sin \theta_n + 0,0355 \sin 2\theta_n.$$

Амплитуда реактивного момента будет составлять 0,0245 электромагнитного синхронного. Рабочий угол в рабочей точке $\theta_n = 34^{\circ}25'$, т. е. уменьшение рабочего угла с учетом сделанной поправки в $x_{qн}$ составит $\Delta \theta = 1^{\circ}35'$.

ЛИТЕРАТУРА

1. S. Bekwith, Approximating Potier Reactance, El. Eng., July, 1937.
2. Э. Кимбарк, Синхронные машины и устойчивость электрических систем, Госэнергоиздат, 1960.

Сталь поковки ротора турбогенератора ТВВ-500-2

А. М. ЧАЙКОВСКАЯ, А. М. ШКАТОВА

Введение

Основными требованиями к поковкам роторных валов современных мощных турбогенераторов являются:

- 1) сочетание высоких прочностных и пластических свойств;
- 2) равномерность этих свойств по сечению и длине ротора;
- 3) высокая усталостная прочность;
- 4) низкая чувствительность к концентраторам напряжений;
- 5) малая склонность к хрупкому разрушению;
- 6) минимальные остаточные напряжения;
- 7) отсутствие наружных и внутренних дефектов.

Так как поковка ротора служит одновременно и магнитопроводом, она должна обладать высокой магнитной проводимостью.

В настоящее время в Советском Союзе для изготовления роторных валов турбогенераторов мощностью 165—300 тыс. квт применяются хромо-никель-молибденовые стали (с содержанием никеля от 1,5 до 4%), которые термически обрабатываются на предел текучести 60 кг/мм².

Поковка ротора турбогенератора мощностью 500 тыс. квт, при большем диаметре по сравнению с поковками роторов турбогенераторов меньшей мощности, должна иметь более высокие прочностные свойства при сохранении пластических и магнитных свойств на том же высоком уровне.

К опытной поковке ротора турбогенератора ТВВ-500-2 были предъявлены следующие требования по механическим свойствам (на тангенциальных образцах):

- а) предел текучести $\sigma_{0,2}$ должен быть не ниже 65 кг/мм²;
- б) предел прочности $\sigma_b \geq 80$ кг/мм²;
- в) относительное удлинение $\delta \geq 16\%$;
- г) относительное сужение $\psi \geq 35\%$;
- д) ударная вязкость $a_n \geq 6$ кг·см/см².

При этом магнитная индукция B должна быть не ниже 20 000 гс при напряженности поля H , равной 500 а·в/см.

С учетом этих требований лабораторией металлов Ленинградского филиала ВНИИЭМ была принята настоящая исследовательская работа.

1. Материалы и методика исследования

Для изготовления поковок роторов турбогенераторов в разных странах применяются стали различного состава:

Англия	3% Cr—Mo; Ni—Cr—Mo
США	Ni—Mo; Ni—Mo—V
ФРГ	Cr—Ni—Mo; Cr—Ni—Mo—V
Япония	3% Cr—Mo; Ni—Mo; Ni—Mo—V
СССР	Cr—Ni—Mo (35ХН1МА, 35ХН3МА, 35ХН4МА) Cr—Ni—Mo—V (35ХН1МФА)

При выборе состава стали исходят в основном из того, что никель-молибденовые и никель-молибдено-ванадиевые (бесхромистые) стали обеспечивают наилучшие магнитные свойства; хромо-молибденовые стали (с 3% Cr) имеют наиболее высокие прочностные свойства; хромо-никель-молибденовые и хромо-никель-молибдено-ванадиевые стали дают возможность получить наиболее равномерные свойства по сечению крупных поковок, так как они являются глубоко прокаливающимися сталями. Однако эти свойства зависят не только от состава стали, но и от технологии выплавки,ковки и термической обработки, а также от размера поковок.

С целью уточнения влияния состава стали на магнитные и механические свойства, для исследования было выбрано пять составов сталей: хромо-молибденовая, хромо-молибдено-ванадиевая, никель-молибдено-ванадиевая и две хромо-никель-молибдено-ванадиевые стали с различным содержанием никеля.

Заданный состав сталей приведен в табл. 1.

Для возможности максимального использования результатов проводимой работы и перенесения их на поковки реальных роторов (диаметром 1000—1200 мм), опытные поковки были изготовлены в виде двухступенчатых заготовок диаметром 750 и 500 мм без центрального отверстия (рис. 1). Заготовки данного размера могли быть изготовлены из слитка весом 25 т. Выплавка производилась в 50-т производственной печи. Из каждой плавки один слиток разливался в вакууме, а второй — открытым способом.

Химический состав (плавочный) исследуемых сталей также приведен в табл. 1.

Химический состав исследуемых сталей

Тип стали	Состав	Содержание элементов, %									Количество Н ₂ на разливке см ³ /100 т	
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	до вакуума	после вакуума
А 3% Ni—Mo—V	Заданный Полученный	0,27—0,32 0,32	0,17—0,37 0,27	0,6—0,9 0,65	<0,02 0,013	<0,020 0,018	2,5—3,0 2,77	0,25 0,25	0,4—0,6 0,47	0,08—0,15 0,12	— 4,0	— 2,3
Б 3% Cr—Mo—V	Заданный Полученный	0,27—0,32 0,31	0,17—0,37 0,26	0,4—0,7 0,55	<0,02 0,013	<0,020 0,015	<0,30 0,21	2,5—3,0 2,67	0,6—0,8 0,61	0,08—0,15 0,15	— 5,7	— 2,3
В (35ХНЗМФА)	Заданный Полученный	0,38—0,42 0,40	0,17—0,37 0,34	0,4—0,7 0,56	<0,02 0,015	<0,020 0,013	2,75—3,25 2,83	1,1—1,4 1,20	0,3—0,4 0,35	0,08—0,15 0,11	— 2,5	— 1,6
Г 3% Cr—Mo	Заданный Полученный	0,28—0,32 0,32	0,17—0,37 0,27	0,4—0,7 0,52	<0,020 0,017	<0,020 0,012	<0,30 0,18	3,0—3,3 3,0	0,35—0,45 0,41	— —	— —	— —
Д 35ХНМФАР (роторная)	Заданный Полученный	0,34—0,39 0,36	0,17—0,37 0,26	0,25—0,50 0,40	<0,018 0,016	<0,018 0,015	1,8—2,2 1,97	1,3—1,7 1,40	0,3—0,4 0,33	0,08—0,15 0,12	5,7	2,8

Принципиально технология изготовления поковок состояла из следующих операций:ковки, отжига, механической обработки, закалки в масле и высокого отпуска. Поковки подвергались двух- и

трехкратному отпуску, причем при каждом последующем отпуске температура повышалась, чтобы достигнуть необходимых пластических свойств.

Результаты контрольных испытаний после окончательного отпуска приведены в табл. 2. Из таблицы видно, что при относительно одинаковых пластических свойствах поковок всех сталей ($\delta = 16 \div 20\%$ $\psi = 50 \div 60\%$), как и было задано при термической обработке, наиболее высокие прочностные свойства ($\sigma_{0,2} = 70 \div 72 \text{ кг/мм}^2$) имеют поковки из стали В — хромо-никель-молибдено-ванадиевой с 3% Ni.

Самые низкие прочностные свойства ($\sigma_{0,2} = 62 \div 63 \text{ кг/мм}^2$) получены на поковках из стали А — никель-молибдено-ванадиевой.

На поковках из стали А получены также более низкие значения ударной вязкости $a_H = 5 \div 7 \text{ кг}\cdot\text{см/см}^2$; поковки из остальных сталей имеют ударную вязкость в пределах $8 \div 10 \text{ кг}\cdot\text{см/см}^2$.

У поковок из вакуумированной стали пластические и вязкие свойства несколько выше, чем у поковок из невакуумированной стали.

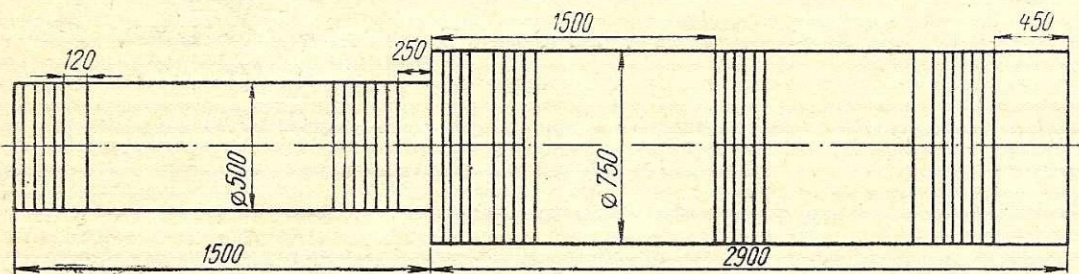


Рис. 1. Схема разрезки опытной поковки.

трехкратному отпуску, причем при каждом последующем отпуске температура повышалась, чтобы достигнуть необходимых пластических свойств. После каждого отпуска поковки подвергались контрольным (штатным) испытаниям. Образцы вырезались из конца ступени диаметром 750 мм, после отрезки отброса, на расстоянии примерно половины радиуса от поверхности, как это требуется по тех-

Таблица 2

Механические свойства поковок при контрольных испытаниях (испытания на тангенциальных образцах)

Тип стали	Способ разливки	Температура окончательного отпуска, °C	Количество отпусков	$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_b , кг/мм ²	δ , %	ψ , %	a_H , кг·см/см ²
А	Открытый	650	2	58,5—60,0	74,0—74,5	18,5—20,0	40,5—51,0	5,7—6,9
	Вакуумный	650	2	62,0—63,5	76,0—77,0	17,5—19,0	53,0—57,5	5,0—6,3
Б	Открытый	680	3	58,0—65,5	73,5—80,5	18,0—20,0	58,5—63,0	7,8—9,4
	Вакуумный	680	3	60,5—65,5	75,5—79,0	16,5—20,0	57,0—62,0	6,9—9,5
В	Открытый	635	2	71,5—72,0	86,0—88,0	16,5—18,5	50,5—53,0	9,5—11,3
	Вакуумный	635	2	70,5—72,5	86,5—87,5	17,0—20,0	46,5—57,0	10,6—11,7
Г	Открытый	635	2	64,5—70,0	81,5—88,0	13,5—16,5	44,5—56,0	6,3—7,5
	Вакуумный	620	1	67,5—73,0	85,0—91,0	16,0—16,5	54,5—56,5	7,7—14,9
Д	Открытый	660	2	63,5—64,5	79,0—79,5	12,5—18,5	23,5—47,5	8,9—10,1
	Вакуумный	660	2	64,0—64,5	79,5—80,5	18,0—19,5	52,5—55,0	9,9—10,5

Для всестороннего изучения свойств по всему объему, поковки были разрезаны в соответствии со схемой, приведенной на рис. 1, а, и исследованы по специальной программе.

Основными критериями оценки качества поковок являлись:

- 1) механические свойства;
- 2) предел усталости;
- 3) склонность стали к хрупкому разрушению;
- 4) магнитные свойства.

2. Результаты исследования

Механические свойства исследовались на тангенциальных, продольных и радиальных образцах по сечениям поковок, соответствующим верхней, средней и нижней частям слитка.

Результаты испытаний механических свойств на тангенциальных образцах приведены в табл. 3. В таблице даны минимальные и максимальные значения свойств, полученных по всему объему поковки. В скобках указаны отдельные отклонения.

Из сравнения результатов испытаний поковок по всему объему с результатами контрольных испытаний видно следующее:

1. Уровень прочностных свойств поковок сохранился, только увеличился разброс в пределах одной поковки на 3—5 кг/мм².

2. Пластические свойства всех сталей сохранились на одинаковом уровне по верхнему пределу; по нижнему пределу получены более низкие значения, чем при контрольных испытаниях.

3. Очень сильно увеличился разброс на поковках из невакуумированных сталей: по относительному удлинению — до 10%; по сужению — до 30%; по ударной вязкости — до 7 кг·см/см². Кроме того, имеются отдельные отклонения по пластическим свойствам до более низких значений у образцов, вырезанных из ликвационных зон.

В качестве примера на рис. 2 показано распределение механических свойств для поковок из стали В по двум сечениям диаметром 750 мм и одному сечению диаметром 500 мм, соответственно для верха и низа слитка. Из графиков видно, что прочностные свойства сталей вакуумированной и открытой плавок примерно одинаковы и практически не изменяются по сечению поковок.

Пластические свойства сильно различаются как

по сечению поковки, так и в зависимости от способа выплавки стали. У вакуумированной стали пластические свойства выше вследствие пониженного содержания водорода и неметаллических включений. Как видно из табл. 1, в вакуумированной жидкой стали содержание водорода в 1,5—2 раза меньше, чем в невакуумированной стали.

Пластические свойства падают к центру поковки как у обычной, так и у вакуумированной стали, однако у последней падение свойств меньше. Снижение свойств объясняется увеличением количества водорода и неметаллических включений к центру поковки. Так, например, количество остаточного водорода в поковке обычной плавки стали В на поверхности поковки составляет 0,45—0,53 см³/100 г, а в центре — 1,9—1,4 см³/100 г (содержание водорода в жидкой стали в момент разливки равнялось 2,5 см³/100 г).

Падение свойств к центру тем заметнее, чем больше диаметр поковки и меньше время, в течение которого изготовлены и испытаны образцы (см. рис. 2, а, б и в, где образцы из диска № 7а диаметром 750 мм изготовлены и испытаны ускоренно — в течение 24 час, считая с момента отрезки диска от поковки; во избежание удаления водорода путем диффузии в процессе вылеживания, образцы из дисков № 6 диаметром 750 мм и № 17 диаметром 500 мм испытаны после вылеживания).

Аналогичная картина наблюдается и в распределении свойств по сечению поковок из других сталей: также имеется большой разброс по пластическим свойствам, что связано с ликвацией неметаллических включений и количеством водорода. Так, в стали Г количество остаточного водорода на поверхности вакуумированной поковки составляло 0,5—0,7 см³/100 г, а в центре поковки — 0,9—1,2 см³/100 г; в невакуумированной стали на поверхности поковки содержание водорода было равно 0,9—1,2 см³/100 г, в центре поковки — 2—3,3 см³/100 г.

Интересно отметить, что в поковках из никелевой стали А и хромо-никелевых сталей В и Д ликвация центральная, следовательно, свойства падают к центру поковки. В поковках из хромистых сталей Б и Г ликвация кольцевая, внецентренная, что вызывает отклонения по пластическим свойствам примерно на половине радиуса.

Предел усталости стали определялся при чистом изгибе с вращением на гладких образ-

Таблица 3

Механические свойства поковок по всему объему (испытания на тангенциальных образцах)

Тип стали	Способ разливки	$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_b , кг/мм ²	δ , %	ψ , %	a_n , кг·см/см ²	Предел усталости σ_{-1} , кг/мм ²
А	Открытый	59,5—62,0	72,0—77,0	(10)	12,0—20,5	34,0—56,0	28,0
	Вакуумный	60,5—63,0	74,5—77,5	(12,5)	17,0—21,0	(21) 40,0—59,5	—
Б	Открытый	—	—	—	—	—	30,0
	Вакуумный	60,0—67,5	75,0—80,0	(13)	15,0—20,5	(3) 43,0—64,5	—
В	Открытый	68,0—77,0	84,0—89,5	(10)	13,5—20,5	(4) 18,0—56,5	38,0
	Вакуумный	69,0—72,5	84,5—88,5	(10,5)	15,0—21,5	(16,5) 36,5—61,0	—
Г	Открытый	60,0—69,0	70,0—86,0	(8)	10,0—20,0	(11,5) 21,0—66,0	28,0
	Вакуумный	67,0—75,0	84,5—93,0	(10)	12,0—19,0	(3,5) 36,0—64,5	30,0
Д	Открытый	60,5—67,5	78,5—81,5	(5)	11,0—20,0	(16,5) 36,5—58,0	35,0
	Вакуумный	63,0—66,5	78,5—82,5	—	15,5—20,0	(4,5) 35,0—61,0	37,0

Примечание. В скобках даны отдельные отклонения.

цах, вырезанных из поверхностных зон поковок. Более высокие пределы усталости ($\sigma_{-1}=38$ и 35 кг/мм^2) получены соответственно на сталях В

Кривые намагничивания для всех сталей (невакуумированных) приведены на рис. 3. Как видно из рисунка, наиболее высокими магнитными свой-

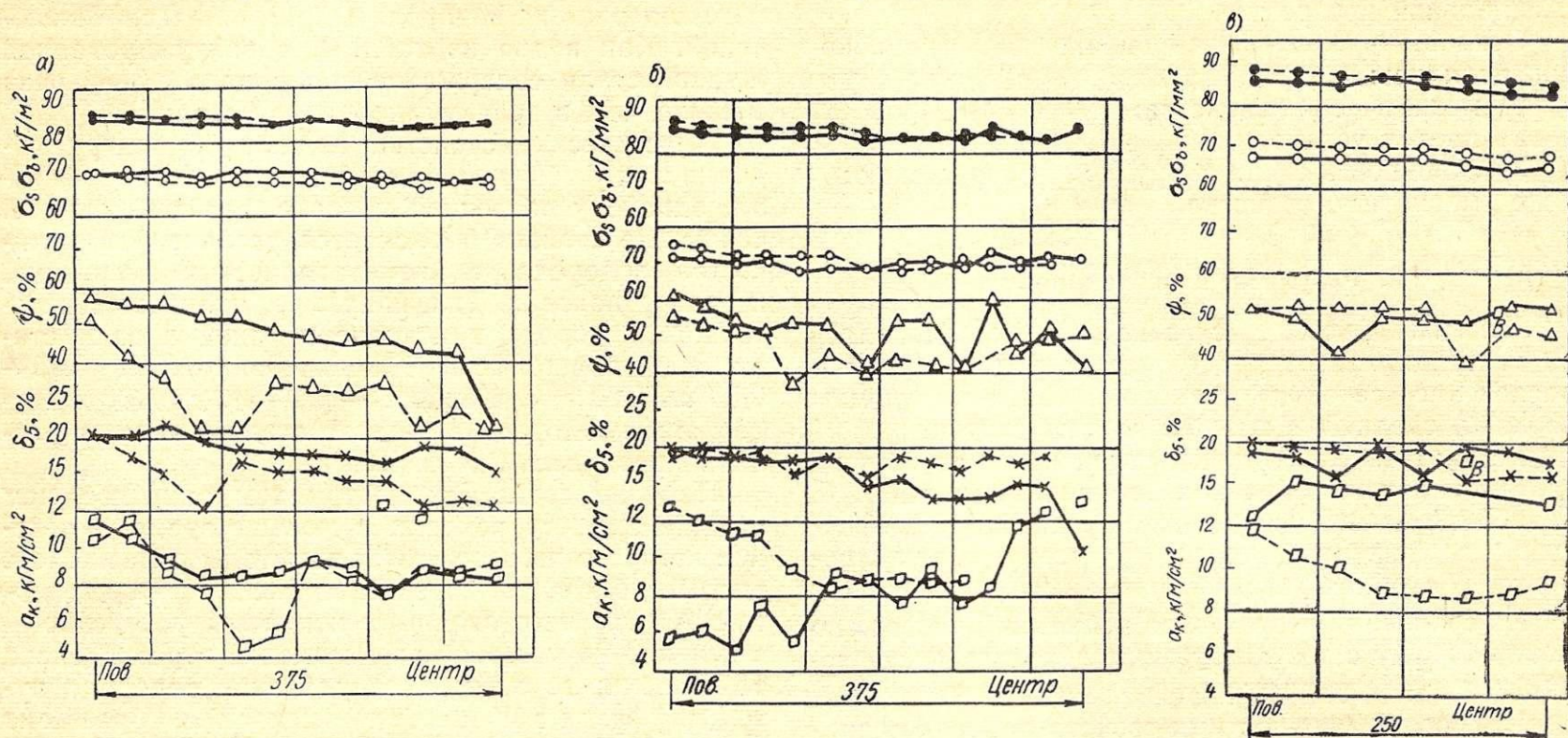


Рис. 2. Распределение механических свойств по сечению опытных поковок из стали В: а — диск диаметром 750 мм; образцы — тангенциальные, испытаны ускоренно — в течение 24 час после отрезки диска от поковки; б — диск диаметром 750 мм; образцы — тангенциальные, испытаны после вылеживания; в — диск диаметром 500 мм, образцы — тангенциальные, испытаны после вылеживания.
 - - - - - открытая плавка; ————— вакуумная плавка.

и Д. У остальных сталей предел усталости составляет 28—30 кг/мм^2 (см. табл. 3).

Магнитные свойства определялись по сечению поковок на тангенциальных образцах, вы-

ствами обладает никель-молибдено-ванадиевая сталь А, не содержащая хрома, наихудшими — хромистые стали Б и Г; хромо-никелевые стали В и Д имеют промежуточные значения.

По сечению поковок магнитные свойства практически не изменяются, за исключением незначительных отклонений в ликвационных зонах (рис. 4). Магнитные свойства вакуумированной стали несколько выше, так как в ней содержится меньшее количество немагнитной фазы в виде неметаллических включений.

Оценка склонности стали к хрупкому разрушению. В качестве критерия для оценки склонности стали к хрупкому разрушению в нашей работе была принята переходная температура. Это температура, при которой 50% площади излома ударного образца типа Шарпи с V-образным надрезом имеет кристаллическое строение, а 50% — волокнистое строение. Эта характеристика введена в стандарты на поковки роторов турбогенераторов в США (ASTM) после исследования причин разрушения нескольких таких роторов. Американские исследователи пришли к выводу, что рабочая температура ротора

должна быть выше переходной температуры во избежание хрупкого разрушения.

Испытание стали опытных поковок производилось на образцах, вырезанных из трех зон по сечению поковки: поверхностной, средней (на половине радиуса) и центральной.

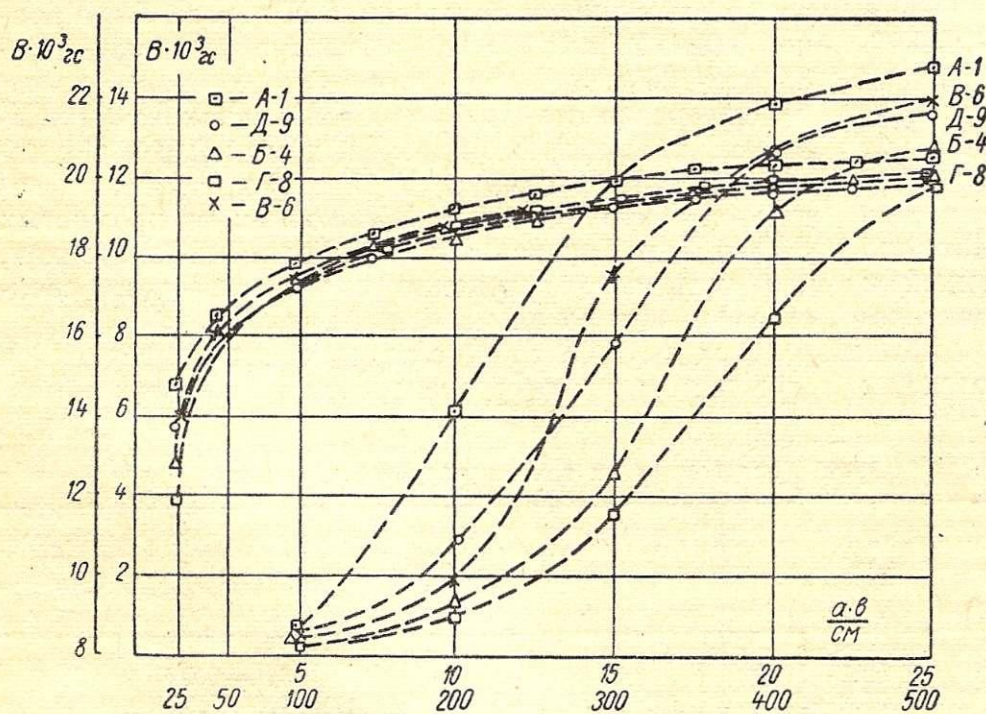


Рис. 3. Кривые намагничивания для опытных сталей.

резанных из диска, соответствующего средней части слитка. Эти образцы вырезались параллельно (по сечению поковок) образцам для испытания механических свойств с целью выявления взаимосвязи магнитных свойств с механическими свойствами, структурой стали и ликвацией.

Результаты измерения переходной температуры графически представлены на рис. 5. Из рисунка видно, что самую низкую переходную температуру, т. е. минимальную склонность к хрупкому разрушению, имеет поковка из стали В — на поверхно-

реходную температуру, т. е. низкую склонность к хрупкому разрушению.

Первоначально опытная поковка в соответствии с программой предназначалась для разрезки и детального исследования, так как по размерам и

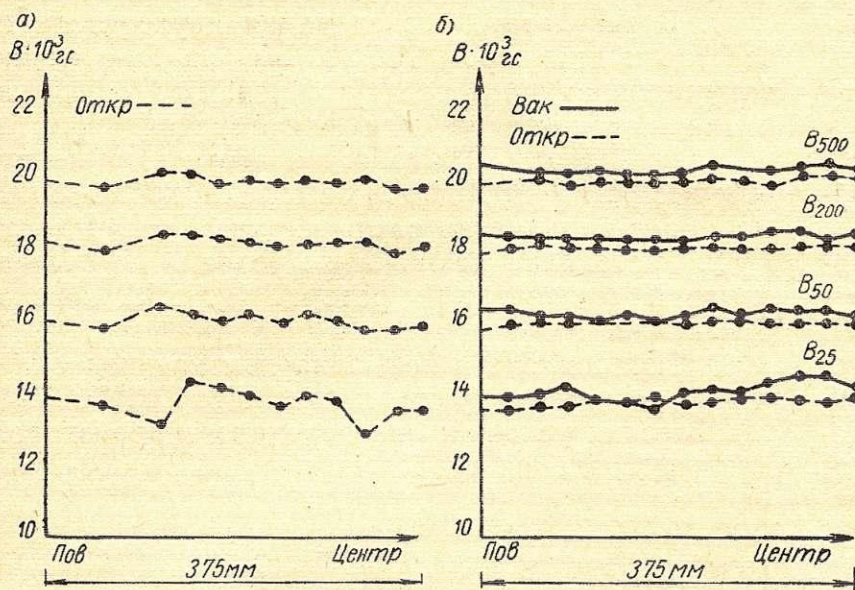


Рис. 4. Распределение магнитных свойств по сечению поковок в сталях В (а) и Д (б).

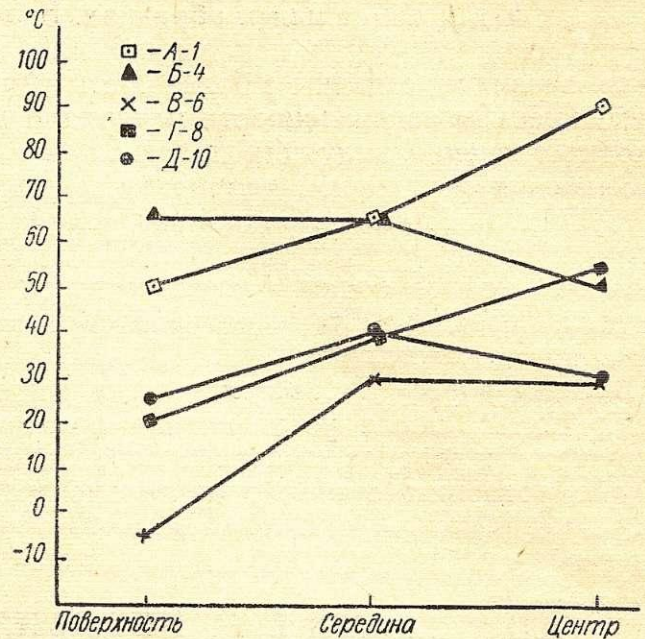


Рис. 5. Изменение переходной температуры по сечению опытных поковок.

сти -5°C и в центре $+30^{\circ}\text{C}$. Самой высокой переходной температурой и, следовательно, самой большой склонностью к хрупкому разрушению обладает сталь А — на поверхности поковки переходная температура равна $+50^{\circ}\text{C}$ и в центре $+90^{\circ}\text{C}$. Такое высокое значение переходной температуры у стали А объясняется низкой ее прокаливаемостью.

уровню требуемых свойств подобные поковки изготавливались впервые.

Повковка была изготовлена из слитка, отлитого в вакууме.

Контрольные испытания на тангенциальных образцах с концов бочки и на продольных образцах, взятых с концов цапф, показали высокие свойства.

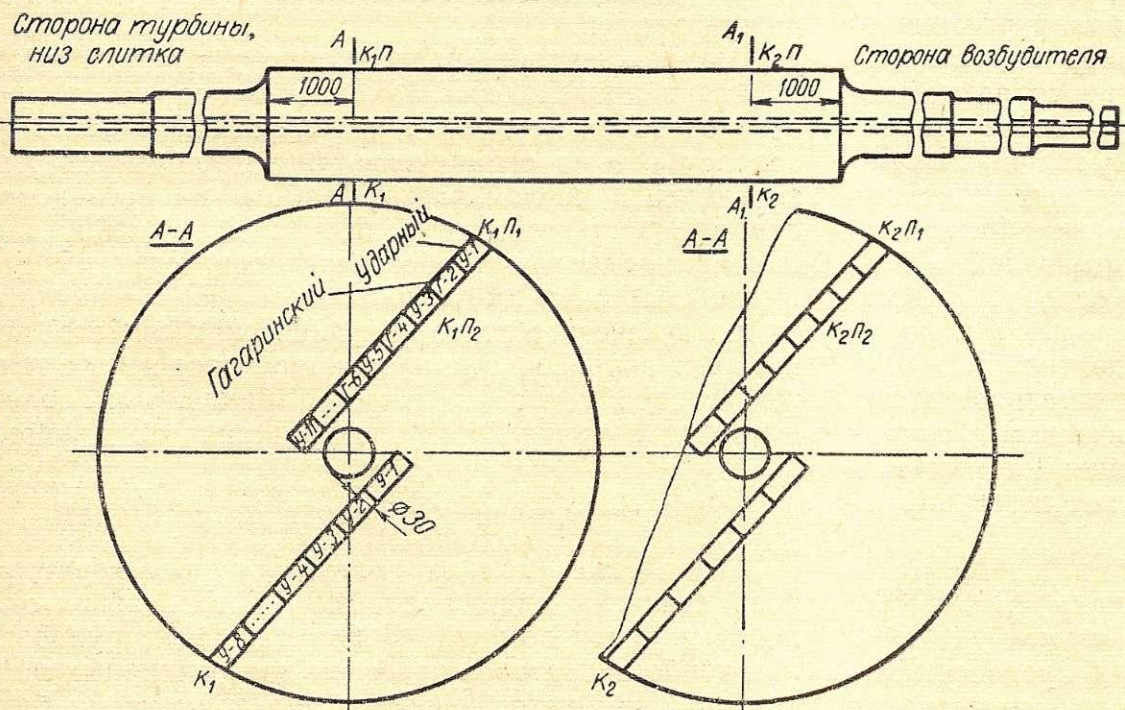


Рис. 6. Схема трепанации бочки ротора и схема вырезки радиальных образцов поковки ротора турбогенератора ТВВ-500-2.

3. Изготовление и испытание опытной поковки ротора турбогенератора ТВВ-500-2

На основании проведенных сравнительных исследований сталей пяти различных составов для опытной поковки ротора ТВВ-500-2 была выбрана сталь В, обеспечивающая оптимальное сочетание механических и магнитных свойств, имеющая самый высокий предел усталости и минимальную пе-

ультразвуковая дефектоскопия, микроанализ и перископический осмотр осевого канала свидетельствовали об отсутствии каких-либо металлургических дефектов.

В связи с этим было принято решение не подвергать поковку разрезке, а проверить ее качество по всему сечению испытанием радиальных образцов, вырезанных из стержней, трепанированных полым сверлом.

Эскиз трепанации поковки и схема вырезки образцов показаны на рис. 6.

Механические свойства радиальных образцов по сечению бочки также имеют высокие значения.

Магнитные свойства измерялись также на радиальных и тангенциальных образцах. Более высокие значения индукции в поверхностной зоне поковки, очевидно, связаны с более чистым металлом. С увеличением загрязненности материала к центру поковки значения индукции падают.

Значения переходной температуры, полученные в результате испытания радиальных глубинных образцов и поверхностных тангенциальных образцов, взятых из концов бочки, несколько выше по сравнению с переходной температурой образцов опытной поковки из стали В.

В США в результате исследовательских работ, предпринятых после установления причин аварий разрушенных роторов, значения переходной температуры роторных сталей значительно уменьшены

как за счет усовершенствования технологии металлургического производства поковки, так и за счет применения в последние годы Cr-Ni-Mo и Cr-Ni-MO-V составов стали.

Выводы

1. В результате исследования двухступенчатых заготовок диаметром 750/500 мм из 25-т слитков вакуумированной и невакуумированной стали пяти различных составов для изготовления опытной поковки ротора турбогенератора мощностью 500 тыс. квт (ТВВ-500-2) выбрана хромо-никель-молибден-ванадиевая сталь марки 35ХНЗМФА.

2. Составлены технические условия на поставку опытной поковки ротора турбогенератора ТВВ-500-2.

3. Изготовлена и испытана опытная поковка ротора, полностью удовлетворяющая требованиям технических условий; она передана в производство для изготовления турбогенератора ТВВ-500-2.

Требования к материалам роторных бандажных колец турбогенераторов

Н. А. ГРЕКОВ

Введение

Создание крупнейших турбогенераторов стало возможным лишь при условии предельного использования механических свойств конструкционных материалов некоторых высоконагруженных деталей. В первую очередь это относится к наиболее механически напряженной детали ротора турбогенератора — к немагнитному бандажному кольцу. Поэтому при проектировании турбогенератора мощностью 500 тыс. квт надо было провести комплекс исследований как в направлении изыскания возможности применения новых высокопрочных немагнитных материалов, так и в направлении более глубокого изучения применяемой аустенитной стали, упрочняемой наклепом. При этом основное внимание было уделено изучению длительных механических свойств, поскольку бандажное кольцо ротора турбогенератора работает продолжительное время в условиях высоких нагрузок, и известные случаи разрушения колец или обнаружения на них трещин чаще всего наблюдались после длительной работы машин.

В соответствии с изложенным в лаборатории металлов Ленинградского филиала ВНИИЭМ, совместно с рядом организаций (УЗТМ, ЦНИИТМАШ, ИМЕТ и др.), были проведены работы по исследованию возможности применения в качестве материалов для немагнитных бандажных колец титановых сплавов, дисперсионно твердеющих аустенитных сталей, а также по усовершенствованию старых и разработке новых прогрессивных методов наклепа применяемой в настоящее время стали.

В качестве основных критериев пригодности исследуемых сталей и сплавов как материала для роторных бандажных колец наряду с обычно принятыми свойствами рассматривались и длительные

механические свойства, а именно: релаксация напряжений и ползучесть.

Одновременно были проведены работы по изучению остаточных напряжений в реальных бандажных кольцах и их испытанию гидравлическим растяжением с целью обоснования необходимости этого испытания как метода контроля прочности бандажных колец.

Большой интерес представляет и опыт мировой практики производства бандажных колец для турбогенераторов, тем более, что сведения по данному вопросу весьма ограничены. В настоящей статье, являющейся первой частью работы по исследованию высокопрочных немагнитных материалов для бандажных колец турбогенераторов, сделана попытка обобщить имеющийся материал, касающийся химического состава, механических свойств, некоторых вопросов технологии производства, а также методов контроля качества бандажных колец в практике крупнейших электротехнических фирм.

1. Материалы и требования по свойствам

Бандажные кольца ротора турбогенератора предназначены сдерживать от центробежных сил лобовые части обмотки. В практике конструирования турбогенераторов известны два различных типа конструкций, которые допускают применение бандажных колец из магнитного или немагнитного материала.¹ Выбор того или иного бандажного материала обусловлен электрическим расчетом или принципом, заложенным в конструкцию машины; однако следует сразу же отметить, что подавляю-

¹ Применение комбинированных бандажей, т. е. изготовленных одновременно из магнитного и немагнитного материалов, сравнительно редко и поэтому в данной работе не рассматривается.

щее большинство ведущих фирм мира изготавливает бандажные кольца из немагнитных материалов.

Начиная с тридцатых годов настоящего столетия наиболее распространенным материалом для изготовления немагнитных бандажных колец является аустенитная сталь, упрочняемая наклепом. С физической точки зрения такой материал должен быть парамагнитным, т. е. таким, у которого магнитная проницаемость (μ) равна или близка к единице. Обычно у аустенитных сталей, упрочняемых наклепом, μ не превышает значений 1,01—1,03, что вполне удовлетворяет требованиям расчета.

По данным механического расчета, максимальные растягивающие напряжения, которые кратковременно возникают в бандажном кольце во время разгонных испытаний турбогенератора под действием центробежных сил от лобовых частей обмотки ротора и от собственного веса, достигают 60 кг/мм^2 .

Напряжения, возникающие в бандажном кольце при нормальной работе турбогенератора, достигают у современных крупных машин до 42 кг/мм^2 . Однако следует помнить, что, в отличие от разгонных, рабочие напряжения действуют очень длительно, т. е. на протяжении всего периода работы турбогенератора — не менее двадцати лет.

Кроме того, необходимо иметь в виду, что бандажное кольцо находится в напряженном состоянии даже тогда, когда ротор турбогенератора не вращается. Эти растягивающие напряжения возникают вследствие горячей посадки бандажного кольца на ротор и составляют не менее 45 кг/мм^2 . Во время работы турбогенератора напряжения от горячей посадки в значительной мере снимаются под действием центробежных сил вращения ротора.

Составы наиболее характерных немагнитных сталей, применяемых в мировой практике для из-

2) хромо-марганцевая среднеуглеродистая сталь, применяемая в основном в ФРГ, Японии и США;

3) хромо-никелевая низкоуглеродистая сталь, применяемая в США.

Наиболее распространенная хромо-марганец-никелевая сталь применяется во всех странах для изготовления бандажных колец самой различной прочности (ср. табл. 1 и 2). Эта сталь имеет несколько разновидностей, в основном отличающихся тем, что в них меняется количественное соотношение марганца и никеля, а также добавляются легирующие элементы, среди которых чаще всего встречается вольфрам и реже — молибден, титан и кобальт.

Для этой группы сталей характерно содержание углерода в пределах 0,5—0,7%, хрома — в пределах 3,5—6%, причем количество хрома редко превышает 4%.

Хромо-марганцевая сталь отличается от предыдущей тем, что в ней дефицитный никель полностью заменен менее дефицитным марганцем. По утверждению разработавших эту сталь, к ее преимуществам наряду с полной заменой дефицитного никеля следует отнести также и способность упрочняться до более высокого уровня предела текучести, чем хромо-марганец-никелевая сталь.

Хромо-никелевая низкоуглеродистая сталь относится к особой, мало известной категории бандажных сталей, по-видимому, применяемой только в США. Судя по составу, упрочнение этой стали достигается специальной термической обработкой благодаря фазовому наклепу. Следует отметить ее высокую стоимость из-за содержания дефицитного никеля.

Требования по механическим свойствам бандажных сталей меняются в зависимости от мощности турбогенератора. В связи с этим принято разделение требований на категории прочности.

Таблица 1

Группа	Тип сталей	Химический состав, %					Применяют
		C	Mn	Cr	Ni	W	
I	Углеродистая хромо-марганец-никелевая	0,5—0,7	7,0—9,0	3,0—6,0	7,0—9,0	0,3—0,6	СССР, Англия, ЧССР, Франция, Швеция, ГДР, Япония, Австрия, США
II	Углеродистая хромо-марганцевая	0,3—0,5	17,0—19,0	4,0—6,0	—	—	ФРГ, Япония, США
III	Малоуглеродистая хромо-никелевая	0,05	1,0—2,0	4,0—6,0	24,0—26,0	Ti=1,0÷2,0 Al=0,5÷1,0 Si=0,4÷1,0	США

готовления бандажных колец, приведены в табл. 1.

Из приведенных в таблице составов видно, что все бандажные стали могут быть подразделены на три основные группы:

1) хромо-марганец-никелевая среднеуглеродистая сталь, наиболее распространенная;

В табл. 2 приведены категории прочности, принятые в СССР, США, ГДР.

Указанные в табл. 2 требования по механическим свойствам могут быть достигнуты не только на аустенитных сталях, упрочняемых наклепом. Подобное сочетание свойств могут иметь также

Таблица 2

Страна	Категория прочности	Механические свойства (требования) не менее				
		$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_b , кг/мм ²	δ , %	ψ , %	a_{K1} , кг/мм ²
СССР	I	60	75	25	35	8
	II	72	85	22	35	8
	III	85	95	20	35	8
	IV	90	98	20	35	8
США	1	70	83	25	35	—
	2	77	91	25	35	—
	3	84	98	20	30	—
	4	91	105	20	30	—
	5 — сталь С	92	112	12	20	—
ГДР	1	45	60	25	—	12
	2	60	70	25	—	12
	3	80	95	22	—	8

дисперсионно твердеющие аустенитные стали и, наконец, титановые сплавы. Но дисперсионно твердеющие аустенитные стали и титановые сплавы изучаются сравнительно недавно, и до настоящего времени нет прямых указаний на их применение в производстве немагнитных бандажных колец.

Однако исследования дисперсионно твердеющих аустенитных сталей показывают, что по механическим свойствам, определенным на лабораторных образцах в опытных поковках, эти стали вполне могут рассматриваться как перспективный материал для изготовления бандажных колец.

В СССР разработана немагнитная термоупрочняемая сталь. Состав и свойства опытной поковки из этой стали приведены в табл. 3.

Таблица 3

Химический состав, %						Механические свойства			
С	Cr	Mn	Ni	N ₂	V	$\sigma_{0,2}$, кг/мм ²	σ_b , кг/мм ²	δ , %	ψ , %
0,25	15	17	4	0,35	2	86—100	116—122	16—23	28

С другой стороны, нет никаких оснований исключать титан и его сплавы как материал для бандажных колец, причем применение титана для этой цели может быть одним из самых радикальных усовершенствований в турбогенеростроении.

2. Виды наклепа

Все приведенные в табл. 1 стали в закаленном состоянии имеют низкий предел текучести: 30—45 кг/мм². Повышение его до заданной величины достигается путем деформации при температурах ниже порога рекристаллизации, т. е. путем наклепа. При этом степень деформации определяется в основном способностью стали упрочняться наклепом и его температурой.

Первым и до настоящего времени все еще широко используемым способом упрочнения остается раскатка на оправке (рис. 1).

Основным недостатком данного метода является большая неравномерность свойств по периметру и длине кольца. К тому же, при таком способе наклепа в кольце создаются большие и весьма неравномерно распределенные остаточные напря-

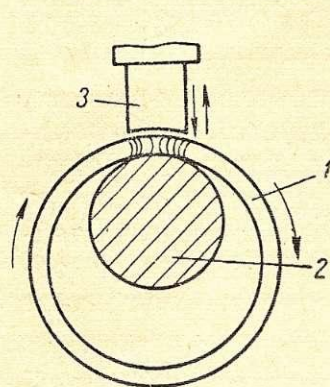


Рис. 1. Схема упрочнения бандажных колец путем полугорячей раскатки на оправке.
1 — бандажное кольцо; 2 — оправка; 3 — боек пресса.

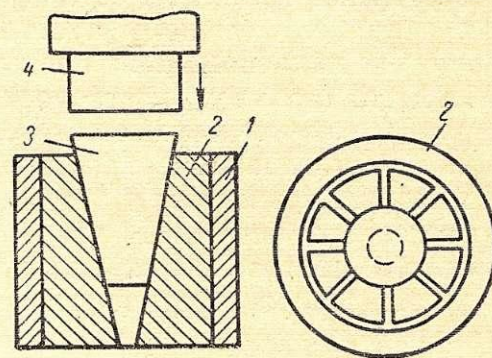


Рис. 2. Схема упрочнения бандажных колец методом растяжки в клиновом приспособлении.
1 — бандажное кольцо; 2 — набор клиньев; 3 — клиновое приспособление; 4 — боек пресса.

жения. Поэтому он признан устаревшим и часто заменяется методом растяжки в специальном клиновом приспособлении (рис. 2).

Метод растяжки обеспечивает более равномерные и благоприятные (повышенные прочностные свойства на внутренней более нагруженной поверхности) свойства по окружности и по толщине кольца и более равномерное распределение оста-

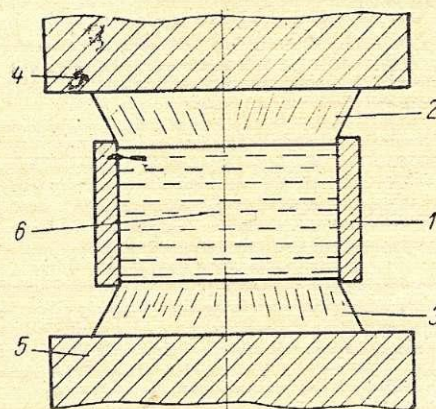


Рис. 3. Схема гидравлической растяжки бандажных колец.
1 — бандажное кольцо; 2 и 3 — оправки; 4 и 5 — плиты; 6 — масло.



Рис. 4. Зависимость предела текучести от степени и температуры деформации для стали ČSN17455.

точных напряжений. Он позволяет исключить из дальнейшей обработки кольца с поверхностными дефектами, поскольку они развиваются в процессе наклепа. Но по сравнению с раскаткой на оправке метод растяжки требует довольно сложного специального оборудования и более высокой мощности прессов. Поэтому его целесообразно применять только при массовом производстве бандажей со сравнительно малым числом типоразмеров. С внедрением метода растяжки оказалось возможным внедрение и в дальнейшем широкое применение хромо-марганцевой стали, которая, как было отмечено выше, более чувствительна к наклепу и может

обеспечивать заданный уровень свойств при меньших степенях обжатия.

К недостаткам метода следует отнести некоторую неоднородность свойств по длине кольца, которая получается при наклепе.

На рис. 3 представлена схема наклепа бандажной заготовки гидравлической растяжкой. Надо полагать, что подобный метод обеспечивает хорошую равномерность свойств как по периметру, так и по высоте кольца.

Операция наклепа заготовок в подавляющем большинстве случаев проводится при температурах 550—350°С (так называемый «полугорячий наклеп»). По сравнению с упрочнением при комнатной температуре («холодным наклепом») полугорячий наклеп обеспечивает более высокие пластические свойства материала, большую равномерность свойств и позволяет снизить мощность прессового оборудования.

В зависимости от температуры проведения операции наклепа меняется степень деформации, необходимая для достижения заданного уровня предела текучести. На рис. 4 схематически представлена зависимость предела текучести от степени и температуры деформации для стали СSN17455.

3. Нормы контроля и методы испытания

Первым контрольным испытанием, которому подвергается материал бандажного кольца, является химический анализ, в обязательном порядке проводящийся еще при выплавке стали, — так называемая ковшевая проба. Однако специальным исследованием зависимости механических свойств поковок от колебаний химического состава одной марки стали на большом числе плавов каких-либо закономерностей установить не удалось. Тем не менее, химическому анализу всегда уделяется серьезное внимание и, как правило, даже предусматривается проверка соответствия химического состава материала поковки ковшевой пробе путем взятия стружки из любого места заготовки.

Основным приемочным испытанием заготовок бандажных колец является определение механических свойств растяжением. В СССР при приемке заготовок крупных бандажных колец предусмотрено испытание наружных и внутренних образцов, взятых в местах минимальной и максимальной степеней наклепа. Все механические испытания производятся на тангенциальных образцах.

Говоря о механических свойствах бандажного кольца, нельзя не отметить, что значительную роль в его реальной прочности играют остаточные напряжения, которые очень велики и распределены весьма неравномерно при осуществлении наклепа раскаткой на оправке.

Известно, что механические испытания не могут гарантировать качество поковки в целом. Для полной оценки качества заготовки бандажного кольца, как правило, должна применяться дефектоскопия и проводиться испытание на гидравлическое растяжение.

4. Случаи разрушения бандажных колец

Внедрение дефектоскопии и испытания на гидравлическое растяжение в свое время было обусловлено рядом аварий турбогенераторов — иногда

очень тяжелых, вызванных разрушением бандажных колец, хотя при приемочных испытаниях они удовлетворяли всем требованиям технических условий.

Так, например, в 1954 г. в Торонто [Л. 1] произошли подряд две аварии турбогенераторов мощностью 100 Мвт, установленных в 1949 г. и проработавших без замечаний весь этот период. Обе эти машины были изготовлены фирмой С. А. Parsons and Co (Англия). Причиной этих аварий было разрушение бандажных колец в местах расположения вентиляционных отверстий. Было отмечено, что работа турбогенераторов сопровождалась периодическими (ежедневными) пусками и остановками, что создавало в бандажном кольце одностороннюю циклическую нагрузку, которая, по утверждению исследователей, и вызывала образование трещин у вентиляционных отверстий. В качестве доказательства авторы исследования приводят результаты испытаний на гидростенде многих бандажных колец такой же конструкции при циклическом растяжении, не превышающем 60% от предела текучести материала. Все испытанные бандажи разрушались после сравнительно небольшого числа циклов нагружения (максимально 1468) по вентиляционным отверстиям.

В 1955 г. [Л. 2] на Ваальской электростанции (Южная Африка) произошел взрыв турбогенератора. Причиной аварии явилось также разрушение бандажного кольца в результате коррозии под напряжением, вызванной образованием на металле осадка нитритов.

В работе [Л. 3] описывается случай разрушения одного бандажного кольца турбогенератора 3 Мвт, происшедшего по вентиляционным отверстиям. При осмотре второго бандажного кольца в вентиляционных отверстиях также были обнаружены трещины.

В 1953 г. произошло разрушение составного бандажного кольца во время монтажа новой машины на одной из ГРЭС Ленэнерго. При исследовании установлено, что бандажное кольцо имело повышенный против предусмотренного натяг отгорячей посадки, а испытание механических свойств материала показало пониженные пластические свойства. Данный случай интересен тем, что разрушение бандажного кольца было вызвано только усилиями от горячей посадки, т. е. разрушение произошло в процессе релаксации напряжений.

В 1960 г. после непродолжительного срока работы вышел из строя турбогенератор ТВФ-200-2 из-за разрыва составного бандажного кольца. Как установлено исследованием, причиной разрушения бандажного кольца явились поверхностные трещины металлургического происхождения.

Другой случай аварийного выхода из строя турбогенератора типа ТВ-60 из-за разрушения составного бандажного кольца произошел в 1963 г. после пяти лет непрерывной работы. Бандажное кольцо разорвалось на три части почти без пластической деформации и имело на внутренней поверхности густую сетку продольных трещин. Причина разрушения данного бандажного кольца в настоящее время исследуется.

В ряде случаев на бандажных кольцах, находящихся в эксплуатации, были обнаружены трещины, которые могли привести к аварии.

Например, на составном бандажном кольце ротора турбогенератора ТВ-50-2 в 1959 г. были обнаружены участки с волосяными трещинами и несколько крупных трещин. При ревизии ротора в 1961 г. было установлено, что развитие трещин продолжается. Кольца были своевременно сняты с машины и в настоящее время исследуются.

На наружной поверхности составного бандажного кольца турбогенератора ТВ-150-2 после пяти месяцев работы, при очередном осмотре, была обнаружена продольная трещина длиной 54 мм. Кольцо было забраковано; в результате проведенного исследования было установлено, что трещина развивалась из очага в виде скопления пор металлургического происхождения.

Однако подавляющее большинство бандажных колец работает при высоких нагрузках в течение длительного времени. Более того, известен ряд случаев, когда при авариях, вызванных превышением на 100% числа оборотов турбины, происходило разрушение ротора, подшипников и других узлов, а бандажные кольца лишь пластически деформиро-

вались. Это свидетельствует о достаточных запасах прочности и пластичности материала бандажных колец в тех случаях, когда отсутствуют какие-либо конструктивные или металлургические дефекты. В то же время остаются невыясненными причины ряда аварий, которые свидетельствуют о том, что наклепываемая аустенитная сталь не всегда хорошо сопротивляется длительному воздействию высоких нагрузок. Однако длительные свойства этого материала еще мало изучены, и в литературе не встречаются работы по данному вопросу.

Изучение длительных свойств хромо-марганец-никелевой упрочняемой наклепом стали, равно как и других материалов, удовлетворяющих требованиям, предъявляемым к бандажным кольцам, будет освещено в следующих номерах сборника «Электросила».

ЛИТЕРАТУРА

1. C. Gibb, «Metal Progress», т. 70, № 1, 1956.
2. O. Lissner, «ASEA Journ.», т. 30, № 5, 1957.
3. J. Landrum, «Metal Progress», т. 74, № 5, 1958.

Теплоустойчивость коллекторной меди различных марок

Т. Ф. БЕЛОВА, В. И. РАЙНУС

Введение

В настоящее время в Советском Союзе в качестве коллекторной (твердой) меди применяется медь марки М-1, в небольших количествах кадмиевая медь и опытные партии меди с присадкой хрома.

Из литературы известно [Л. 1, 2, 3, 4], что за рубежом для изготовления коллекторов, работающих при повышенных температурах, применяется, кроме того, медь с присадками серебра, циркония и других элементов.

Применение различных марок коллекторной меди и продолжающиеся у нас и за рубежом поиски новых коллекторных материалов вызваны тем, что в практике производства высоконагруженных электрических машин, а также во время их эксплуатации наблюдались случаи нарушения монолитности коллектора из-за ползучести меди.

Так, например, на заводе «Электросила» при изготовлении коллекторов из меди М-1 отмечались случаи выступления отдельных коллекторных пластин в процессе динамической формовки после многократных переточек. Как установлено измерением твердости, выступившие пластины имели твердость мягкой меди 50—65 единиц по Бринеллю, в то время как твердость всех остальных пластин была порядка 80 H_B .

Предварительная проверка твердости пластин в исходном состоянии исключала возможность попадания мягких пластин в производство.

Измерение твердости на готовом коллекторе производилось прибором Польди.

Такое снижение твердости меди должно быть связано с длительным пребыванием ее при повышенной температуре в процессе эксплуатации (приблизительно до температуры 180°С), а также с еще более высокими (до 200°С) и довольно продолжи-

тельными (порядка 100 час) нагревами в процессе изготовления электрических машин с кремнийорганической изоляцией.

Для выявления различной теплоустойчивости коллекторной меди по снижению твердости был проведен предварительный опыт, который заключался в том, что произвольно отобранные 375 пластин с исходной твердостью 80—95 H_B , отжигались при температуре 200°С в течение 50 час в цеховой печи для выпечки межламельной изоляции. После отжига часть пластин значительно снизила свою твердость:

2 пластины	до 47 H_B
7 »	» 56 H_B
9 »	» 65 H_B
23 »	» 76 H_B

Остальные 334 пластины сохранили свою первоначальную твердость.

В связи с указанным и была поставлена данная работа по сравнительной оценке теплоустойчивости различных марок коллекторной меди.

1. Механические свойства коллекторной меди марки М-1 в состоянии поставки

Коллекторная медь марки М-1 для электрических машин поставляется по ГОСТ 3568-47. В требованиях на механические свойства оговариваются только испытания на твердость, причем в качестве норм приемки указывается лишь нижний допустимый предел твердости — 75 H_B . Медь с твердостью выше 75 H_B является годной независимо от степени наклепа и технологии ее получения.

При проверке свойств получаемой коллекторной меди было установлено, что механические ее свойства колеблются в значительных пределах:

твердость 80—95 Н_Б; предел прочности 26—32 кг/мм²; относительное удлинение 13—25%.

Одной из задач исследования было определение влияния степени обжатия на теплоустойчивость коллекторной меди.

2. Влияние легирования и степени обжатия на теплоустойчивость коллекторной меди

Сравнительная теплоустойчивость различных марок коллекторной меди была определена на меди марок М-1 (двух наклепов), кадмиевой, хро-

По прочности свойства меди марки М-1, кадмиевой меди и меди с присадкой серебра находятся примерно на одном уровне; характерно, что относительное удлинение кадмиевой меди и средне-наклепанной меди с присадкой серебра значительно выше, чем у меди марки М-1.

Хромистая медь по сравнению с остальными сплавами обладает гораздо более высокой твердостью и пределом прочности, несколько большим пределом текучести, а по относительному удлинению находится на уровне кадмиевой меди и средненаклепанной меди с присадкой серебра.

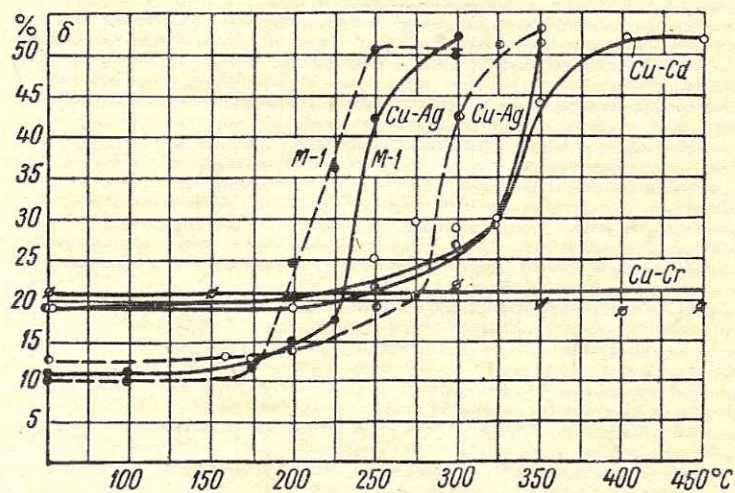
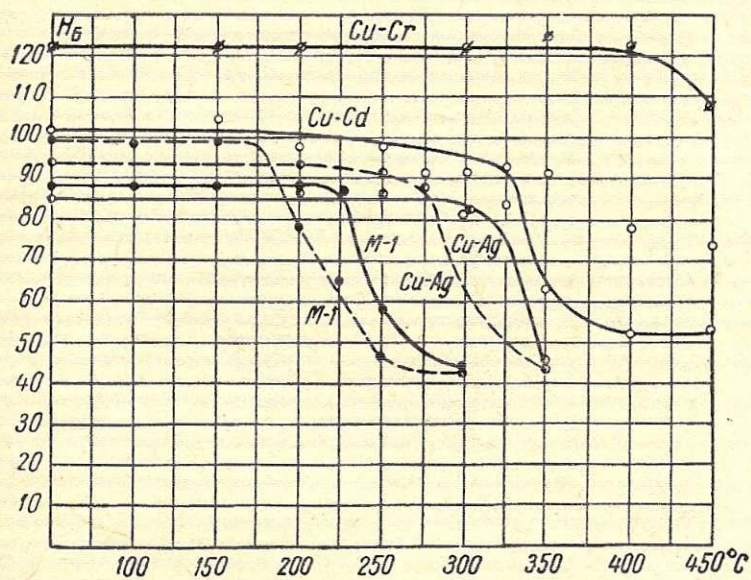
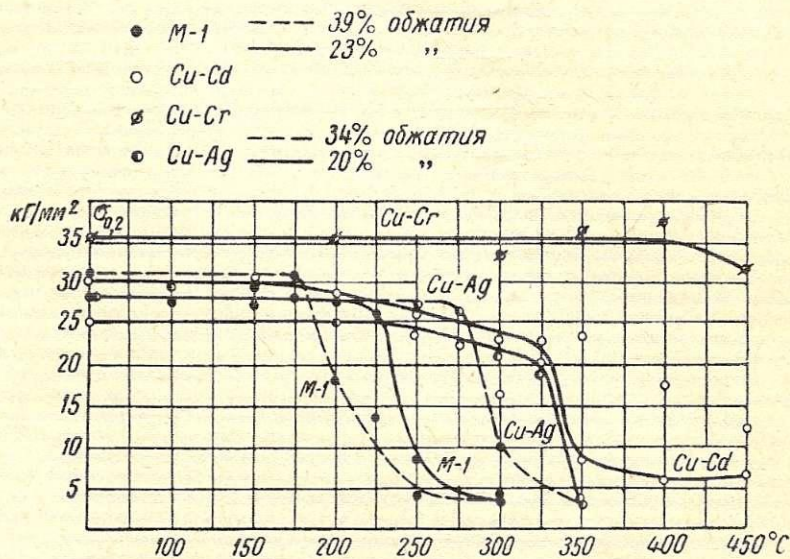
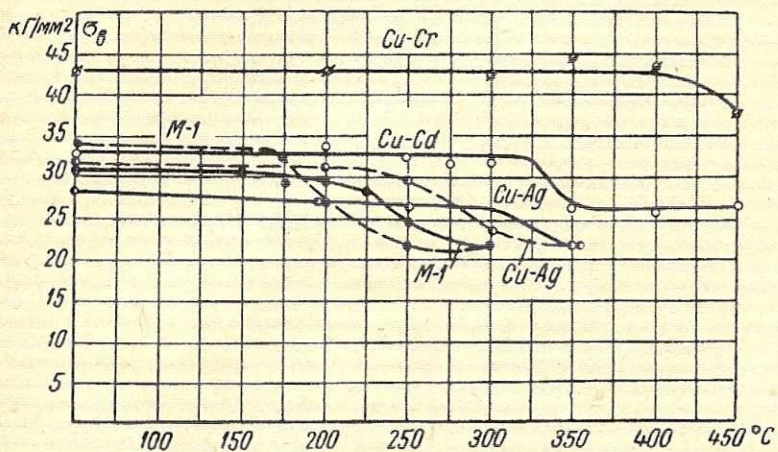


Рис. 1. Влияние температуры испытания на механические свойства различных марок коллекторной меди. Время выдержки 100 час. Испытания проводились при комнатной температуре.

мистой и меди, легированной серебром (двух наклепов).

Были испытаны механические свойства при комнатной температуре: в исходном состоянии и после выдержек (1, 5, 25, 50, 100, 300 и 1000 час), при повышенных температурах (100, 150, 200, 225, 250, 275, 300 и 350° С).

Механические свойства коллекторной меди приведены в табл. 1.

Как видно из табл. 1, в исходном состоянии партии меди марки М-1 обоих наклепов (23% — обычно применяемая для изготовления коллекторной меди; 39% — повышенного наклепа) по механическим свойствам отличаются между собой не больше, чем получаемая заводом коллекторная медь в состоянии поставки.

Таблица 1

Механические свойства различных марок коллекторной меди в исходном состоянии

Марка меди	Механические свойства			
	предел текучести $\sigma_{0.2}$, кг/мм ²	предел прочности σ_b , кг/мм ²	относительное удлинение δ_5 , %	твердость, НБ
М-1 (23% обжатия)	28,9	30,2	12,3	88
М-1 (39% обжатия)	31,9	34,3	10,6	99
Сu—Сd	30,2	33,0	19,1	102
Сu—Сr	35,9	43,3	21,5	122
Сu—Аg (20% обжатия)	25,7	28,4	19,3	85
Сu—Аg (34% обжатия)	28,2	31,7	12,8	94

Изменение механических свойств в зависимости от температуры за 100 час (время продолжительности технологических операций формовки коллектора и выпечки якоря) представлено в виде графиков на рис. 1. Твердость, предел текучести и предел прочности падают, а относительное удлинение возрастает. При этом следует отметить, что твер-

можно утверждать, что повышение температуры испытания вызывает у всех исследуемых сплавов явление «охрупчивания».

На рис. 3, 4, 5 и 6 представлены изменения механических свойств различных марок коллекторной меди после длительного воздействия температуры 200° С.

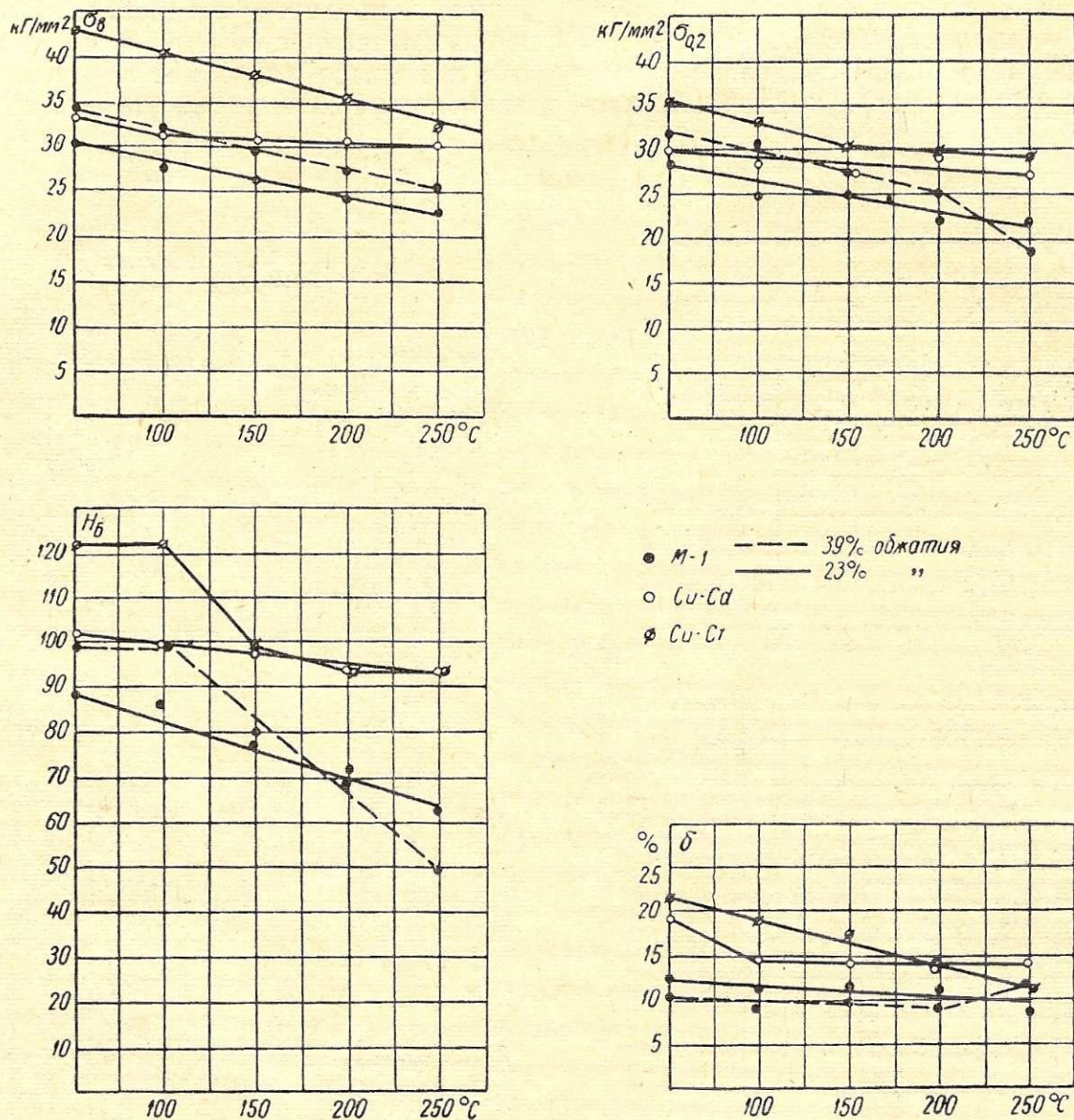


Рис. 2. Влияние температуры испытания на механические свойства различных марок коллекторной меди. Время выдержки 15 мин.

дость и предел текучести резко уменьшаются, в то время как предел прочности — незначительно.

Характер изменения механических свойств в зависимости от температуры и времени выдержки для исследованных сплавов одинаков.

Из рассмотренных сплавов наибольшей теплоустойчивостью обладает хромистая медь, не изменяющая свои свойства до температуры 400° С; следующими по теплоустойчивости сплавами являются кадмиевая медь и медь, легированная серебром, причем высоконаклепанная медь с серебром имеет более низкую теплоустойчивость, чем средненаклепанная. Самой низкой теплоустойчивостью из рассмотренных сплавов обладает медь марки М-1.

На рис. 2 приведено влияние температуры испытания на механические свойства различных марок коллекторной меди. Из рассмотрения кривых видно, что с повышением температуры испытания все механические характеристики снижаются.

3. Результаты исследования

Анализ полученных данных привел к следующим результатам.

1. Коллекторная медь, получаемая заводом «Электросила», имеет значительный разброс по механическим свойствам, что является следствием неравномерного наклепа меди в процессе производства.

2. Установлено, что теплоустойчивость (температура рекристаллизации) коллекторной меди в основном зависит от степени наклепа — чем она выше тем ниже температура рекристаллизации (для одной и той же марки материала).

3. Из исследованных сплавов минимальную температуру рекристаллизации (175—200° С) имеет коллекторная медь марки М-1; коллекторная медь с присадкой серебра и легированная кадмием при выдержке 100 час имеют температуру рекристал-

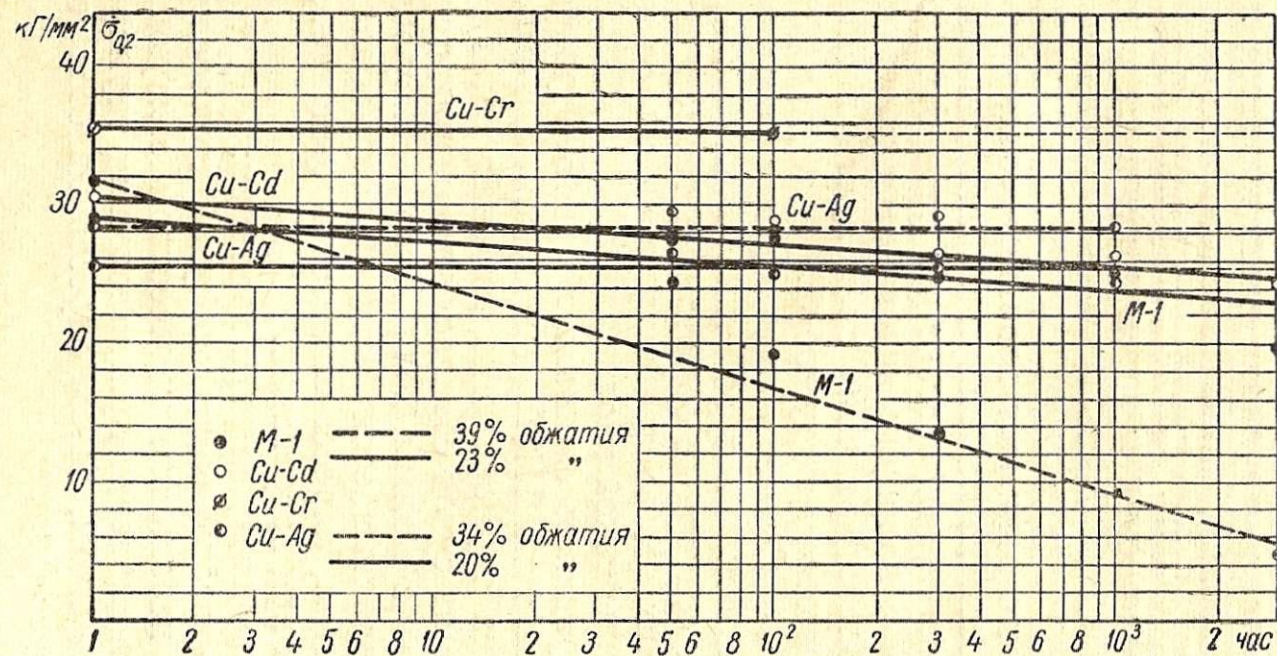


Рис. 3. Влияние времени выдержки при температуре 200°С на предел текучести различных марок коллекторной меди. Испытания проводились при комнатной температуре

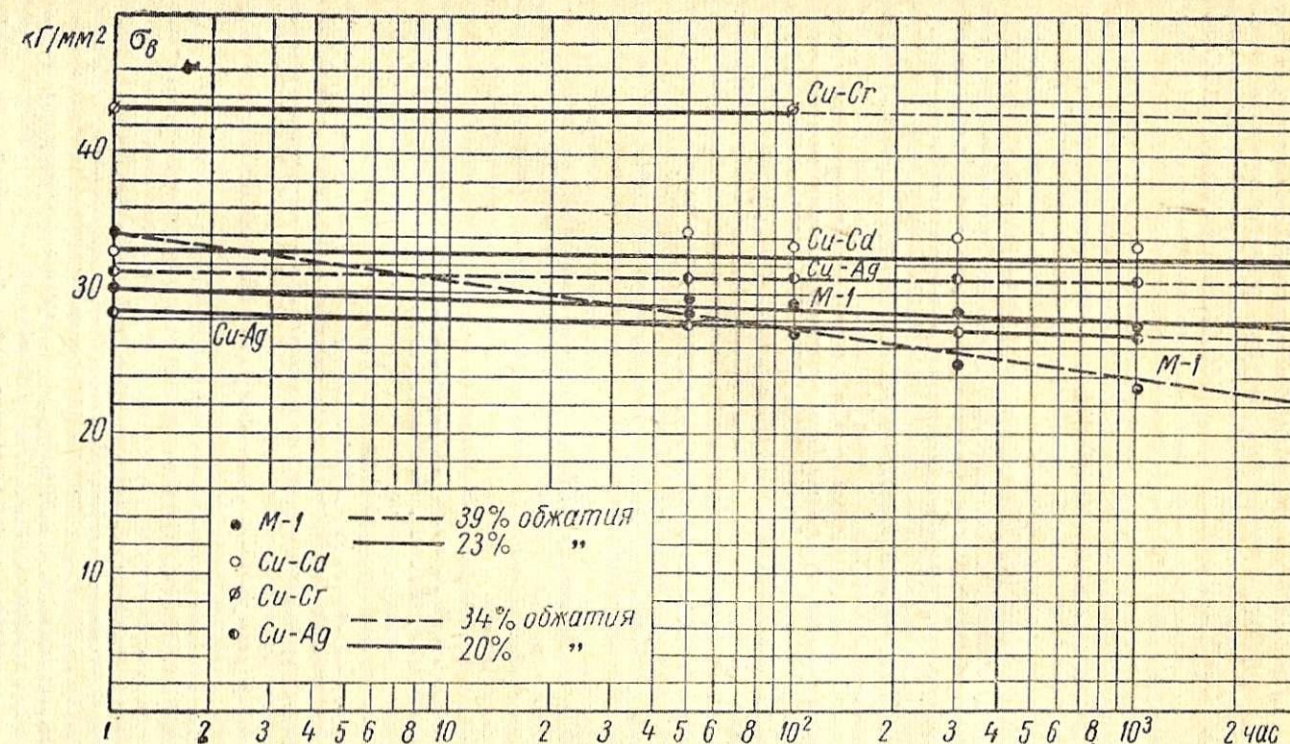


Рис. 4. Влияние времени выдержки при температуре 200°С на предел прочности различных марок коллекторной меди. Испытания проводились при комнатной температуре.

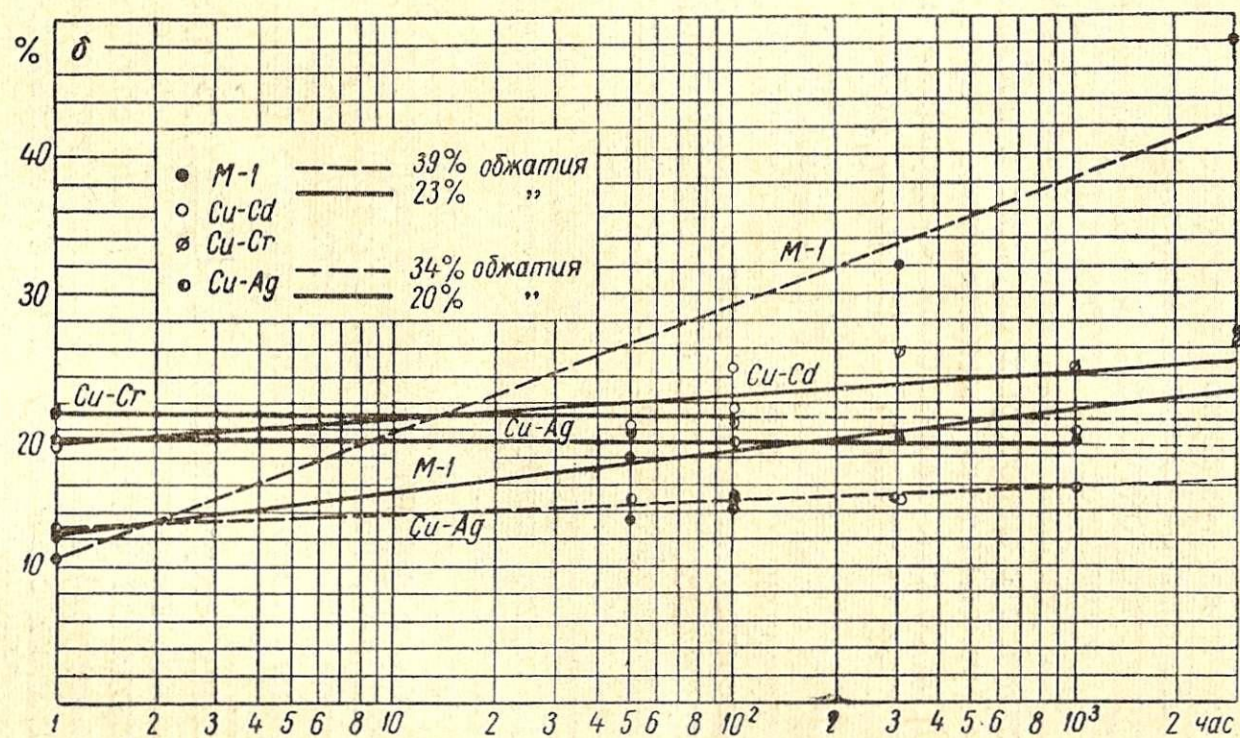


Рис. 5. Влияние времени выдержки при температуре 200°С на относительное удлинение различных марок коллекторной меди. Испытания проводились при комнатной температуре.

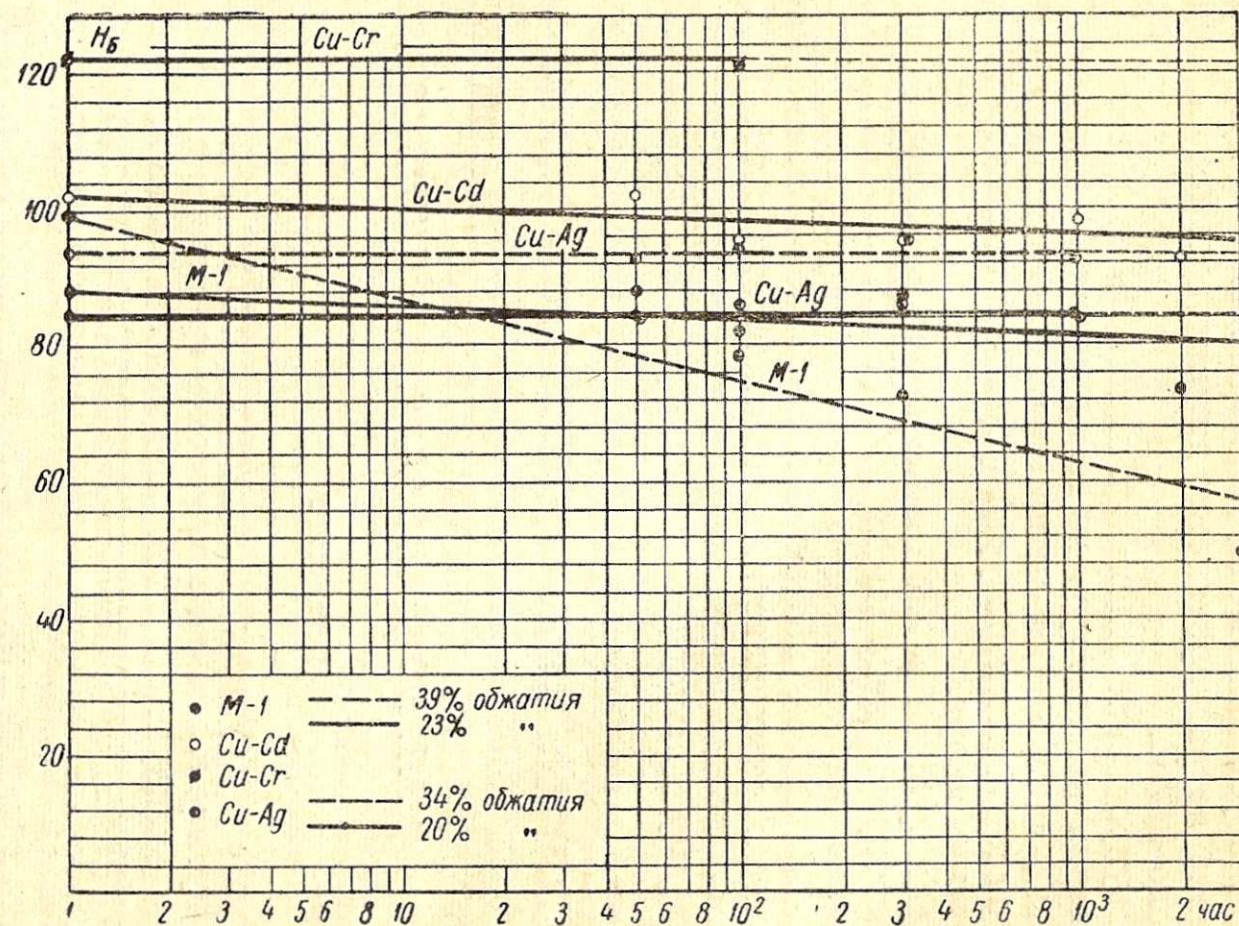


Рис. 6. Влияние времени выдержки при температуре 200°С на твердость различных марок коллекторной меди. Испытания проводились при комнатной температуре.

лизации на 75—100°С выше, чем медь марки М-1. При тех же условиях медь, легированная хромом, совершенно не разупрочняется даже при температуре около 400°С.

4. Разупрочнение отдельных пластин в процессе изготовления коллекторов из меди марки М-1 вызвано различным наклепом исходной коллекторной меди и высокой температурой формовки коллектора и выпечки якоря.

5. Действующие в настоящее время стандарты на коллекторную медь марки М-1 (ГОСТ 3568-47) и стандарт на кадмиевую коллекторную медь (ГОСТ 4134-48) не обеспечивают высокого качества коллекторных пластин в соответствии с требованиями, предъявляемыми к готовым коллекторам; поэтому необходимо пересмотреть стандарты

на коллекторную медь в отношении ужесточения требований по геометрии профиля и введения дополнительных требований по механическим свойствам.

Заключение

Изготовление электрических машин постоянного тока, работающих при температуре 180°С и выше, а также изготовление машин с кремнийорганической изоляцией (температура сушки 200°С) из коллекторной меди марки М-1 нежелательно, так как безопасной температурой в отношении разупрочнения меди М-1 следует считать температуру 160°С.

Для машин с кремнийорганической изоляцией надо применять только легированную медь.

Новые виды изоляции электрических машин высокого напряжения

Е. П. БОГДАНОВА, Е. В. ВИШНЯКОВ, Ф. А. КОЛЕНКО, И. Т. СУШКОВА

Введение

Развитие крупного электромашиностроения идет по пути увеличения мощности в единице и повышения эксплуатационной надежности машин. Особенно важной является надежность работы изоляции статорной обмотки машин высокого напряжения.

В течение длительного времени основным видом изоляции являлась непрерывная компаундированная микалентная изоляция на битумно-масляном связующем и на бумажной подложке. Ее отрицательные стороны обуславливались чрезмерной термопластичностью битумного связующего и недостаточной механической прочностью бумажной подложки в условиях длительной эксплуатации. Это приводило в некоторых случаях к преждевременному уменьшению механической прочности изоляции и ее так называемой «миграции», в результате чего снижалась надежность работы машины.

Недостатки изоляции на битумно-масляном связующем привели к необходимости разработки новых, усовершенствованных типов изоляции высокого напряжения, которые обладали бы повышенной механической прочностью и нагревостойкостью.

Кроме того, ввиду дефицитности и высокой стоимости слюды крупных размеров, в новых типах изоляции стали широко внедряться заменители первосортной слюды.

За рубежом новые виды изоляции созданы на основе разных принципов (непрерывная или гильзовая изоляция, наличие или отсутствие пропитки после наложения и т. д.), при этом близкие между собой виды изоляции имеют разные фирменные названия.

Изоляция «термаластик» и «микадур» требует обязательной пропитки. Эта изоляция состоит из сухой слюдяной («термаластик») или слюдинитовой («микадур») ленты на бумажной или стеклянной подложке с весьма малым содержанием связующего. Наложённая и высушенная изоляция пропитывается жидким терморепактивным компаундом.

При последующей термической обработке в обжатом состоянии компаунд вместе со связующим лентой сополимеризуется и образует монолитную изоляцию.

В изоляции «майкапел» и «изотенакс» применяется сухая стеклослюдинитовая лента, в которую вводится связующее в количестве, достаточном для получения после соответствующей термической обработки монолитной изоляции. Опрессовка и отверждение изоляции производятся вначале в прессах, а затем в битуме.

Разработанная на основе новых материалов гильзовая изоляция «орлица» накладывается в виде слюдинитофолия, наклеиваемого посредством синтетической смолы. Слюдинитофолий обутуживается при наложении и затем запекается в прессах, приобретая твердость и высокие механические свойства.

Особое место занимает изоляция «силкофлекс», в которой совсем не используются слюдяные материалы. Эта изоляция состоит из резиновых лент без подложки с полувулканизованным поверхностным слоем, благодаря чему слои ленты после наложения слипаются между собой.

В Советском Союзе в пятидесятые годы была начата разработка нового типа высоковольтной изоляции для статорных обмоток на терморепактивных связующих. К настоящему времени созданы следующие виды такой изоляции.

В Ленинградском филиале ВНИИЭМ разработана изоляция типа НКТ (непрерывная, компаундированная, на терморепактивных связующих), которая состоит из сухой стеклослюдяной или слюдинитовой ленты с малым количеством связующего. Изоляция пропитывается жидким терморепактивным компаундом, опрессовывается и выпекается в пресс-формах при нагревании.

В ВЭИ получены два вида изоляции:

1) ВЭС — изготавливается из сухой стеклослюдяной ленты с небольшим количеством связующего, которая промазывается при наложении терморепактивным компаундом, затем опрессовывается и запекается в пресс-форме;

2) «монолит» — изготавливается из сухой стеклослюдинитовой ленты с малым количеством связующего, но пропитывается под очень большим давлением (50 атм) жидким терморепактивным компаундом и отверждается в этом же приспособлении также под давлением.

Изоляция «слюдотерм», разработанная в Ленинградском филиале ВНИИЭМ, не пропитывается и не промазывается. Она состоит из сухой стеклослюдинитовой ленты с большим содержанием связующих. Опрессовка и выпечка производятся в пресс-форме.

На Новосибирском турбогенераторном заводе разработана бумажно-масляная изоляция для высоковольтных статорных обмоток генераторов, аналогичная изоляции кабелей.

1. Разработка новых видов изоляции

На заводе «Электросила» создание новой высоковольтной изоляции началось с разработок изоляции НКТ. В ленте для изолировки (с подложкой из стеклянной ткани или стекломарли) диэлектрическим барьером служила слюда.

Большое значение для изоляции подобного типа имел правильный выбор связующего для ленты. Требовалось вводить в ленту минимально возможное количество связующего, чтобы облегчить проникновение пропиточного компаунда во все поры изоляции; кроме того, это связующее должно было сополимеризоваться с компаундом. После многочисленных опытов в качестве связующего был принят раствор синтетического каучука в толуоле с добавкой канифоли для увеличения липкости лаковой основы.

Разработка пропиточного компаунда шла по пути использования ненасыщенных полиэфирных смол со стиролом. Они образуют терморепактивные сополимеры, причем при сополимеризации не выделяются какие-либо летучие продукты или вода. После исследования ряда подобных компаундов было установлено, что адгезионные свойства полиэфирного компаунда недостаточны, и поэтому была осуществлена его модификация эпоксидной смолой ЭД-6.

Пропитка изоляции производилась после ее сушки путем заливки холодного компаунда под вакуумом в ванну, помещаемую в пропиточный котел. Поскольку при такой пропитке проникновение компаунда во внутренние слои изоляции оказалось недостаточным, в дальнейшем эту операцию выполняли под давлением 6 атм при трехкратном тренировочном режиме. Это позволило пропитывать все слои изоляции за один раз, даже при толщине ее до 6 мм на сторону.

Пропитанная изоляция подвергалась запечке в обжатом состоянии при температуре 150°С. После такой запечки изоляция НКТ не вспухает при последующих нагревах до 160°С и имеет малые значения $\text{tg } \delta$: при комнатной температуре 1—2%, при 150°С — 5—10%. Зависимость $\text{tg } \delta$ от напряжения также значительно меньше, чем у битумной изоляции, и составляет для макетов с 6-кв изоляцией 1—2% при изменении напряжения от 3 до 9 кв, а при высоких температурах — не более 5%.

Электрическая прочность изоляции НКТ, по толщине соответствующей изоляции на 6 кв, не от-

личается от прочности битумной изоляции и составляет при кратковременном приложении напряжения 50—55 кв, а длительная электрическая прочность у новой изоляции выше, чем у битумной.¹

Механическая прочность на разрыв у новой изоляции гораздо выше, чем у битумной (в 1,5 раза выше в холодном состоянии, в 8—10 раз выше при 110°С).

Хорошие электрические и механические свойства изоляции НКТ позволили использовать ее для стержневых обмоток турбо- и гидрогенераторов высокого напряжения. В опытном порядке был изготовлен комплект статорной обмотки с изоляцией НКТ для турбогенератора типа Т2-4-2, на рабочее напряжение 6,3 кв. Машина с этой обмоткой была выпущена и находится в эксплуатации. Однако при изготовлении данной машины выявились трудности технологического порядка:

а) значительная вредность работы со стержнями, пропитанными полиэфирноэпоксидным составом (операция замотки в антиадгезионную предохранительную пленку, установки в пресс-планки и т. д.);

б) сложность получения хорошо пропитанных стержней, из-за необходимости крайне тщательного выполнения натяга накладываемой ленты во избежание недостаточной пропитки, а также возможности вытекания и выжимания весьма жидкотекучего пропиточного состава;

в) сложность работы с сухими лентами, особенно слюдинитовыми.

Перечисленные недостатки, присущие данному виду изоляции, вынудили принять решение о разработке материалов и технологии изготовления изоляции на основе предварительно пропитанных лент.

Для нового типа изоляции «слюдотерм» в качестве основного диэлектрического барьера был принят слюдинит. Впоследствии изготавливались также ленты со слюдой, со слюдопластом и комбинацией слюды со слюдинитом. В качестве подложки для изоляционной ленты всегда применялась стеклоткань или стекломарля.

Одной из основных проблем при создании изоляции описываемого типа явилась разработка терморепактивного связующего, которое позволило бы получить сухую эластичную ленту и образовать после нанесения ее на обмотку и соответствующей термической обработки монолитный слой изоляции. Было исследовано большое количество лаков на основе эпоксидных смол. В результате был разработан лак, обеспечивающий необходимые свойства.

Лента изготавливалась с содержанием связующего, составляющим 40—50% от ее веса, т. е. столько, сколько требовалось для создания монолитной изоляции после опрессовки и запечки в приспособлении. Для обеспечения необходимой эластичности ленты и предохранения ее от слипания в рулоне при клейке она высушивалась до содержания летучих в пределах от 1,5 до 4%. Такая лента сохраняет эластичность в течение месяца, что может считаться удовлетворительным

¹ Данные об электрической прочности изоляции, приводимые в настоящей статье, получены Т. Ю. Баженовой в лаборатории высоковольтных исследований изоляции.

для производственных целей. Свойства ленты приведены в табл. 1.

Наложение ленты производилось различными способами, но наиболее пригодным оказалось наложение ленты с предварительным ее подогревом. В результате разогрева связующее размягчается, лента становится более эластичной, чем и обеспечивается хорошее уплотнение изоляции.

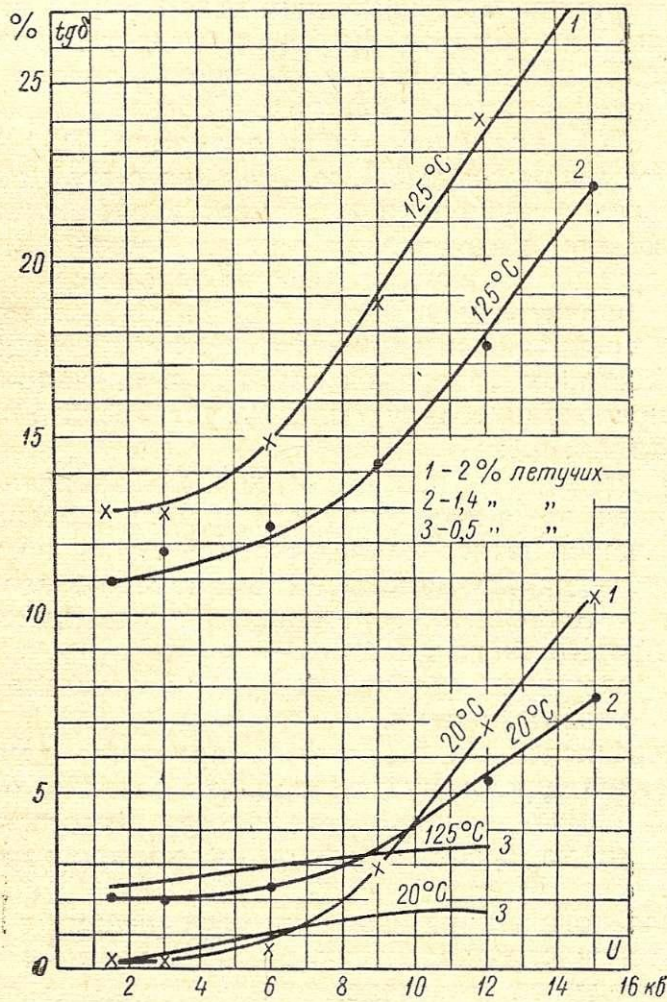


Рис. 1. Зависимость tg δ изоляции «слюдотерм» от содержания летучих.

Таблица 1
Сравнительные характеристики изоляционных лент

Характеристики	Единица измерения	Микалента ЛМЧ-1 (ГОСТ 4268-48)	Стеклосло-динитовая лента (ВТУ 4ЛВ 213)
Толщина	мм	0,13 ± 0,02	+0,03 0,18 - 0,01
Электрическая прочность	кв/мм	20	25
Предел прочности при растяжении	кг/мм ²	1,8—2,0	8,0
Связующее	—	Термопластичное	Термо-реактивное
Удельный вес	г/см ³	1,5—1,6	1,3—1,4
Стоимость 1 кг	руб.	35	7,5

Количество летучих в ленте (до 4%), необходимое для ее изготовления и наложения, однако, велико для достижения малых диэлектрических потерь и малой зависимости потерь от напряжения готовой изоляции, поэтому наложенная изоляция подвергается дополнительной сушке под вакуумом.

Установлено, что малые потери могут быть достигнуты при снижении содержания летучих в изо-

ляции перед опрессовкой приблизительно до 0,8%. Это требует сушки под вакуумом при температуре 100—120°С в течение 3—4 час (рис. 1).

Первые опыты по опрессовке макетов с изоляцией в битуме не дали положительных результатов: макеты не удавалось опрессовать до нужного размера, на изоляции образовывались складки и морщины. Можно было предположить, что давление (на существующем оборудовании завода «Электросила» и лаборатории — 7—8 кг/см²) недостаточно для опрессовки. В связи с этим опрессовка изоляции «слюдотерм» на макетах производилась в стальных планках струбцинами с удельным давлением 20—30 кг/см².

Перед обжатием изоляция подогревалась до 60—80°С и размягчалась, что позволило уменьшить опасность изломов ее при опрессовке. Обжатые в планки макеты выпекались при температуре 150°С.

2. Свойства изоляции «слюдотерм»

Изоляция «слюдотерм», изготовленная по описанной выше технологии на макетах, была изучена с целью определения ряда ее свойств.

Новая изоляция имеет небольшие диэлектрические потери как при комнатной температуре, так и при повышенной: tg δ при 20°С и номинальном напряжении в среднем составляет 1%, а Δ tg δ от 0,25 до 1,0U_н в среднем составляет 0,8%. При 125°С и номинальном напряжении средние значения tg δ составляют 6%, а Δ tg δ — 0,6%.

Электрическая прочность изоляции «слюдотерм» определялась на макетах с толщиной изоляции около 3 мм как при кратковременном приложении напряжения, так и при длительной выдержке под напряжением со ступенчатым его подъемом и различной продолжительностью выдержки на ступенях (1 час и 40 час).

Кроме электрических характеристик, на специальных макетах определялась прочность изоляции «слюдотерм» на разрыв. Эта характеристика была выше, чем у битумной, примерно в 1,5 раза при 20°С и в десять раз — при повышенной температуре.

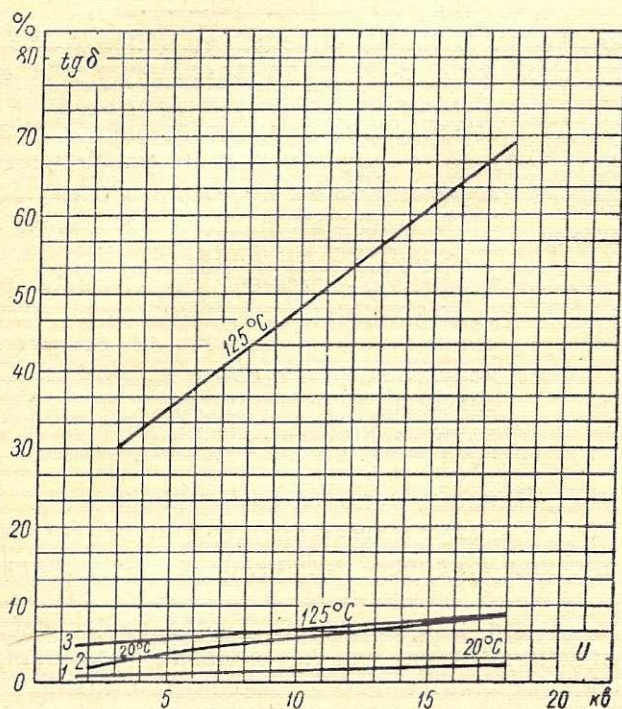
Таблица 2
Электрические характеристики изоляции «слюдотерм»

Характеристики	Единица измерения	Изоляция микалентная битумная	Изоляция «слюдотерм»
Кратковременная электрическая прочность (средняя)	кв	50	57
Электрическая прочность при ступенчатом подъеме напряжения, 1-часовая	»	34	36,5
То же, 40-часовая	»	30	30
То же, после вибрации 10 ⁶ циклов	»	28	28
Тангенс угла диэлектрических потерь:			
при 20°С и U _н	%	4,5	1,0
125°С и U _н	%	34,8	5,7
Приращение тангенса угла диэлектрических потерь на 1 кв (от 0,5 до 1,5U _н)	проц/кв	0,75	0,25

Таблица 3

Механические характеристики изоляции «слюдотерм»

Характеристики	Единица измерения	Изоляция микалентная	Изоляция «слюдотерм»
Прочность на истирание при грузе 5 кг	тысяча циклов	68	3641
Прочность на разрыв при 20° С	кГ/см ²	580	800
То же, при 130° С	»	50	400
Прочность при продавливании шариком диаметром 10 мм	кГ	2836	>5000

Рис. 2. Зависимость $\operatorname{tg} \delta = f(U)$ при 20 и 125°С. 1 и 3 — «слюдотерм»; 2 — битумная изоляция.

Испытание на истирание показало существенное превосходство новой изоляции над битумной (примерно в 50 раз).

Производились также испытания по определению снижения электрической прочности нового вида изоляции после предварительных механических воздействий (вибрации) и тепловой обработки, которые показали, что данная изоляция равноценна микалентной.

Результаты испытаний приведены в табл. 2 и 3 и на рис. 2.

При переходе к изготовлению реальных обмоток сначала была изготовлена партия стержней для гидрогенератора Воткинской ГЭС с изоляцией «слюдотерм» на слюдините и на слюдопласте; 17 стержней было уложено в статор и испытано по обычным нормам. Стержни находятся в эксплуатации. Успешное изготовление указанной партии стержней дало основание для установки на турбогенераторе типа ТВФ-100-2 опытной статорной обмотки с изоляцией «слюдотерм».

При применении новой изоляции следует учитывать, что повышаются требования к форме стержней обмотки, поскольку при укладке допустимо воздействие на изоляцию только в пределах упругой деформации. Для получения правильной и стабильной формы стержней необходимы специальные приспособления.

Заключение

Свойства изоляции «слюдотерм» позволяют считать, что она обладает значительным преимуществом перед существующей компаундированной изоляцией. Это преимущество заключается в повышении механической прочности, отсутствии миграции, а также в снижении диэлектрических потерь.

Замена дорогостоящей слюды при сохранении прежнего уровня электрической прочности дает возможность обеспечить себестоимость новой изоляции, примерно одинаковую с битумной. Если же учесть удлинение срока службы машин при использовании новой изоляции примерно в два раза и дефицит слюды, то она приобретает большое народнохозяйственное значение.

ЛИТЕРАТУРА

1. С. М. Laffoon, С. F. Hill, G. L. Moses, L. J. Berberich, Новая высоковольтная изоляция для статорных обмоток турбогенераторов, Trans. AIEE. 1951, т. 70, стр. 721—730.
2. G. Lang, Электрическая изоляция «термаластик», Schneider-Westinghouse-Review, Paris, 1955, III, № 19, стр. 1—20.
3. В. Doljak, М. Moravec, O. Wohlfahrt, «Микадур» — новая изоляция статорных обмоток электрических машин, Brown Boveri Mitteilungen, 1960, № 5/6, т. 47, стр. 352—360.
4. E. J. Flinn, С. E. Kilbourne, С. D. Richardson, Улучшенная изоляция статорных обмоток турбогенераторов, Power Apparatus and Systems, 1958, VI, № 36, стр. 358—371.
5. W. Obürger, Новые изоляционные материалы и технологии изготовления изоляции крупных генераторов в Европе и США, Elektr. Zeitschrift, 1960, июль, стр. 517.
6. К. Abegg, Ch. Caflisch, F. Knapp, Изоляция высокой прочности для мощных генераторов, Bull. Oerlikon, 1959, № 332, стр. 8—21.
7. J. L. Kuchthau, P. A. Kryder, Изоляция «силкофлекс», Allis-Chalmers El. Rev., 1955, Second Quarter.

Ионизационные процессы и конструирование статорной изоляции высоковольтных машин

Б. Д. ВАКСЕР

Введение

Исследования, указывающие на значение ионизационного старения высоковольтной изоляции и, в частности, влияния внутренних скользящих разрядов [Л. 1 и 2], позволяют подойти к конструиро-

ванию изоляции с учетом этих процессов, что приобретает особое значение в связи с тенденцией к увеличению номинального напряжения с ростом мощности в единице и повышающимися требованиями к надежности машин.

1. Ионизационные процессы в изоляции

Как показали исследования, в микалентной изоляции в процессе старения, а также вследствие технологических причин образуются длинные продольные щели [Л. 2], расположенные практически параллельно электродам. Такие же продольные полости могут иметься и в новых видах изоляции, близких по структуре к микалентной [Л. 3].

В продольных щелях изоляции могут возникать опасные для изоляции скользящие разряды [Л. 4 и 5]. Необходимым условием развития разрядов вдоль поверхности твердого диэлектрика является наличие касательной составляющей напряженности поля, превышающей напряженность ионизации газа:

$$E_{\tau} > E_i, \quad (1)$$

где $E_i = 2,2 \text{ кВ/мм}$ — напряженность ионизации воздуха при слабонервномерном поле.

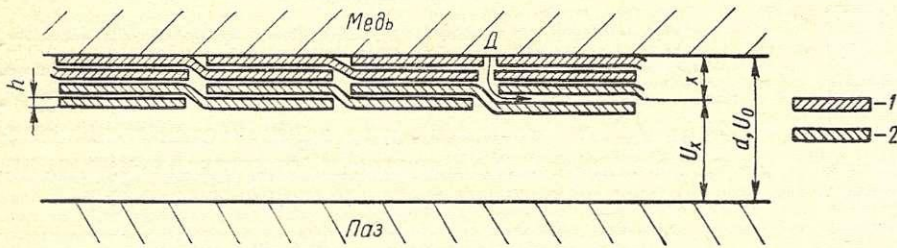


Рис. 1. Образование «нормальной» полости в многослойной изоляции. 1 — первый слой изоляционной ленты; 2 — второй слой изоляционной ленты; D — место дефекта.

Если щель начинается у угла токоведущей части, то касательная составляющая максимальной напряженности поля в щели равна:

$$E_{\tau m} = E_m \sin \alpha, \quad (2)$$

где α — угол наклона щели;

$$E_m = \frac{U}{d} \sqrt[3]{1,8 \frac{d}{\rho} + 1}; \quad (3)$$

U — приложенное напряжение;
 d — толщина изоляции;
 ρ — радиус закругления.

Значение E_m не может достигнуть величины E_i даже при испытательных напряжениях, так как для этого требуется, чтобы наклон щелей в изоляции составлял $8-10^\circ$, чего не может быть в рассматриваемой изоляции. Однако необходимая для появления скользящих разрядов величина E_{τ} может возникнуть при пробое «нормальной» полости, расположенной перпендикулярно токоведущей части и выходящей в продольную щель (рис. 1).

Глубину «нормальной» полости можно оценить, если рассмотреть расположение слоев изолирующей ленты в изоляции и учесть большую вероятность наличия «пустых» мест² в отдельном слое (рис. 1). Как видно из рисунка, максимальная по длине «нормальная» полость образуется при совпадении «пустого» места в первом слое и места

¹ Формула (3) выражает уточненную для малых d/ρ зависимость E_m от d/ρ , полученную в [Л. 1].

² Под «пустым» местом в слое микаленты понимается точка, в которой пробивное напряжение $\leq 1,0 \text{ кВ}$. Плотность таких точек в микаленте составляет $0,005-0,01 \text{ 1/см}^2$.

стыка лент первого и второго слоев. Большая длина полости, получающаяся при совпадении «пустых» мест в первом и втором слоях, представляет маловероятной (см. приложение).

Таким образом, максимальная длина «нормальной» полости

$$\delta_{\text{макс}} = 3h = 0,5 \text{ мм},$$

где $h = 0,17 \text{ мм}$ — толщина одного слоя микаленты.

В момент пробоя у конца полости возникает разность потенциалов

$$\Delta U_x = U_0 - U_x,$$

где U_0 — приложенное напряжение;

U_x — потенциал поверхности щели, в которой развивается разряд (рис. 1).

Потенциал щели U_x определяет напряжение перехода скользящего разряда в опасную для изоляции стримерную стадию [Л. 6], в которой резко возрастает длина разрядов, и соответственно увеличивается вероятность их перехода в следующие слои в изоляции; этот потенциал определяет также длину стримеров. Величина U_x зависит от глубины расположения щели x , в которую выходит «нормальная» полость, и от распределения потенциала в изоляции. Максимальную глубину щели можно принять равной $\delta = 0,5 \text{ мм}$.

Влияние радиуса закругления внутреннего электрода

Величина радиуса закругления обуславливает распределение потенциала в изоляции по линии максимальной напряженности, которое в первом приближении можно найти, полагая, что эквипотенциальные линии поля в изоляции близки к закругленным углам с радиусом закругления $\rho + x$. Тогда величина U_x определяется интегрированием выражения

$$dU_x = -E_x dx, \quad (4)$$

где

$$E_x = \frac{U_x}{d-x} \sqrt[3]{1,8 \frac{d-x}{\rho+x} + 1}; \quad (5)$$

x — точка по линии максимальной напряженности, в которой определяется потенциал.

Подставляя выражение (5) в формулу (4) и интегрируя, получим:

$$\frac{dU_x}{dx} = \int_0^x \frac{\sqrt[3]{1,8 \frac{d-x}{\rho+x} + 1}}{d-x} dx. \quad (6)$$

Интегрируя уравнение и учитывая граничное условие $U_{x=0} = U_0$, находим:

$$\begin{aligned} \ln \frac{U}{U_0} = & 0,5 \ln \left[\left(\frac{1-t}{1-t_0} \right)^2 \frac{t_0^2 + t_0 + 1}{t^2 + t + 1} \right] + \\ & + 10,4 \ln \left[\left(\frac{t + 0,93}{t_0 + 0,93} \right)^2 \frac{t_0^2 - 0,93t_0 + 0,86}{t^2 - 0,93t + 0,86} \right] + \\ & + \sqrt{3} \operatorname{arctg} \sqrt{3} \frac{t_0 - t}{2t_0t + t_0 + t + 2} - \\ & - 1,6 \operatorname{arctg} 2 \sqrt{3} \frac{t_0 - t}{4tt_0 - 2(t_0 + t) + 3,65}, \end{aligned}$$

$$t_0 = \sqrt[3]{1,8 \frac{d}{\rho} + 1}$$

На рис. 2 приведены зависимости U_x/U_0 , вычисленные для изоляции на номинальное напряжение 15,75 кВ обычного исполнения и изоляции с параметрами, взятыми из табл. 2. Как видно из рисунка, увеличение радиуса закругления значительно повышает потенциал полостей, расположенных около угла токоведущей части, что, уменьшая разность потенциалов между головкой стримера и по-

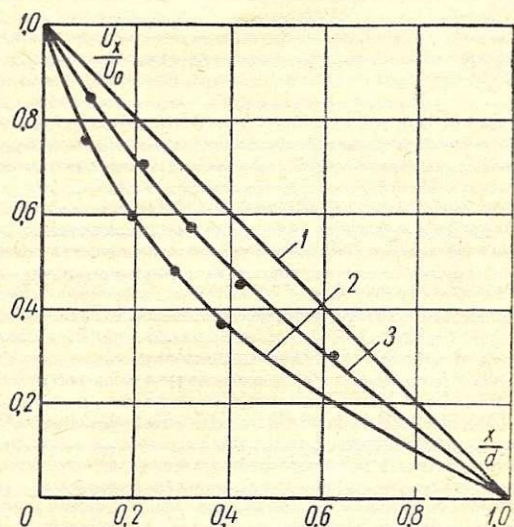


Рис. 2. Распределение напряжения по толщине изоляции ($U_n=15,75$ кВ). 1 — в зоне равномерного поля; 2 — по линии максимальной напряженности в изоляции обычной конструкции; 3 — по линии максимальной напряженности в изоляции с пониженной неравномерностью поля.

верхностью полости, должно приводить к увеличению начального напряжения стримерной стадии и уменьшению длины стримеров и, следовательно, к увеличению времени жизни изоляции под действием высокого напряжения. Это подтверждается результатом опытов по длительному электрическому старению образцов изоляции с различными коэффициентами неравномерности поля.

В табл. 1 приводится сводка данных по результатам испытания образцов, описанного в [Л. 1], и дополнительного опыта.

Значение вероятности разности $\log \tau_{с.г.}$, полученное в каждом опыте, недостаточно мало, чтобы считать разницу в сроках жизни неслучайной. Однако вероятность совпадения сдвига времени жизни в одну сторону во всех трех опытах $P=P_1P_2P_3=0,015$ достаточно мала и позволяет считать увеличение срока жизни образцов с повышенной неравномерностью поля закономерной.

Таким образом, полученные опытные данные подтверждают предположение о влиянии степени неравномерности поля на срок жизни и обоснованность применения конструкции с увеличенным радиусом закругления токоведущей части.

Очевидно, долговечность изоляции будет значительно повышена, если устранить возможность появления скользящих разрядов при рабочем напряжении, что может быть достигнуто соответствующим выбором величины радиуса закругления.

Как указывалось выше, скользящие разряды вызываются пробоем «нормальных» полостей, вы-

Опытные данные	Способ регулирования поля в образцах		
	полупроводящая оболочка на меди ($\rho=0,9$ мм) согласно [Л. 1] (рис. 4, а)	полупроводящая оболочка на меди ($\rho=0,9$ мм) и внутри изоляции согласно [Л. 1] (рис. 4, б)	полупроводящая накладка на токоведущей части (рис. 4, в)
Число образцов	48	20	9
Толщина изоляции образцов, мм	а 4,2 б 3,8	5,5 5,0	6,75 5,7
Максимальная напряженность, о.е	а 1 б 0,9	1 0,85	1 0,6
Испытательное напряжение, кВ	40	50	55
Срок жизни $\tau_{с.г.}$ (среднегеометрический), мин	а 540 б 780	1070 2200	2100 3240
Вероятность разности $\log \tau_{с.г.}$	0,19	0,19	0,4

Примечания. 1. В таблице обозначены:

- а — образцы обычной конструкции;
- б — образцы с регулированием поля в изоляции.

2) Для статистической обработки было использовано распределение логарифмов сроков жизни, так как оно ближе к нормальному, чем распределение сроков жизни. Вероятность разности средних логарифмов сроков жизни (разность логарифмов $\tau_{с.г.}$) оценивалась по распределению Стьюдента [Л. 7].

ходящих в продольную щель. Поскольку эти полости вытянуты вдоль поля, напряженность в них равна напряженности поля в окружающей твер-

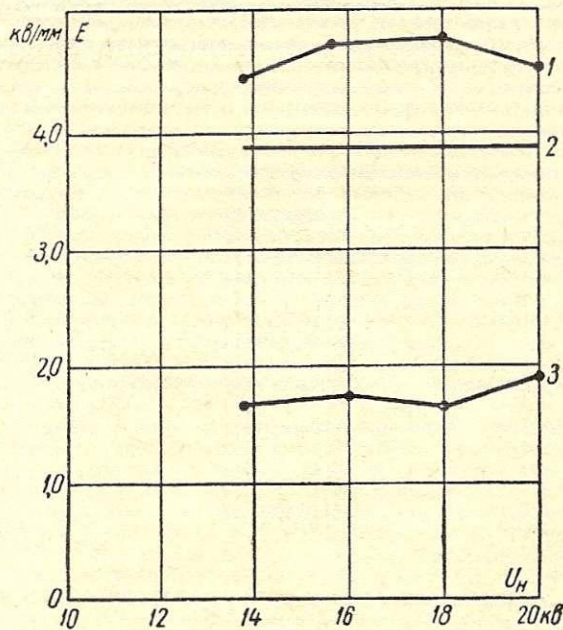


Рис. 3. Напряженности поля при рабочем напряжении в существующих конструкциях изоляции.

1 — максимальная напряженность; 2 — средняя напряженность; 3 — пробивная напряженность промежутка $\delta=0,5$ мм.

дой изоляции. В существующих конструкциях изоляции «нормальные» полости, расположенные у угла токоведущей части, пробиваются уже при рабочем напряжении. Это видно из рис. 3, где приведены зависимости от номинального напряжения

средней и максимальной напряженности, вычисленной по формуле (3):

$$E_m = E_{\text{ср}} \sqrt[3]{1,8 \frac{d}{\rho} + 1},$$

где $E_{\text{ср}}$ — средняя напряженность:

$$E_{\text{ср}} = \frac{U_n}{\sqrt{3d}},$$

и указана величина пробивной напряженности E_0 для воздушного промежутка длиной $\delta = 0,5$ мм.

Для устранения разрядов в «нормальных» полостях необходимо уменьшить E_m до величины, меньшей E_0 , увеличивая радиус закругления. Максимальная величина радиуса закругления определится из условия сохранения коэффициента заполнения паза, которое можно осуществить небольшим уменьшением толщины изоляции. Как показывают опытные данные, приведенные в табл. 1, при снижении максимальной напряженности допустимо уменьшение толщины изоляции на 10%.

Показателем эффективности конструкции изоляции с пониженной напряженностью может служить коэффициент запаса по ионизации

$$k_{\text{и}} = \frac{E_0}{E_m},$$

где E_m — максимальная напряженность в данной конструкции.

3. Конструкция изоляции

Одним из возможных способов исполнения изоляции с повышенным радиусом закругления является наложение на узкую грань (торец) токоведущей части полупроводящей или изоляционной накладки с увеличенным радиусом закругления (рис. 4, в).

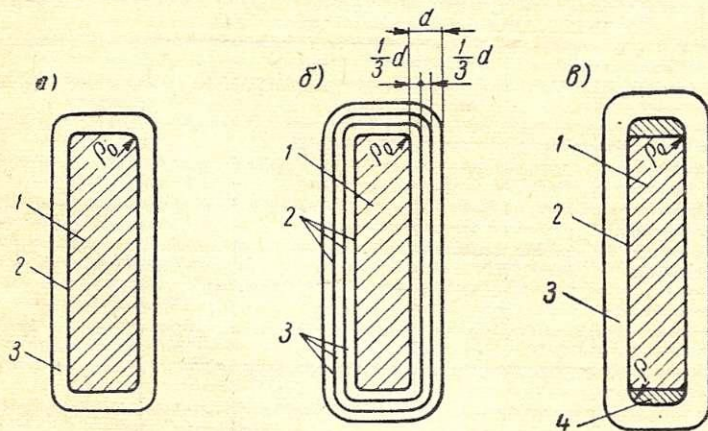


Рис. 4. Образцы изоляции с пониженной максимальной напряженностью.

1 — токоведущая часть; 2 — полупроводящая оболочка из ЛСК-5, толщина 0,3–0,4 мм; 3 — изоляция; 4 — закругленная накладка из изоляционного материала.

Для получения потенциала меди на поверхности изоляционной накладки последняя соединяется с медью полупроводящей лентой (ЛСК-5), которой обматывается токоведущая часть вместе с накладкой по всей ее длине.

В табл. 2 приводятся параметры изоляции и коэффициент $k_{\text{и}}$ для данной конструкции, определенные из указанных выше условий, причем первое выражалось как условие сохранения размеров

паза и меди, что является более жестким требованием, чем условие сохранения коэффициента заполнения.

Таблица 2

Номинальное напряжение	Одно-сторонняя толщина изоляции	Радиус закругления	Средняя напряженность	Максимальная напряженность	$k_{\text{и}}$
кв	мм	мм	кв/мм	кв/мм	
13,8	4,2	2,5	1,9	3,04	1,3
15,75	4,75	2,8	1,91	3,06	1,29
18	5,5	3,3	1,89	3,02	1,31
20	5,75	3,5	2,0	3,2	1,24
22	6,3	3,8	2,02	3,2	1,29
24	6,8	4,1	2,03	3,2	1,23

Как видно из табл. 1, примененная конструкция обеспечивает запас по ионизации в 25–30%. Еще более эффективной является конструкция, где увеличенный радиус закругления создается путем изменения профиля токоведущей части.

При разработке конструкции высоковольтной изоляции, обладающей максимальной долговечностью, должны быть учтены не только длительные воздействия сравнительно низкого рабочего напряжения, но и кратковременные воздействия высокого испытательного напряжения и перенапряжений, амплитуда которых достигает величины $(1,7 \div 2) U_n$. При этих напряжениях увеличение радиуса закругления не может устранить «нормальные» разряды в зоне максимальной напряженности, так как такие разряды будут происходить даже в зоне равномерного поля. Но, как указывалось выше, регулирование поля, увеличивающее потенциал щелей, расположенных в зоне максимальной неравномерности, уменьшает интенсивность скользящих разрядов. Эффективность регулирования поля и в этом случае подтверждается приведенными экспериментальными данными. Однако для количественной оценки величины радиуса закругления, учитывающей поведение изоляции при испытательных напряжениях, необходимо иметь экспериментальные зависимости начального напряжения и длины внутренних скользящих разрядов от положения щели в изоляции и ее потенциала.

Выводы

1. Рассмотрение ионизационных процессов в изоляции и полученные опытные данные показывают, что уменьшение неравномерности поля в изоляции при увеличении средней напряженности не более чем на 10% позволит исключить наиболее опасную ионизацию при рабочем напряжении (пробой «нормальных» полостей на углу токоведущей части) и уменьшить вероятность пробоя и разрушение изоляции в процессе ее испытания высоким напряжением.

2. Наиболее надежным и простым в изготовлении вариантом конструкции с такими свойствами является конструкция с увеличенным радиусом закругления токоведущей части, полученным путем наложения на ее торец полупроводящей или изоляционной планки с выбранным радиусом закругления (рис. 4, в).

3. При условии сохранения существующего коэффициента заполнения паза в такой конструкции может быть обеспечен «запас по ионизации», равный 25—30%.

ПРИЛОЖЕНИЕ

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТИ СОВПАДЕНИЯ «ПУСТЫХ» МЕСТ В ДВУХ СЛОЯХ МИКАЛЕНТЫ

Вероятность совпадения «пустых» (дефектных) мест в многослойной изоляции вычислялась И. П. Подольным.

Вводя функцию плотности дефекта

$$\lambda = \frac{n}{S_n},$$

где n — число точек в микаленте с пробивным напряжением, меньшим 1,0—1,5 кВ;

S_n — общая площадь испытанной изоляции,

И. П. Подольный рассматривает распределение дефектных точек по закону Пуассона с математическим ожиданием $a = \lambda S$.

Однако можно оценить вероятность совпадения дефектов в двух слоях менее строгим, но более наглядным способом.

Пусть рассматриваемая площадь первого слоя изоляции S_1 ; в нашем случае — это площадь наибольшей напряженности поля в обмотке:

$$S_1 = 2\pi r l N k,$$

где $r = 1,0$ мм — радиус закругления;

l — длина пазовой части;

N — число стержней в обмотке;

$k = \frac{1}{3}$ — доля стержней в обмотке, находящихся под напряжением

$$\frac{2}{3} U_\phi \leq U_p \leq U_\phi.$$

Тогда среднее число дефектов на этой площади составит:

$$m_1 = \lambda S_1.$$

Каждый разряд, проходящий через первый слой, будет охватывать во втором слое площадь S_p , которая, вообще говоря, зависит от напряжения.

Для всей площади изоляции получим:

$$S_2 = m_1 S_p,$$

и число дефектов во втором слое, попадающих в «зону действия» дефектов первого слоя:

$$m_2 = \lambda S_2 = \lambda^2 S_1 S_p.$$

Если величина $m_2 < 1$, то она является вероятностью наличия в изоляции обмотки точки с совпадением слабых мест в двух слоях микаленты в зоне наибольшей напряженности поля.

Для изоляции турбогенератора мощностью 100—300 Мвт при номинальном напряжении имеем:

$$S_1 \approx 0,5 \cdot 10^4 \text{ см}^2; \quad S_p = \pi \cdot 0,05^2 = 7,0 \cdot 10^{-2} \text{ см}^2;$$

$$\lambda = 7,5 \cdot 10^{-3} \text{ 1/см}^2; \quad m_2 = 0,021.$$

Близкая величина вероятности получается при вычислениях с использованием распределения Пуассона ($m_2 = 0,025$). Полученная величина m_2 показывает, что возможность совпадения двух слоев в изоляции в зоне наибольшей напряженности практически можно пренебречь (1 случай в 50 машинах).

ЛИТЕРАТУРА

3. М. Гуревич, Б. Д. Ваксер, Изоляция машин высокого напряжения с полупроводящими прокладками, сб. «Изоляция электрических машин», № 6, ЦИНТИЭП, 1961.
- Б. Д. Ваксер, З. М. Гуревич, Предпробивные явления в изоляции электрических машин высокого напряжения, «Электричество», 1961, № 9.
- В. А. Волков, О применении слюдинитовых материалов в высоковольтных электрических машинах, сб. «Вопросы электрической изоляции», Госэнергоиздат, 1963.
- Н. А. Козырев, Характер дефектов в изоляции электрических машин и основные причины, вызывающие эти дефекты, сб. «Изоляция электрических машин», № 6, ЦИНТИЭП, 1961.
- Б. Д. Ваксер, З. М. Гуревич, Предпробивные процессы в высоковольтной микалентной изоляции и вопросы методики ее испытания высоким переменным напряжением, сб. «Ионизационное старение, короностойкость и методика испытаний высоковольтной изоляции», ЦИНТИЭП, 1963.
- В. В. Берцев, П. Н. Дашук, Г. Г. Лысковский, О механизме скользящего разряда в искровой стадии, Научно-технический информационный бюллетень ЛПИ имени М. И. Калинина, № 1, «Электротехника», 1962.
- В. Романовский, Математическая статистика, ГОНТИ, 1938.

III. ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Транспортировка, хранение и подача в статор стержней статорной обмотки мощных турбогенераторов

Б. П. ФОМИН, Б. Г. ЦИХАНОВИЧ

Введение

Стержни статорной обмотки мощных турбогенераторов выполняются плетеными из элементарных медных изолированных проводников прямоугольного сечения.

Готовый стержень имеет общую длину до 8,5 м (для турбогенераторов мощностью 500 Мвт); прямолинейная (пазовая) часть его может достигать 6,5 м и обладает сравнительно точными размерами сечения для возможности укладки в паз. Концевые, или лобовые, части стержня изогнуты по эвольвенте, развернутой по конической поверхности (с увеличением радиуса конуса по направлению к концам).

Стержень обмотки покрыт корпусной изоляцией, выполняемой до настоящего времени путем наложения многих слоев микаленты, с несколькими промежуточными компаундировками. Концы стержня (в последнее время) оснащаются медными наконечниками, изготовленными методом точного литья. Наличие припаянных наконечников значительно упрощает соединение стержней в схему, а для обмоток с водяным охлаждением создает необходимые возможности сборки независимой гидравлической системы. Технологически существенным фактором является некоторое повышение жесткости конца стержня после припайки наконечника, так как вблизи зоны пайки устраняется вероятность взаимного смещения проводников.

Технологический процесс изготовления стержня обмотки предусматривает ряд мер, направленных на получение формы лобовых частей, наиболее близкой к чертежной, и сохранение этой формы на последующих операциях (изоляции и компаундирования). В последнее время стержни гнут на механизированных металлических шаблонах, а их лобовые части выпекают на этих же шаблонах. Разрабатываются такие рамы для компаундирования, в которых каждый стержень фиксируется во многих точках, чем предохраняется от искажений первоначально приданная ему форма.

Еще более перспективным в этом направлении является переход с микалентной корпусной изоляции на слюдотерм, благодаря чему отпадает необходимость в операции компаундирования, а требу-

емая геометрия стержня обеспечивается в специальной жесткой пресс-форме. Кроме того, новая изоляция придает значительно большую жесткость стержню, т. е. сохраняет его первоначальную форму.

Однако, независимо от типа применяемой изоляции, должны быть приняты все меры для предотвращения искажения формы стержня, а также механической и электрической прочности изоляции на всем пути от испытательного стенда изоляционного цеха до укладки статора в паз в сборочном цехе.

Всякое искажение формы, в конечном счете, может повлечь повреждение изоляции, так как потребует усиленной рихтовки при укладке стержня в статор.

Если при испытании уложенной в статор обмотки по группам будут обнаружены пробой изоляции, то дефектные стержни исправлению не подлежат — они извлекаются и заменяются новыми, в результате чего дорогостоящие изоляционные материалы превращаются в утиль. Восстановление стержня статорной обмотки турбогенератора мощностью 165 Мвт без накладных расходов обходится свыше 600 руб.

Кратко остановимся на традиционном технологическом процессе транспортировки, хранения и укладки статорной обмотки мощных турбогенераторов.

Готовые стержни в изоляционном цехе хранятся на специальных козлах, уложенные в два-три ряда с промежуточными деревянными прокладками в пазовой части; при этом лобовые части свободно висят, перекрывая друг друга. Выше упоминалось, что жесткость стержня недостаточна. Поэтому, при сравнительно небольшом весе (от 65 до 135 кг), стержни переносятся из изоляционного цеха в сборочный на плечах четырехмя-шестью рабочими. При этом под прямолинейную пазовую часть подкладывается длинный угольник из двух досок для уменьшения прогиба стержня, а лобовые части висят свободно. В сборочном цехе стержни снова укладываются на козлы (рис. 1).

После подготовки статора к укладке обмотки стержни переносят к месту нагревания до 90—100°С, что необходимо для размягчения изоляции,

временного увеличения ее пластичности при рихтовке. Почти все предприятия производят нагревание переменным током низкого напряжения от трансформатора, к выводам которого стержень присоединяется специальными винтовыми струбцинами, закрепленными на подставках. При подключении неизбежна деформация лобовых частей, так

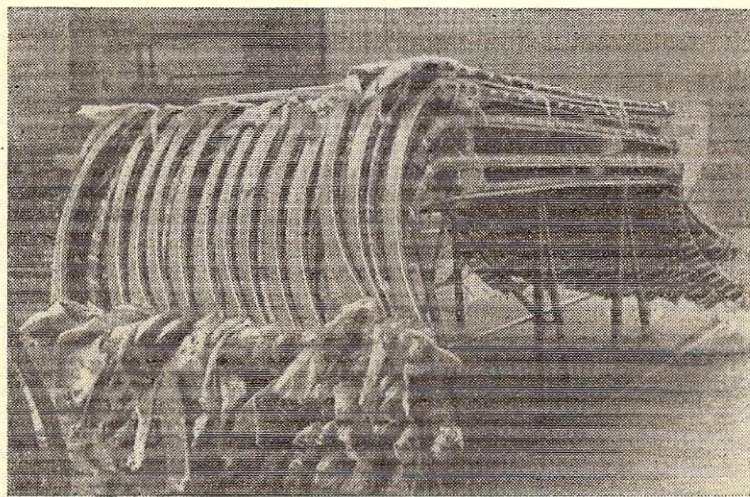


Рис. 1. Хранение статорной обмотки на козлах.

как геометрия стержней даже одного типа генератора различна для стороны возбуждателя, стороны турбины, верхнего и нижнего стержней, выводного и соединительного концов. Струбцины же связаны с весьма тяжелыми пучками электрических кабелей или шин и не могут оперативно переналаживаться под различные стержни.

После нагревания стержни вручную, по наклонному трапу, переносят «в расточку» статора и укладывают в пазы.

Переход от горизонтального участка пола к наклонному трапу и затем снова к горизонтальному — «расточке» статора — неизбежно сопровождался некоторыми изгибами пазовой части.

Значительные трудности вызывало и продвижение стержня внутри расточки статора, выравнивание его по длине и т. п., так как ограниченное пространство в статоре создает большие неудобства и опять-таки может приводить к повреждению стержня. Диаметр расточки не превышает 1200 мм при длине до 6 м и более.

Таким образом, предстояло решить большой комплекс вопросов по совершенствованию всей цепи технологических операций от изготовления готового стержня в изоляционном цехе до укладки его в паз статора. На первом этапе авторами данной статьи, а также И. П. Полушкиным, Н. Ф. Белоцким, П. Ф. Рябовым и П. Н. Тимофеевым¹ разрешены следующие вопросы:

1) транспортировка обмотки внутри завода без применения ручного труда и с исключением возможности искажения формы обмотки и повреждения изоляции;

2) хранение обмотки в цехах;

3) нагревание без снятия с тары;

4) нагревание без каких-либо возможностей искажения формы;

5) подача в статор до места укладки стержня по горизонтальному рольгангу без изгибов и без применения значительных усилий;

6) создание стационарного участка, позволяющего одновременно обматывать два крупных статора с максимальной экономией площади за счет перекрытия потребных расстояний вдоль оси статоров.

1. Транспортировка и хранение стержней

Для транспортировки и хранения стержней разработан и внедрен специальный ящик, конструкция которого показана на рис. 2.

Каркас 8 ящика сварен из заготовок корытной формы, гнутых из листовой стали толщиной 4 мм. С наружной стороны к каркасу приварены вертикальные ребра 7, к которым, в свою очередь, приварены скобы 6 и транспортные кнехты 11 (грибки). Хвостовики кнехтов проходят через ребра и каркас и приварены с обеих сторон. Внутри каркаса, в поперечном направлении, вварены швеллеры 10, опирающиеся на окантовку 9 из угольников.

Крайние швеллеры связаны поперечинами; на них уложены и закреплены сплошные настилы 4

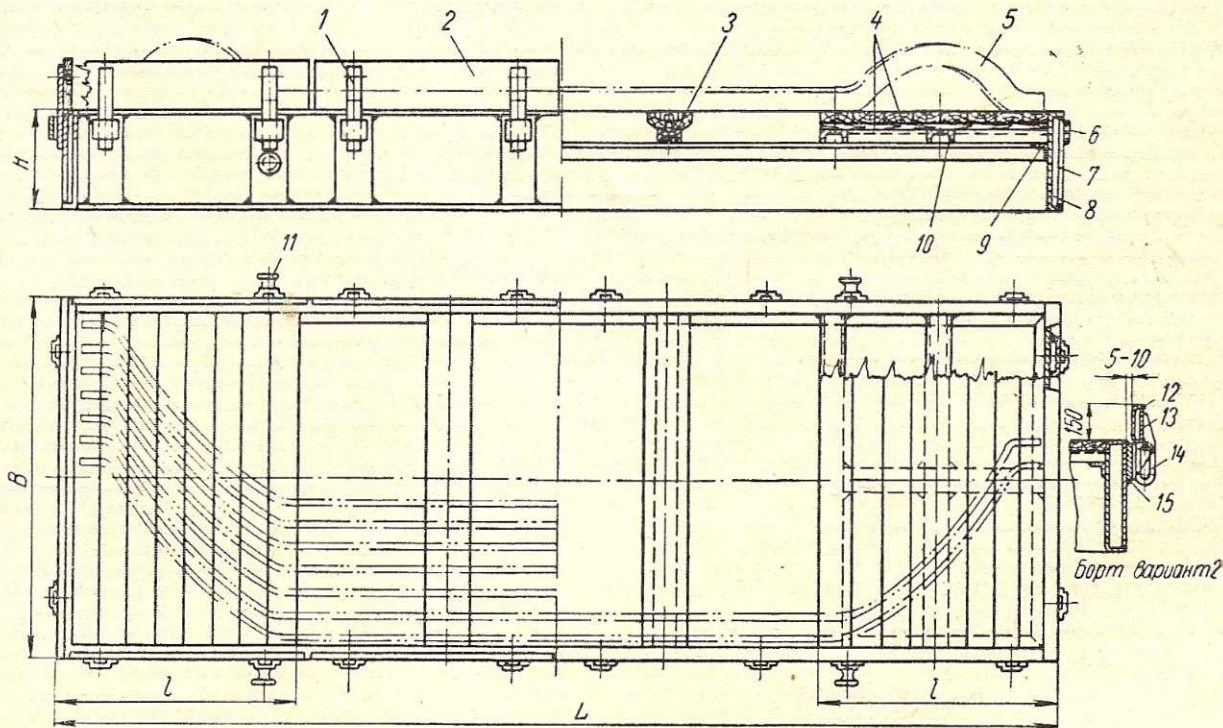


Рис. 2. Ящик для транспортировки и хранения стержней.

из досок. Средняя часть ящика длиной $L-2l$ не имеет сплошного настила, а для опоры пазовой части стержней 5 здесь предусмотрены деревянные брусья 3, прикрепленные к швеллерам.

Для предотвращения сползания стержней с

¹ Авт. свидетельство на изобретение № 147 649, см. «Бюллетень изобретений» № 11 за 1962 г.

ящика при транспортировке, по всему периметру устанавливаются съемные деревянные борта 2, которые планками 1 входят в скобы 6.

На уложенные стержни в четырех-шести местах накладываются деревянные гребенки, обшитые

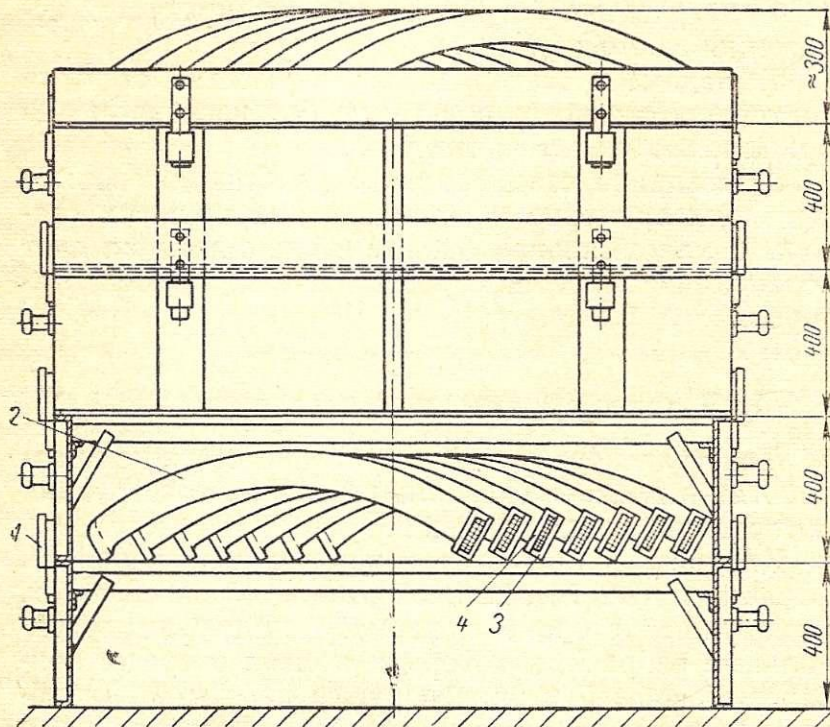


Рис. 3. Хранение стержней обмотки в ящиках.

войлоком, и прибинтовываются шнуром или привинчиваются к балкам 3 (для этого на концах ящика в деревянном настиле предусматриваются отверстия), что предотвращает смещение стержней при перевозке и повреждение одного стержня другим.

Ширина ящика B обусловлена возможностями средств перевозки и шириной проездов.

Высота H каркаса ящика должна обеспечить ему надлежащую жесткость, а также быть значительно больше высоты лобовой части стержня (на толщину деревянного настила 4 и швеллеров 10), чтобы иметь возможность укладывать загруженные ящики один на другой при хранении обмотки.

Стержни обмотки мощных турбогенераторов, изготавливаемых в настоящее время в СССР (от 25 до 500 Мвт), требуют высоты H , равной 400—420 мм.

На рис. 3 показаны четыре ящика, уложенные один на другой. При этом борта нижних ящиков 1 поставлены деревянной обшивкой наружу и создают надежную фиксацию стоящих выше ящиков.

На рисунке видно, что дно вышерасположенного ящика не касается лобовой части 2 стержней, лежащих в нижнем ящике. Пазовые части стержней по всей длине предохранены от местных де-

формаций и смятия деревянными угольниками 3 и 4.

Конструкция ящиков обеспечивает минимально возможную высоту штабеля, так как легкий и жесткий грузонесущий каркас каждого ящика накрывает обмотку предыдущего ящика и занимает это же пространство.

Кроме того, такая конструкция обеспечивает и максимальные удобства погрузки стержней в ящики, так как их не надо поднимать для переноски через борт — при погрузке он снят.

На рис. 2 показан вариант с откидным металлическим бортом. В этом случае борт открывается и также не мешает погрузке и выгрузке стержней.

На рис. 4 изображен модернизированный электрокар для внутривозвратной перевозки ящиков с обмоткой.¹ При его изготовлении применены узлы стандартного электрокара ЭК-2 грузоподъемностью 2 т. Пульт управления 1 крепится к С-образной сварной скобе 8, приваренной, в свою очередь, к раме 6. Колесные пары 7 разнесены на расстояние 3600 мм. Под рамой 6 размещена батарея аккумуляторов 3.

Для увеличения жесткости рамы 6 применены растяжки 4, пропущенные через стойки 5. На боковых сторонах рамы на мощных шарнирах смонтировано по четыре откидных кронштейна 2, на площадки которых опускается ящик 12. При этом передняя торцовая балка каркаса попадает в вырез С-образной скобы 8, чем устраняется возможность продольного смещения ящика. Откидные кронштейны 2 разводятся перпендикулярно бортам при перевозке ящика и устанавливаются вдоль бортов электрокара при движении без ящика. В обоих положениях кронштейны запираются быстроедействующими пружинными фиксаторами 10,

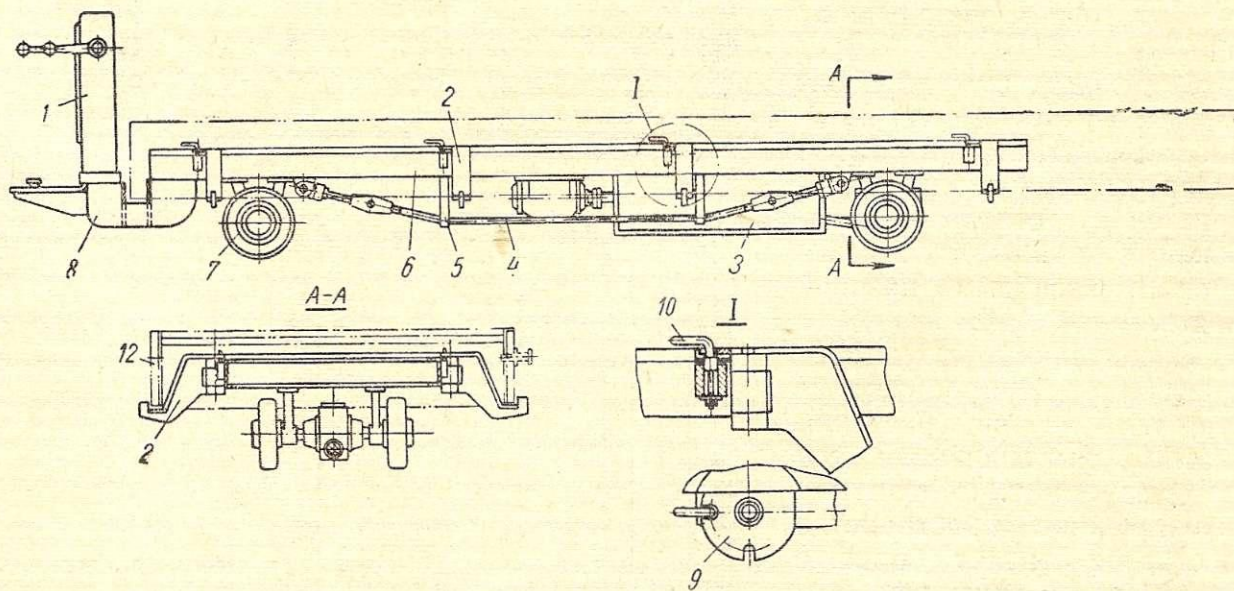


Рис. 4. Модернизированный электрокар.

которые входят в пазы дисков 9, приваренных в верхней части кронштейнов.

При общей длине 5890 мм электрокар имеет грузовую платформу 5000×1240 мм. Без ящика, со сведенными кронштейнами, габаритная ширина электрокара равна 1400 мм, а с погруженным ящиком — 2000 мм, т. е. не выходит за габариты ящика.

¹ Предложение К. А. Штыряева.

Минимальный радиус поворота электрокара по передней выступающей части ящика (обращенной к центру) составляет 8000 мм.

Несмотря на значительные габариты, модернизированный электрокар обладает хорошей маневренностью и отлично зарекомендовал себя на заводе. Применение его в комплексе с вышеописанным ящиком позволило исключить тяжелый труд по межцеховой переноске стержней рабочими.

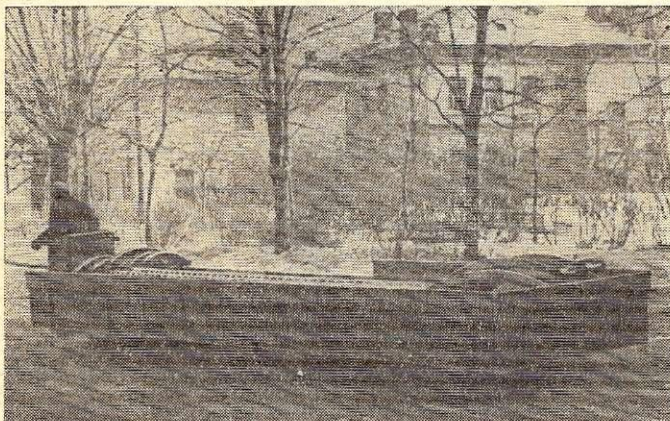


Рис. 5. Перевозка стержней на электрокаре.

На рис. 5 показан электрокар в работе.

При кооперированном изготовлении обмотки на заводах, входящих в электромашиностроительные объединения, когда готовая обмотка может перевозиться автомашинами на десятки километров, борта ящиков должны быть несколько изменены. Съемные борта могут быть потеряны, а их деревянная обшивка легко повреждаться в дороге при сдвигах между ящиками, уложенными по три-четыре в штабель.

На рис. 2 справа показан второй вариант — откидной борт. К корытной балочке 12 из листовой стали толщиной 3 мм приварены ребра 13 и проушины 14 с продолговатыми пазы, в которые входят оси кронштейнов 15. Такой борт надежно предохраняет от смещения вышестоящий ящик, а, в случае необходимости, легко убирается. Для этого борт нужно приподнять и повернуть на себя.

Завод, изготавливающий турбогенераторы мощностью от 25 до 500 Мвт, должен иметь ящики двух длин: 6000 и 8500 мм.

2. Организация рабочего места и обмотка статоров

Выше указывалось, что заводка стержней обмотки в статор по наклонному трапу крайне нецелесообразна. Поэтому при создании в 1957 г. специальной установки для поворота тяжелых статоров

¹ См. брошюру: Б. Г. Циханович, Установка для поворота статоров мощных турбогенераторов при укладке обмотки, изд. ФВИНИТИ, 1958, № Э-58-89/27.

при обмотке предусматривалось¹ опускание кантователя в специальную яму глубиной 1460 мм, что обеспечивало высоту нижней образующей рачточки статора от уровня пола порядка 1000 мм. Обмотка при этом может подаваться в горизонтальном положении, что открыло пути для дальнейшего совершенствования технологического процесса.

Ту же задачу (заводку стержней горизонтально) можно решить и без заглубления кантователя — путем сооружения эстакады высотой 1460 мм. Каждый способ имеет свои положительные и отрицательные стороны. Размещение обмотки и обмотчиков на эстакаде требует большей площади, так как персонал лишается возможности пользоваться цеховыми проходами. Кроме того, все детали, инвентарь и оснастка должны также подаваться на эстакаду. Но эстакада создает лучшие условия для поддержания рабочего места в более культурном, упорядоченном состоянии. Эстакада не может быть использована для временного хранения других (не относящихся к обмотке) деталей и узлов, под нею удобно размещаются трансформаторы и другое оборудование.

Рассмотрим рабочее место по обмотке статоров при помощи эстакады, т. е. без заглубления кантователей.

На рис. 6 схематически дан план участка для обмотки двух статоров. Участок размещен на площади 8800 и 31 820 мм (Б и А). Здесь показаны статоры 1 и 6, уложенные своими круглыми лобовыми листами 7 на ролики кантователей. Между статорами собрана из отдельных секций эстакада 2. С внешних торцов статоров предусматриваются уз-

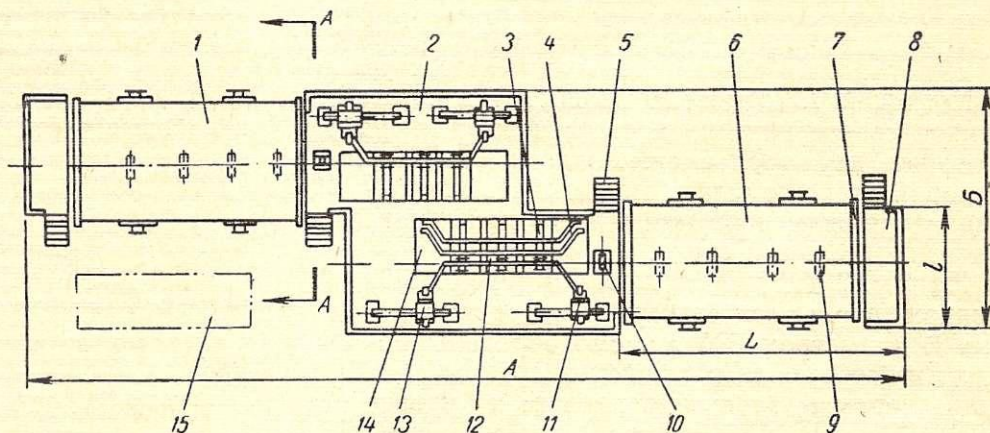


Рис. 6. Два рабочих места для обмотки статоров.

кие площадки 8 (шириной 1500 мм). Эти площадки нужны как во время укладки обмотки, так и при последующих операциях пайки, изолировки и т. д. На эстакаду и площадку ведут металлические лестницы 5.

Ящики 14 с обмоткой 4, 12 мостовым краном опускаются на эстакаду. При этом расставленные на эстакаде стойки рольгангов попадают в проемы в средней части ящика, и пазовая (прямая) часть стержней автоматически оказывается лежащей на рольганге, а фасонные лобовые части остаются на концевых деревянных настилах ящика.

Крайний стержень 12, лежащий по оси статора, разворачивается (без поднятия пазовой части) и

присоединяется к зажимам 11 и 13 для нагревания перед укладкой. После окончания нагревания стержень отсоединяется от зажимов 11 и 13, поворачивается лобовыми частями вверх и по рольгангу 3, отдельной роликовой стойке 10, а также по за-

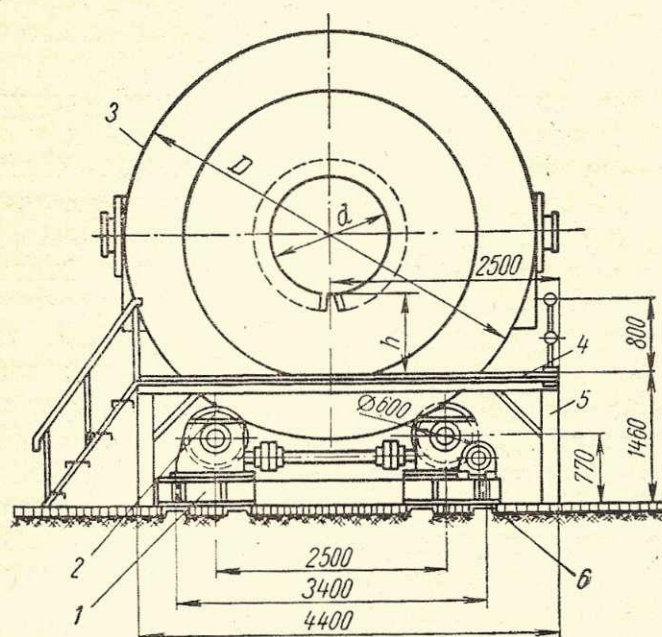


Рис. 7. Установка поворотного устройства без за-
глубления (разрез А—А).

Тип турбо- генерато- ра	Установочные размеры			
	d	D	L	h
ТВФ-100-2	1128	4000	5500	667
ТВ2-100-2	1095	4100	7400	752,5
ТИ-100-2	1080	3730	7520	538
ТВ2-150-2	1200	4463	8460	912
ТВВ-165-2	1170	4000	6000	656
ТВВ-200-2	1235	3960	6510	599,5
ТВВ-320-2	1265	4360	5780	819,5

кладным роликам 9, установленным внутри ста-
тора, подается в статор без значительных усилий.

Позицией 15 отмечена площадка для штабеля
ящиков со стержнями, достаточного для работы
в течение двух-трех смен. Аналогичная площадка
с правой стороны также может быть исполь-
зована для складирования ящиков или занята
под испытательный стенд.

На рис. 7 дан разрез по А—А (см. рис. 6)
с видом вдоль оси статора. Поворотные ро-
лики 2 диаметром 600 мм смонтированы по-
парно на собственных рамах 1 и прикреплены
к швеллерам 6, забетонированным на уровне
пола. Швеллеры 6 имеют ряд отверстий,
позволяющих переставлять раму с парой хо-
лостных роликов в соответствии с длиной ста-
тора. Лобовой лист 3 статора диаметром D
ложится на ролики, и при расстоянии между
осями роликов 2500 мм обеспечивается вы-
сота h от нижней образующей расточки ста-
тора до настила 4 эстакады в пределах 538—
912 мм.

Рядом с рисунком приведена таблица вы-
сот h для настройки высоты рольгангов.

Металлическая эстакада 5 и ее деревянный на-
стил 4 подходят к торцу статора с зазором порядка
100—150 мм. По всему периметру эстакада окай-
млена перилами.

На рис. 8 показана секция эстакады. Верхний
пояс 1 выполнен из швеллера № 16, стойки 2 —
из уголков № 10, раскосы 3 — из уголка № 7, 5.

Фланцы 4 для винчивания стоек перил приварены
к верхнему поясу. Стыки перил оформлены при
помощи точеных шаров 5. Настил изготовлен из
досок толщиной 50 мм.

Следует кратко остановиться на вопросе о за-
щите эстакады от нагревания вихревыми токами.
Стержень обмотки, находящийся над эстакадой,
с токоподводами и расположенным под эстакадой
трансформатором, образует замкнутый контур, и
при нагревании стержня верхний пояс эстакады
(проходящий внутри контура) сильно перегре-
вается. Поэтому пришлось установить места наи-
большего нагрева, вырезать участки верхнего пояса
и заменить их вставками из древесного пластика
на болтах.

Следует при выполнении деревянного настила
предусмотреть люки для доступа к трансформато-
рам. На рисунке не показан деревянный бортик
по краю настила и листовая обшивка вертикаль-
ных стенок эстакады, необходимые для обеспе-
чения безопасности персонала. В обшивке име-
ются запирающиеся дверцы и внутреннее освеще-
ние.

На рис. 9 представлен поперечный разрез по
рольгангу и установленному на нем ящику с об-
моткой. На плите 14 закреплены стойки 7 и 15,
имеющие регулируемые по высоте консольные пло-
щадки 16 для установки каркаса ящика 6. На
этих же площадках закреплены вертикальные
стержни 8 с проушинами, на которых собраны по-
перечные балочки, состоящие из стержня 10, свар-
ного корыта 12 и колодок 11 и 17. На стержне 10
на шарикоподшипниках установлены фасонные ро-
лики 9. Сверху балочки прикреплена полоса 13 из
гетинакса, образующая склиз, по которому очеред-
ной стержень сдвигается на ролики. На левом
конце его закреплен упор 1.

На рисунке видно, что при опускании ящика
пазовые части стержней обмотки легли на склиз,
а лобовые части 2 остались лежать на деревянном
настиле ящика.

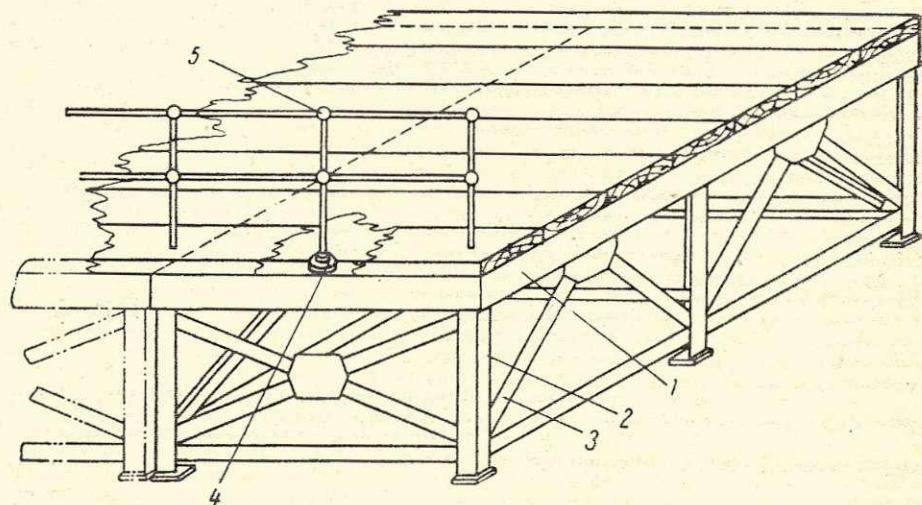


Рис. 8. Секция эстакады.

Разность y остается постоянной при регули-
ровке рольганга по высоте. Вращением винтов 5
высота h_1 рольганга устанавливается соответствен-
но высоте h нижней образующей расточки статора
(см. рис. 7) плюс высота закладных роликов, на-
ходящихся внутри статора. Стержень 4 показан
в положении, предшествующем подаче его в ста-

тор, т. е. после нагревания и снятия с пазовой части одного из деревянных защитных угольников 3. Конструкция рольганга также должна быть защи-

значительном расстоянии между ящиком и статором. В основание 1 винтом 6 вставлена скоба 3 с роликом 4. Винт 6 предохраняется от вращения

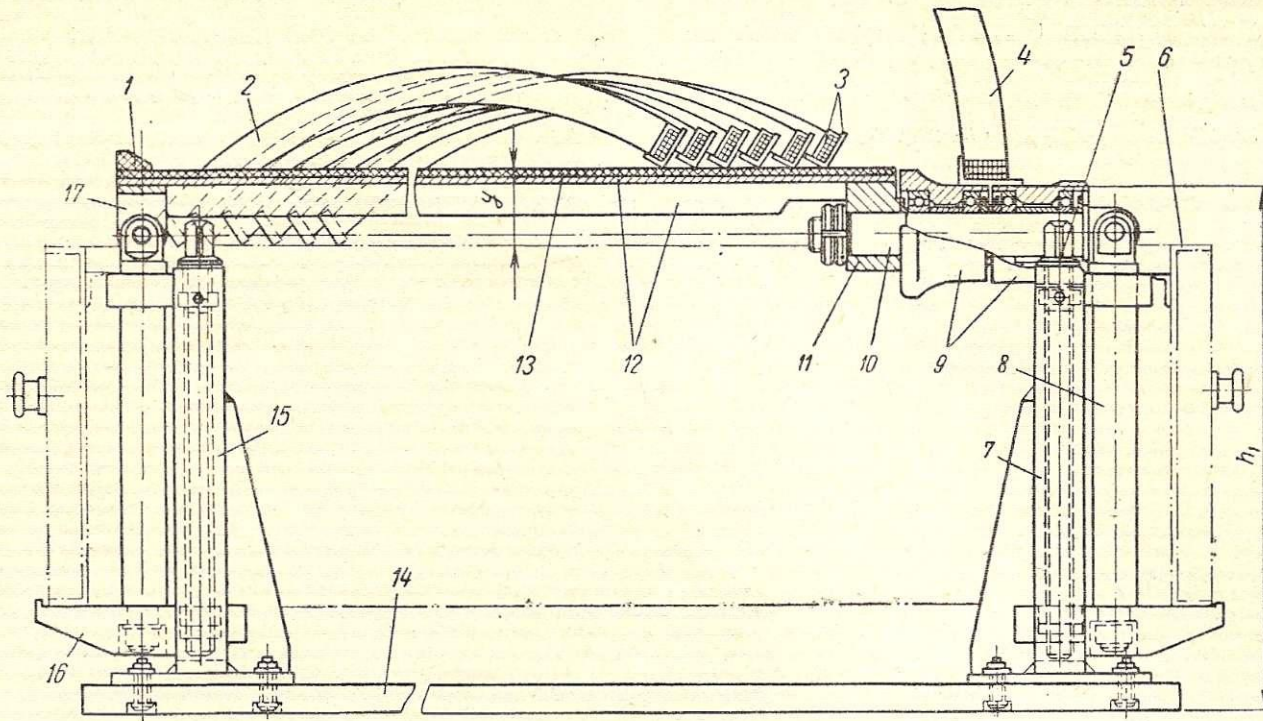


Рис. 9. Положение стержней обмотки на рольганге.

щена от вихревых токов, т. е. не должна представлять замкнутый контур, и близкие к стержню детали лучше изготовлять из немагнитных материалов. Ролики 9 выполнены из силумина, стержень

в основании винтом 2. Гайка 5 позволяет осуществлять настройку ролика по высоте.

Закладные ролики (см. поз. 9 на рис. 6) изготавливаются применительно к конструктивным особенностям активной стали статора (ширина пазов, вентиляционных каналов между пакетами).

На рис. 11 изображена пара закладных роликов для статора с широким пазом, где оказалось возможным поместить внутри каждого ролика по два подшипника. Стержень 1, лежащий на защит-

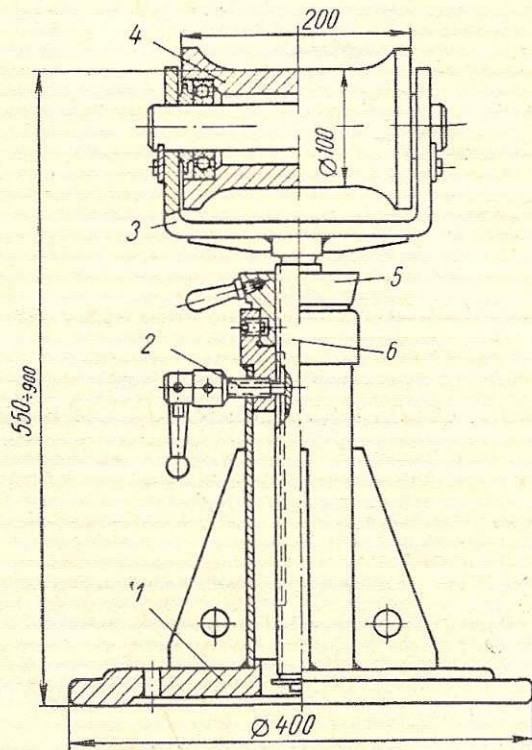


Рис. 10. Отдельная роликовая стойка.

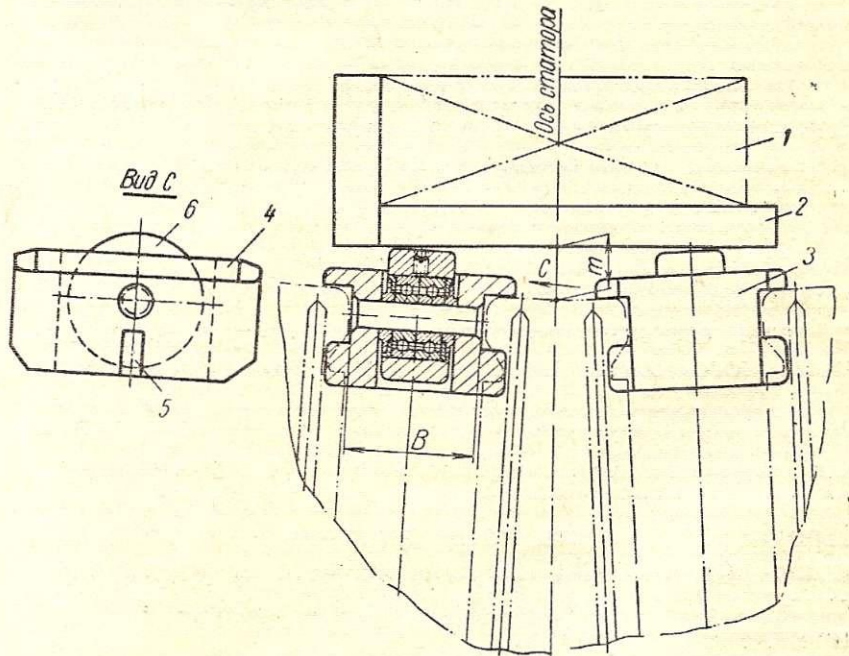


Рис. 11. Закладные ролики.

10 — из немагнитной стали, а плита 14 может быть деревянной или из слоистых пластиков. Количество стоек обуславливается длиной пазовой части и соответствует проемам в ящике для транспортировки обмотки (см. рис. 2). Минимальное количество стоек — три.

На рис. 10 показана отдельная роликовая стойка, предназначенная для поддержания стержня на

ном угольнике 2, движется по двум роликам 6 одновременно. Корпус 3 закладного ролика имеет заплечики 4 для опоры на «расточку» статора и выступы 5, которые входят в вентиляционные ка-

налы и препятствуют сдвигу роликов вдоль оси статора.

Ширина B корпуса 3 ролика принимается на 1,5—2 мм меньше ширины паза в свету. Рабочая высота роликов m должна быть минимальной, но в то же время корпус 3 не должен глубоко входить в паз, т. е. не должен касаться уложенных стержней обмотки верхнего ряда (до установки прокладок).

На корпусе 3 предусматриваются скосы и закругления, предотвращающие удары движущегося защитного угольника 2 о корпус очередного ролика.

чался без каких-либо усилий, способных изменить его форму;

2) усилие зажима наконечника стержня должно быть определенным и неизменным в процессе повышения температуры наконечника;

3) сечение всех токопроводящих частей и удельное сопротивление материала должны обеспечить при длительной их эксплуатации нагрев не выше 35—40°С; рабочие губки, контактирующие с наконечником стержня, должны охлаждаться водой;

4) возможность подключения стержня, лежащего на рольганге, на линии оси статора;

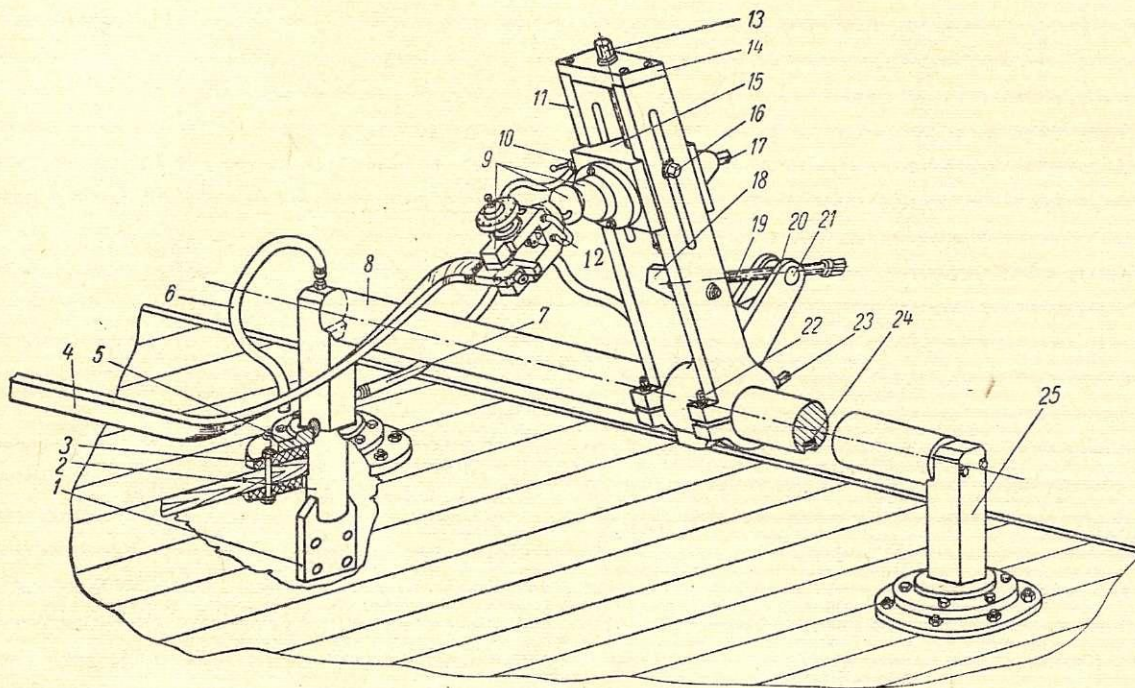


Рис. 12. Стойки контактов и токопровод.

В статоре устанавливается четыре-шесть пар закладных роликов. После поворота статора на некоторый угол ролики переставляются в другие пазы.

Как было отмечено выше, для придания корпусной изоляции стержней эластичности, предотвращающей повреждение изоляции при укладке в пазы, стержни подогреваются пропусканием переменного электрического тока до температуры 90—100°С на поверхности изоляции. При этом сила тока достигает 8000 а (плотность 3,5—4,5 а/мм²). Нагревание должно осуществляться вблизи статора, непосредственно перед укладкой. Продолжительность нагревания — 40—50 мин. Сокращение времени нагревания за счет увеличения силы тока нецелесообразно из-за опасности повреждения изоляции.

При разработке новой конструкции нагревательных устройств было предусмотрено выполнение следующих требований:

1) рабочие поверхности контактных губок должны иметь широкие возможности наладочных перемещений в пространстве во всех трех измерениях, а также поворота вокруг любой оси. Это необходимо для того, чтобы любой стержень подклю-

5) возможность настройки на любые возможные длины стержней;

6) возможность быстрого отключения нагретого стержня, отвода зажимных губок в сторону и свободного прохода рабочих между рольгангом и ящиком, с одной стороны, и нагревательным устройством, с другой стороны,— при подаче стержня в статор.

Конструкция стойки контакта показана на рис. 12. Таких стоек для каждого рабочего места предусмотрено две. На рисунке, для упрощения, не показан ящик и рольганг, на которых лежат стержни обмотки.

В деревянном настиле эстакады в специальных отверстиях закреплены при помощи фланцев стойки 2 и 25. Внутренние токоподводящие стойки 2 изготавливаются из латуни и под настилом имеют пластины 1 для присоединения кабелей от вторичной обмотки трансформатора (240 кВа). Стойка 25 — стальная. Фланец 5, приваренный к стойке 2, крепится болтами к диску 3 из древесно-слоистого пластика, лежащему на настиле.

При помощи болтов к стойкам прикреплен круглый латунный стержень 8, имеющий по всей длине глубокий паз, на дне которого закреплена

зубчатая рейка 24. Пластины 11 в нижней части имеют тщательно обработанные отверстия по диаметру стержня 8 и клеммовый зажим, позволяющий при помощи болтов 22 создать надежный электрический контакт.

Между пластинами 11 находится кронштейн 20 со шпонкой и реечной шестерней, приводимой в движение ключом, накладываемым на шестигранный конец валика 23. При настройке контактов по длине стержня обмотки болты 22 ослабляются и, вращением реечной шестерни, кронштейн вместе с окаймляющими его пластинами 11 передвигается по стержню 8.

В верхней части кронштейна, в проушинах, установлена поворотная гайка 21, через которую

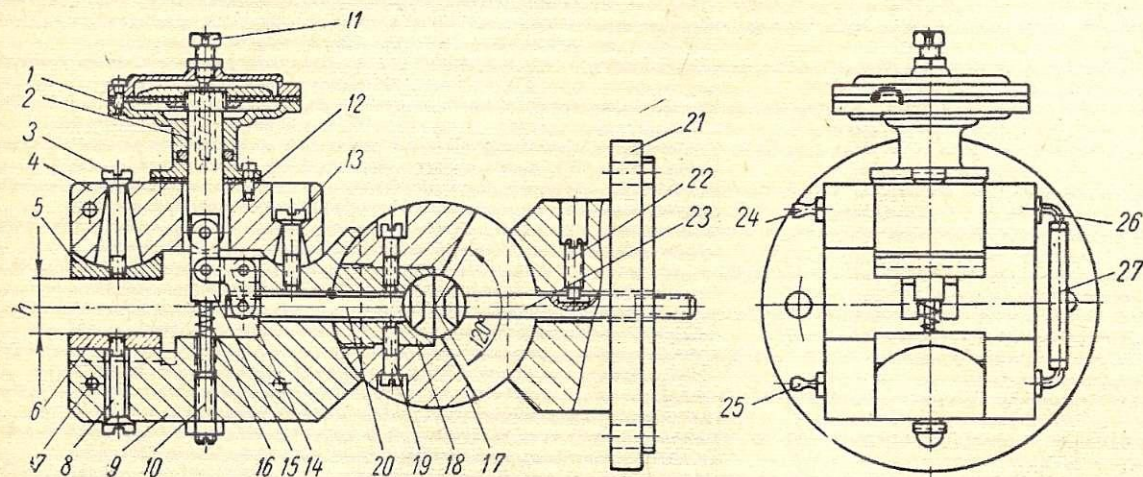


Рис. 13. Универсальная шаровая головка.

к коромыслу 18 проходит винт 19 для регулировки наклона пластин.

Сверху пластины 11 соединены крышкой 14, несущей винт 13 для регулировки положения ползуна 15 по высоте. Болты 16, проходящие через пазы пластин 11, подтягиваются после установки ползуна на нужную высоту и обеспечивают поджатие пластин к ползуну.

На лицевой стороне ползуна прикреплена универсальная шаровая головка 9 с пневматическим приводом. Между губками шаровой головки зажат (на рисунке) наконечник нагреваемого стержня обмотки 4. С левой стороны ползуна закреплен пневматический распределитель 10 для управления пневмокамерой шаровой головки.

При помощи рукавов 6, 7, 12 обеспечивается последовательное прохождение охлаждающей воды через верхнюю часть токоведущей стойки 2 и губки шаровой головки.

Все токоведущие детали стойки контактов изготавливаются из латуни ЛС 59-1 или ЛО 90-1 или других, им равноценных по электропроводности и твердости.

Все стыковые поверхности должны быть приштаблены. Трансформатор размещается под настилом эстакады между стойками для уменьшения потребности в монтажных материалах и сокращения числа возможных участков каркаса эстакады, защищаемых от индукционного нагрева.

На рис. 13 более подробно показана конструкция универсальной шаровой головки токоподвода.¹

¹ Изобретение Б. П. Фомина и Б. Г. Цихановича, Авт. свидетельство № 154935.

Главной деталью головки является шар 17 диаметром D . Внутри шара (в центре) имеется шаровая полость диаметром d . Для возможности ее получения предусматривается технологическая пробка 18 из такого же материала, как и шар. Пробка поставлена на резьбе и дополнительно укреплена винтами 19.

В разные стороны из шара 17 выходят тяги 20 и 23, головки которых находятся в шаровой полости, а оси тяг всегда направлены радиально. Шар имеет взаимно перпендикулярные секторные пазы для тяг 20 и 23 с углом раскрытия по 120° (при необходимости углы могут быть доведены до 180°).

Правая тяга проходит через основание 21, и на ее свободный конец может быть навинчена гайка, соединенная с болтом, выходящим с обратной стороны ползуна (см. поз. 17 рис. 12). Основание имеет шаровое углубление диаметром D , и при навинчивании гайки на конец тяги 23 последняя обеспечивает плотный прижим шара к основанию, т. е. жесткость и электропроводность.

Винт 22 предотвращает вращение тяги 23. Основание 21 посредством заточки диаметром d_1 плотно крепится к ползуну (см. поз. 15 на рис. 12).

Левая тяга проходит через отверстие нижней губки 9 головки и шарнирно соединена с рычагом 14, качающимся на проушинах нижней губки. Второй конец рычага 14 шарнирно соединен с колодочкой 15, которая, в свою очередь, шарнирно соединена со штоком 2 пневматического привода 1. Корпус пневматического привода укреплен на верхней губке 4 с применением теплоизолирующей прокладки 12.

Верхняя губка правым концом по хорошо пригнанной цилиндрической поверхности сопрягается с нижней губкой и имеет возможность скользить по этой поверхности без значительного отхода от нее, так как зафиксирована винтом 13. На левых концах верхней и нижней губок предусмотрены сменные контактные пластины 5 и 6, качающиеся по цилиндрическим поверхностям во взаимно перпендикулярных направлениях. Пластины прикреплены винтами 3 и 8. Путем замены пластин можно изменять размер h зажимаемого конца стержня в нужных пределах.

При включении привода 1 его шток 2 движется вверх и через рычаг 14 и тягу 20 обеспечивает плотный прижим шарового углубления нижней губки 9 к шару 17. Когда рычаг 14 останавливается (относительно губки 9), то начинает двигаться вниз корпус пневматического привода и опускает губку 4, обеспечивая плотный зажим стержня по размеру h .

При выключении привода 1 его пружина и пружина 16 поднимают губку 4 вверх, освобождая стержень по размеру h . Одновременно ослабляется рычаг 14, и контакт шара с нижней губкой обеспечивается только пружиной 16.

Губки 4 и 9 могут быть отведены от отверстия

вперед или назад на угол 60° , и стержень подается в статор.

Для ограничения раскрытия губок предусмотрен винт 11. Винт 10 ограничивает отход нижней губки от шара. Каналы 7, ниппели 24, 25, 26 и трубка 27 служат для охлаждения губок водой.

Губки 4 и 9, шар 17 и пробка 18, пластины 5 и 6, основание 21 изготавливаются из металла, механически достаточно прочного и обладающего высокой электропроводностью (типа хромистых бронз и им равноценных).

Весьма важной особенностью описываемой головки является раздельная настройка в вертикальной плоскости (правой тягой 23) и в горизонтальной плоскости (левой тягой 20). Это обеспечивает наиболее удобные условия для работы, так как чаще всего приходится пользоваться движением в горизонтальной плоскости — для надвигания зажимов на стержень и отвода от него. Вращение шара возможно на 360° вокруг оси тяги 23 и вращение губок на 360° вокруг оси тяги 20.

Преимущества рассмотренной шаровой головки, являющейся основным узлом нагревательного устройства, можно кратко сформулировать следующим образом:

1) возможность придавать любое положение контактным губкам в пространстве;

2) в любых пространственных положениях не изменяется контактная площадь шара, а следовательно, и плотность пропускаемого тока;

3) одновременное включение и выключение зажима изделия и прижима губок к шару в зоне переднего секторного паза, что ускоряет освобождение нагретого стержня;

4) наличие самоустанавливающихся контактных пластин, позволяющих зажимать наконечники стержней с непараллельными плоскостями;

5) пневмопривод обеспечивает определенный и неослабевающий зажим.

Таким образом, при наличии вышеописанной оснастки и надлежащей организации рабочего места, обмотка статора выполняется в следующем порядке: очередной статор устанавливается на ролики кантователя и подготавливается к обмотке (установка кронштейнов, бандажных колец, закладка термопар и т. д.). Кроме того, на собственных легких кронштейнах, после разметки пазов мелом, устанавливаются технологические гребенки, определяющие положение наконечников стержней нижнего ряда. Применение таких гребенок, изготовленных из древесно-слоистого пластика и разрезанных на сегменты, в значительной мере повышает качество лобовых частей, так как концы стержней сразу устанавливаются с правильным шагом и на нужном расстоянии от центра. После привязки лобовых частей к бандажным кольцам гребенки будут сняты, но правильное положение обмотки сохранится, и при укладке верхнего ряда ориентировка осуществляется по наконечникам стержней нижнего ряда.

На эстакаде предварительно расставляются стойки рольгангов, отдельная роликовая стойка, и все они устанавливаются на нужную высоту. Для этого на участке должна быть вывешена на видном месте таблица высот h рольгангов для всех статоров.

Краном со штабеля на эстакаду подается ящик

с обмоткой. Следует отметить, что между изоляционным цехом и сборочным должен быть согласован порядок укладки стержней в занумерованные ящики таким образом, чтобы они лежали в полном соответствии с последовательностью их подачи в статор на обмоточном участке. Первый ящик на короткое время повисает над эстакадой, и положение стоек рольгангов окончательно корректируется. Затем ящик опускается на место, и пазовая часть стержней ложится на склизы рольганга. Первый стержень сдвигают на ролики, поворачивают к нагревательному устройству концами и регулируют положение стоек контактов по длине стержня. Затем ползуны контактов регулируются и стопорятся по высоте, а также устанавливается нужный наклон губок шаровых головок (см. болт 17 на рис. 12). Предварительно к боковым сторонам стержней, у начала лобовых частей,

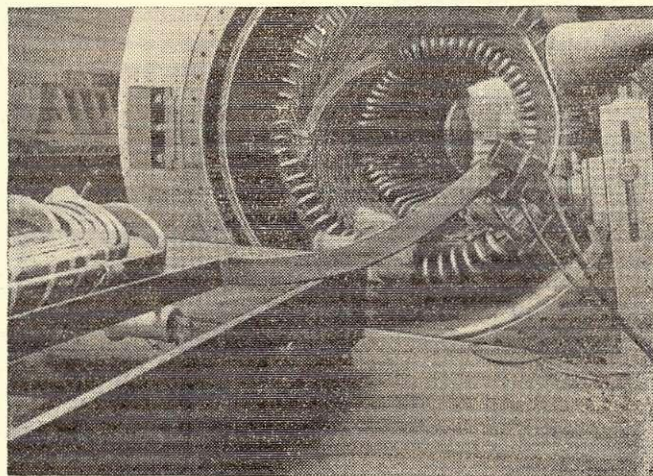


Рис. 14. Нагревание стержня на рольганге.

привязываются дистанционные распорки. Наконечники стержня заводятся между губками шаровых головок и зажимаются (рис. 14). К стержню прикрепляют термометры для контроля температуры по поверхности изоляции и включают трансформатор для нагревания стержня.

Во время нагревания заканчивают подготовку внутри статора и устанавливают в нижние пазы закладные ролики. По достижении заданной температуры трансформатор отключается, стержень освобождается из зажимов шаровых головок, и пазовая часть натирается миканитовым мылом. Стержень по рольгангу подается в статор вместе с защитным деревянным угольником (рис. 15). В статоре стержень снимается с угольника, выравнивается по длине и осаживается в паз. Головка стержня направляется в соответствующий паз гребенки. Двое рабочих сдвигают следующий стержень на ролики рольганга и производят подключение для нагревания в прежнем порядке. Затем эти рабочие присоединяются к своим товарищам, производящим заклиновку стержня временными деревянными клиньями, привязку лобовых частей к бандажным кольцам.

Аналогично укладываются последующие стержни. Когда стержни из данного ящика израсходованы, взамен его краном устанавливают следующий. После укладки нескольких стержней статор поворачивают, переставляют закладные ролики снова в нижний паз. Когда уложены все нижние стержни, заканчивают расклиновку лобовых частей

и приступают к испытанию изоляции уложенных стержней по группам.

Затем начинают укладку стержней верхнего ряда. На первом стержне этого ряда стойки контактов и шаровые головки настраиваются на требуемые углы и положение в пространстве. В дальнейшем, при подключении очередного стержня, пользуются только пневматическим приводом шаровой головки: заводят головку на наконечник и зажимают его.

Необходимо отметить, что применение кантователей и приближение уровня, на котором находится персонал, к «расточке» статора значительно облег-

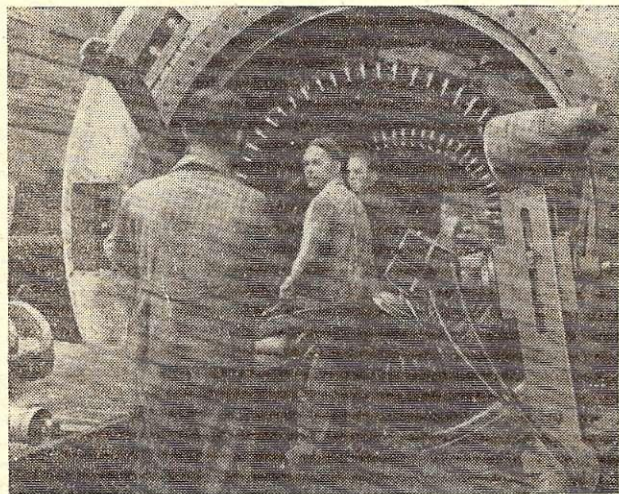


Рис. 15. Заводка стержня в статор.

чает выполнение работ, следующих за укладкой обмотки: пайку, изолировку и т. п.

Эстакада должна быть оборудована пультами управления, трансформаторами и кантователями; в доступное место на общую панель выносятся вентили для охлаждающей воды и ее слива, вентили для сжатого воздуха к шаровым головкам и для подключения пневматических инструментов, применяющихся при заклиновке пазов постоянными клиньями.

Детали и материалы должны подаваться в специальной таре, а распорки — заранее разложены по ячейкам.

Необходимо создать хорошее местное освещение на площадке и внутри статора при помощи специальных рефлекторов.

Инструментальные шкафы надо размещать с таким расчетом, чтобы они не препятствовали выполнению работ.

На эстакаде должен быть установлен телефон.

Заключение

Главными преимуществами описанного оборудования рабочего места, осуществленного на заводе «Электросила», являются повышение качества обмотки и улучшение культуры производства. Облегчен труд обмотчиков и вспомогательных рабочих. Трудоемкость выполнения обмотки снизилась примерно на 6%. Совершенно исключена ручная переноска стержней, что дало экономию свыше 600 нормо-часов. Количество пробоев стержней при испытаниях снизилось на 40%.

Однако существуют неограниченные возможности для дальнейшего совершенствования описанного технологического процесса.

Представляется целесообразным проработка следующих мероприятий:

1) осаживание стержней обмотки в пазы при помощи пневматических устройств — плунжерных, вибрационных или с трубчатой диафрагмой. При этом инструмент можно крепить к соседним пазам или упирать в противоположную стенку расточки статора;

2) улучшение процесса заклиновки, с созданием механизмов, предусматривающих поджатие прокладок под клин впереди движущегося клина;

3) создание удобного инструмента для зачистки после пайки соединений с применением кардщеток или вращающихся напильников с отсосом пыли и стружек из рабочей зоны;

4) совершенствование методов контроля пайки головок;

5) создание более удобных приборов и устройств для проведения испытаний обмоток с водяным охлаждением на плотность и расход;

6) механизация изолировки головок и наложения шнуровых бандажей специальными переносными механизмами, в создании конструкции которых может быть использован опыт швейной и обувной промышленности;

7) фотоэлементная защита, предотвращающая попадание персонала в опасную зону при испытании обмотки на электрическую прочность изоляции;

8) мероприятия, обеспечивающие уменьшение загрязненности воздуха при нанесении лакокрасочных покрытий на уложенные лобовые части;

9) автоматизация нагревания стержней перед заводкой в статор, обеспечивающая отключение тока при достижении заданной температуры и звуковую или иную сигнализацию.

Автоматическая подача крупногабаритных заготовок в 1600-т пресс

В. И. СМЕРНОВ, К. Д. СМЕРНОВ

Введение

В настоящее время на многих штамповочных заводах и цехах подача в штампы крупногабаритного материала (на одну вырубку, вытяжку) производится вручную, причем вес подаваемых листов достигает 100 кг и более.

На заводе «Электросила» авторами сконстру-

рован и внедрен механизм поштучной подачи листов стали в штамп.

Этот механизм успешно эксплуатируется с конца 1962 г. Он позволил заменить тяжелый и опасный труд двух человек при подаче заготовок в штампы для вырубki сегментов обода ротора гидрогенераторов.

1. Описание и конструкция механизма подачи

Конструкция механизма подачи (рис. 1) разработана для поштучной подачи листового материала в штампы прессы мощностью $Q=1600$ т.

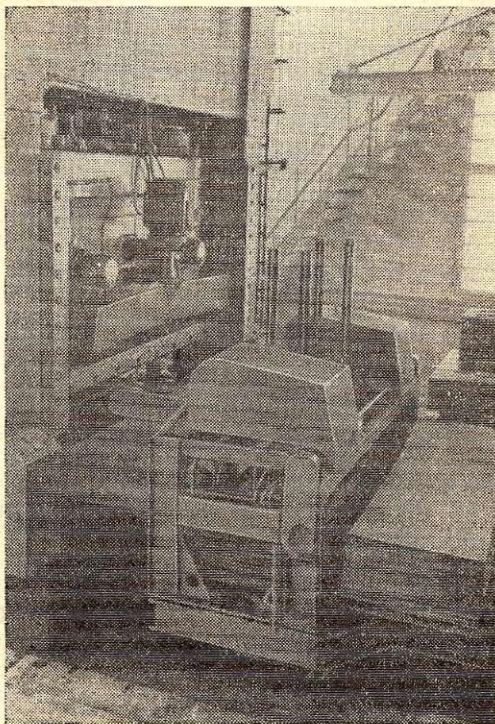


Рис. 1. Механизм подачи в работе.

Механизм позволяет производить подачу листа в штамп по требованию рабочего (нажатием кнопки) или автоматически, при ходе пуансона вверх.

Механизм подачи имеет следующую техническую характеристику:

Вес подаваемых листов	30—120 кг
Габариты листа:	
толщина	2—6 мм
ширина	600—950 мм
длина	1200—2800 »
Скорость подъема листа	300 мм/сек
» подачи »	400 »

Конструктивно механизм подачи, показанный на рис. 2, состоит из грузовой тележки 1, имеющей свой приводной рольганг, и смонтированного на ней механизма подъема и удержания листа 3, а также механизма подачи его в штамп.

1. Грузовая тележка имеет свой привод, благодаря чему механизм подачи может подъезжать и отъезжать от прессы во время замены штампа, чистки и ремонта прессы.

На тележке смонтирован приводной рольганг с концевым выключателем, который позволяет устанавливать пакет стали на рольганги в зоне механизма подъема листов.

2. Механизм подъема и удержания листа, показанный на рис. 3, выполнен в виде плиты 1, несущей на себе восемь пневматических присосов 2, механизм управления присосами 3 и два концевых выключателя 4, обеспечивающих автоматическую работу при подъеме и сбросе его на каретку механизма подачи.

Механизм управления присосами представляет собой корпус 5, имеющий на торцевой поверхности отверстия, которые соединены трубками 6 с присосами 2. К торцевой поверхности корпуса прилегает притертый к корпусу диск. Этот диск имеет сквозные отверстия, соответственно согласованные с отверстиями в корпусе.

При подъеме листа отверстия в корпусе перекрываются диском под действием электромагнита 8.

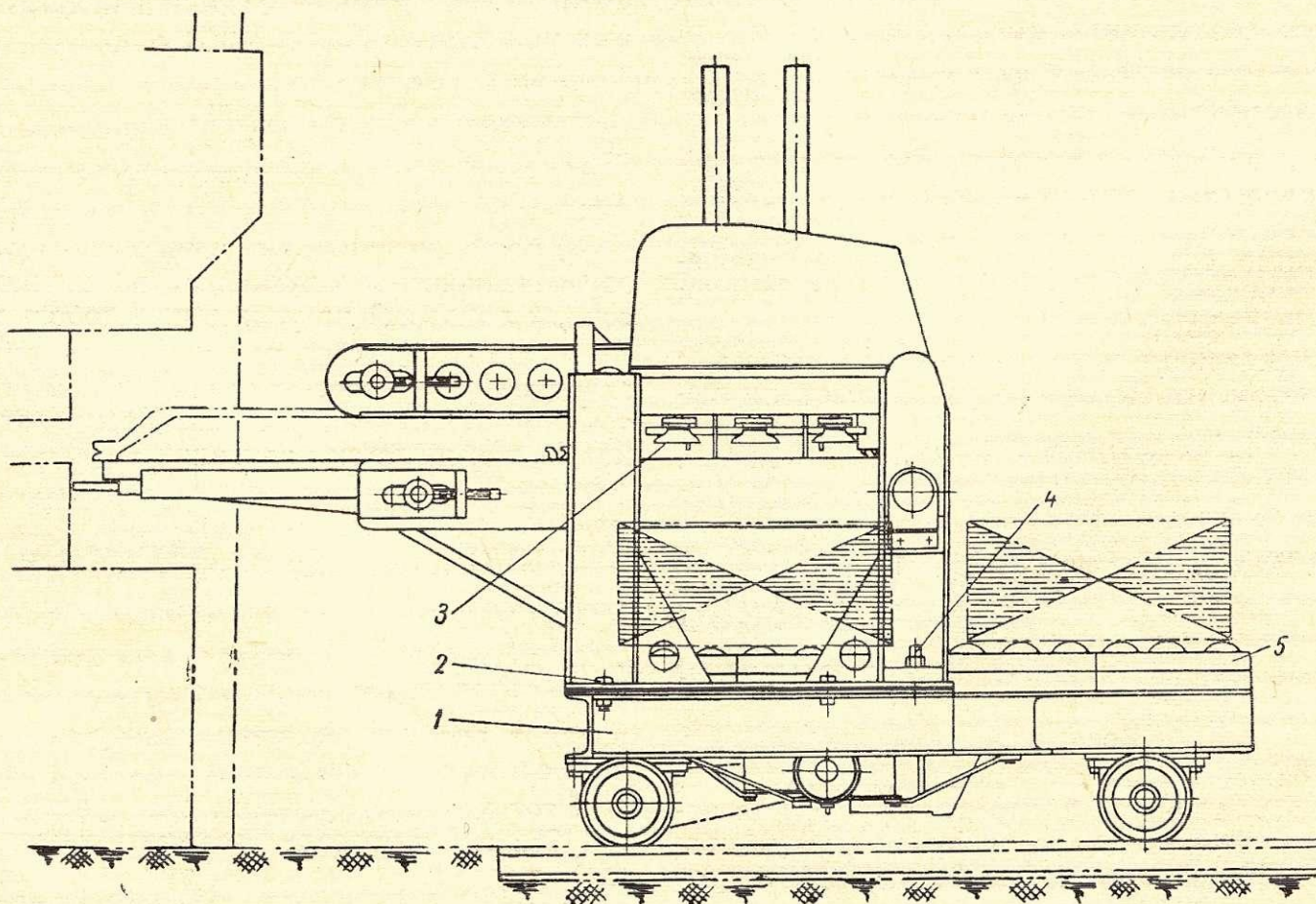


Рис. 2. Механизм поштучной подачи крупногабаритного материала в штамп прессы.

При выключении электромагнита пружина 9, через тягу 10, повернет вокруг оси диск 7 и совместит отверстия диска с отверстиями корпуса, соединив, таким образом, присосы с атмосферой, что соответствует передаче листа от присосов на каретку 5, показанную на рис. 4.

Описываемое устройство обеспечивает надежное, одновременное и при том независимое управление присосами. Количество отверстий в корпусе

низмы привода плиты подъема и привод каретки с подающими рычагами 9. На станине имеются направляющие 4, по которым перемещается лист, подаваемый в штамп.

2. Порядок работы механизма подачи

Нажатием кнопки на пульте управления механизм подачи перемещается к прессу по рельсам, уложенным со стороны подачи в штамп. Остановка

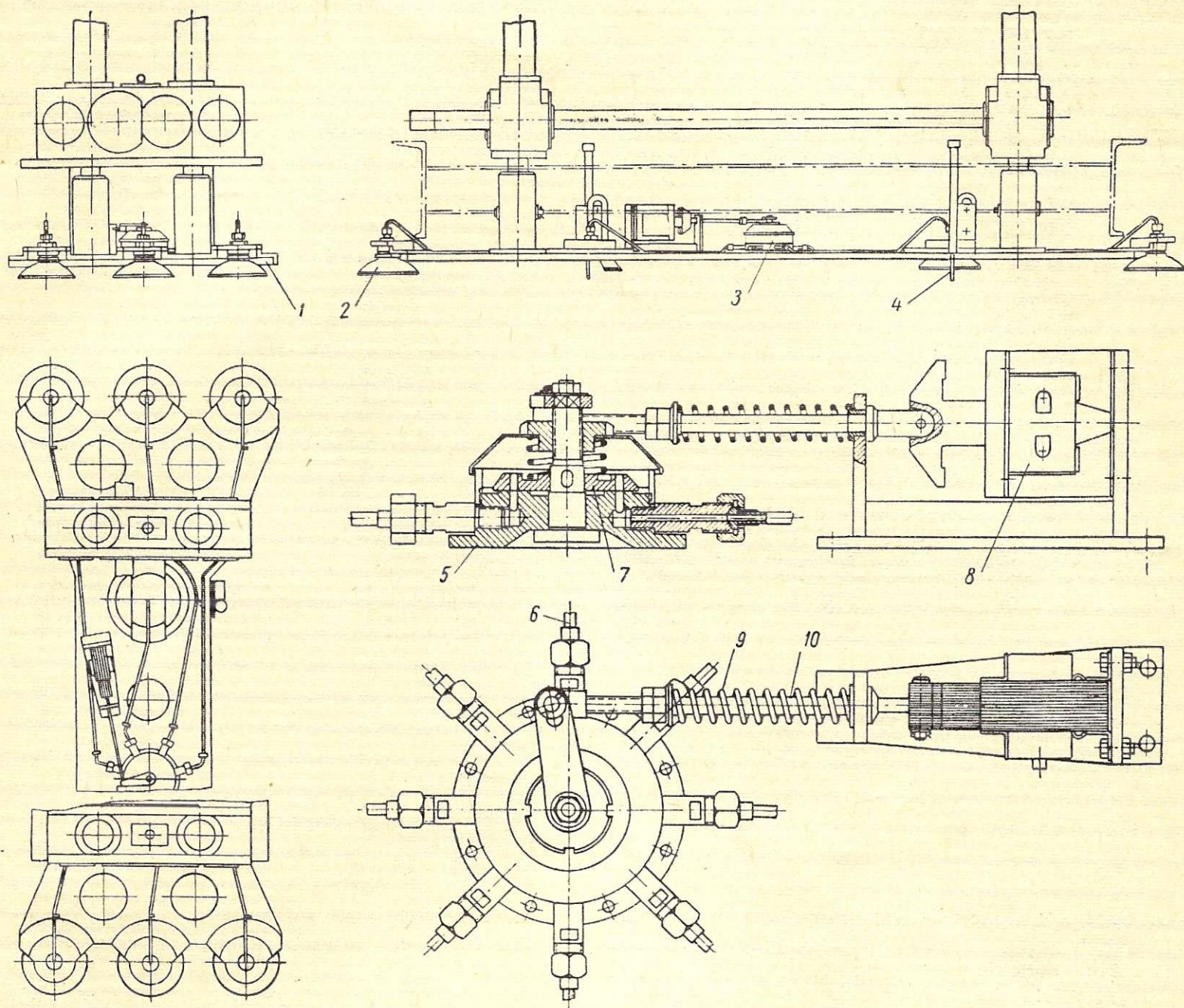


Рис. 3. Механизм подъема и удержания листа.

и диске зависит от количества установленных на подъемной плите присосов. В данном случае их восемь.

3. Механизм подачи, показанный на рис. 4, имеет станину 1, несущую каретку 5 для приема листа с плиты подъема 7 и взаимно связанные цепью с кареткой подающие рычаги 6, обеспечивающие передачу подаваемого листа с каретки в штамп.

На станине установлены концевые выключатели: а) для остановки механизма подачи в рабочем положении у прессы (3);

б) для ограничения движения каретки (2 и 11);

в) для ограничения подъема плиты вверх (8).

В верхней части станины размещены меха-

низма производится под действием концевого упора 3 (см. рис. 4), который упирается в нижнюю часть подштамповой плиты (концевой упор может регулироваться).

Направляющие механизмы подачи устанавливаются на одном уровне с рабочей плоскостью штампа посредством отжимных винтов 4 и болтов 2 (см. рис. 2).

На заднюю часть рольганга 5 (см. рис. 2), расположенного на грузовой тележке 1, при помощи мостового крана устанавливается пакет листовой стали весом 5 т.

Рольганг включается нажатием кнопки, расположенной на пульте управления. Пакет стали перемещается по рольгангу в рабочую зону уста-

новки и, нажав на концевой выключатель, находящийся на грузовой тележке (на рисунке не показан), выключает привод рольганга; пакет останавливается под плитой подъема. Одновременно тот же концевой выключатель дает команду на подачу электропитания к приводам механизмов подъема плиты и подачи.

На освободившуюся часть рольганга загружается второй пакет стали.

По команде, получаемой от кнопки, расположенной у пресса, плита подъема спускается на верхний лист пакета и нажимает на него присосами до срабатывания концевых выключателей 10 (см. рис. 4), дающих команду на выключение электромагнита механизма управления присосами, который, в свою очередь, одновременно закрывает

Сигнал «Подача листа» может быть связан с ходом ползуна пресса — в этом случае подача листа осуществляется автоматически.

При подъеме последнего листа с рольганга освобождается концевой упор на тележке и включает рольганг, второй пакет перемещается в рабочую зону механизма и т. д.

3. Отличительные особенности механизма подачи

1. Механизм подачи обеспечивает поштучную подачу листов непосредственно в пресс.

2. Данный механизм занимает минимум производственной площади по сравнению с габаритами подаваемого материала.

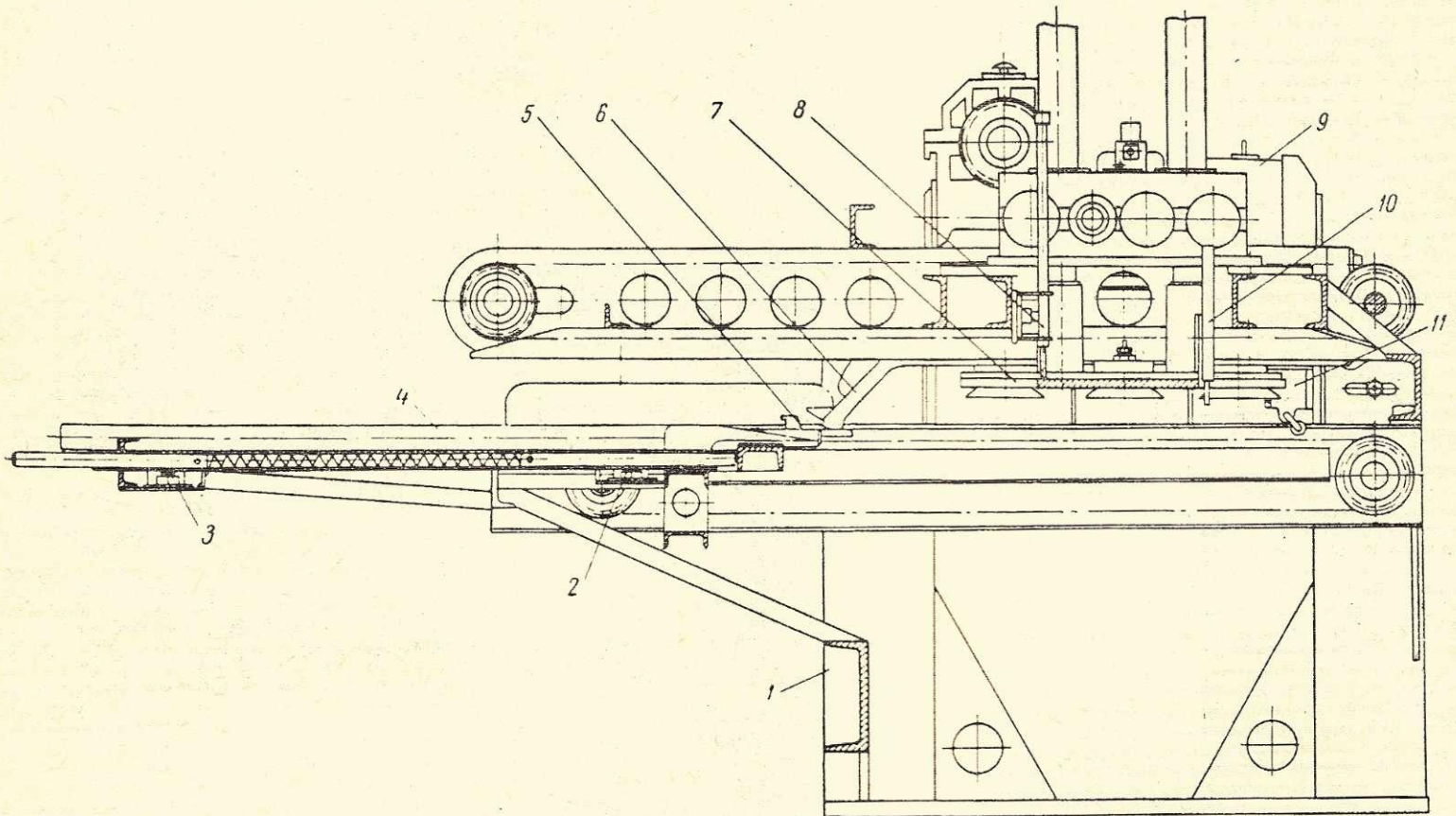


Рис. 4. Механизм подъема и подачи листа в штамп.

все отверстия в присосах, соединяющие их с атмосферой; при этом плита с захваченным листом поднимается вверх до упора с концевым упором 8, находящимся на станине. Этот упор дает команду на остановку механизма подъема и включение механизма подачи, который перемещает каретку 5 под лист, висящий на присосах.

Каретка, перемещаясь под лист, нажимает концевой выключатель 11, который дает команду на сброс листа с присосов и возврат каретки с листом в крайнее переднее положение, где на направляющих станины он перехватывается захватами подающих рычагов, после чего каретка, нажав на концевой упор 5 на станине, выключает привод механизма подачи и дает команду на опускание плиты с присосами за следующим листом.

Подняв второй лист, механизм останавливается. Цикл закончен. По сигналу работающего у пресса, нажавшего кнопку на прессе «Подача листа», подающие рычаги подают лист в штамп, одновременно каретка идет за вторым листом. Цикл повторяется.

3. Описываемый механизм не затрудняет обслуживание и ремонт пресса, а также замену штампа.

4. Конструкция присосов и механизма управления ими очень проста и надежна. Благодаря тому, что каждый присос сообщается с атмосферой отдельно, хотя все они и управляются от одного электромагнита, подсос одного или даже нескольких присосов не ослабляет присасывающего усилия остальных. Это позволяет подавать листы любых габаритов, не меняя расположения присосов.

Данная конструкция пневматической системы дает возможность отказаться от дорогостоящей вакуумной системы и управлять любым количеством присосов при помощи одного электромагнита с тяговым усилием 5 кг.

5. При использовании описанного принципа подачи листа практически возможна поштучная подача материала любых габаритов и веса, а также, при установке дополнительных концевых выключателей, шаговая подача на две и более вырубков.

Суппорт с механической подачей для проточки коллекторов

Б. Г. ЦИХАНОВИЧ, К. А. ЧИСТЯКОВ

При периодических ремонтах машин постоянного тока одной из ответственных операций является проточка изношенного коллектора для восстановления правильности его цилиндрической

При создании суппорта учитывались следующие возможности его применения:

1) в установке для динамической формовки при снятой крышке печи (рис. 1). Суппорт устанавливается на плите 1, переброшенной через рабочее пространство печи 2. В этом случае разъем печи должен быть ступенчатым;

2) на плоскости разреза коллекторных щитов или станин крупных машин. В этом случае под суппорт должна быть предусмотрена сварная клиновидная подставка, обеспечивающая радиальное положение резца;

3) на тумбах, установленных на плитовой площади испытательного стенда рядом с машиной. У машины снимается верхняя половина щита, а для увеличения вылета резца в резцедержатель суппорта крепится достаточно мощная оправа.

Кроме того, описываемая конструкция приемлема и при проведении ремонтных работ в различных условиях, так как применяемые электроремонтными цехами предприятий для этой цели суппорты от старых токарных станков слишком громоздки и неудобны в эксплуатации, а также (как правило) работают только на ручной подаче.

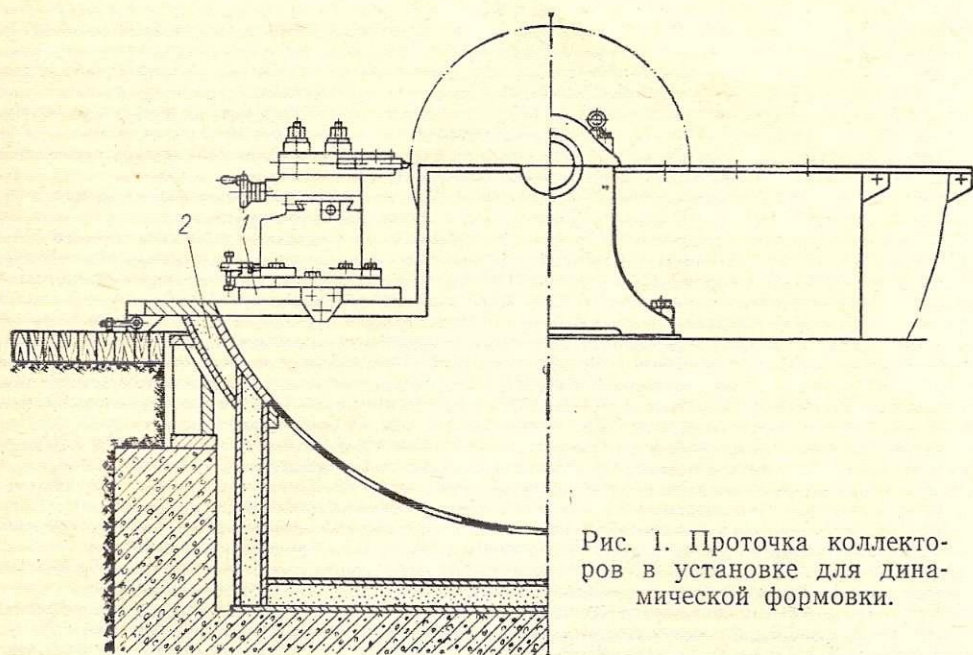


Рис. 1. Проточка коллекторов в установке для динамической формовки.

формы и улучшения коммутации. Кроме того, проточка коллектора вне токарного оборудования часто необходима и на электромашиностроительных заводах, например, в процессе динамической фор-

мы и улучшения коммутации. Кроме того, проточка коллектора вне токарного оборудования часто необходима и на электромашиностроительных заводах, например, в процессе динамической фор-

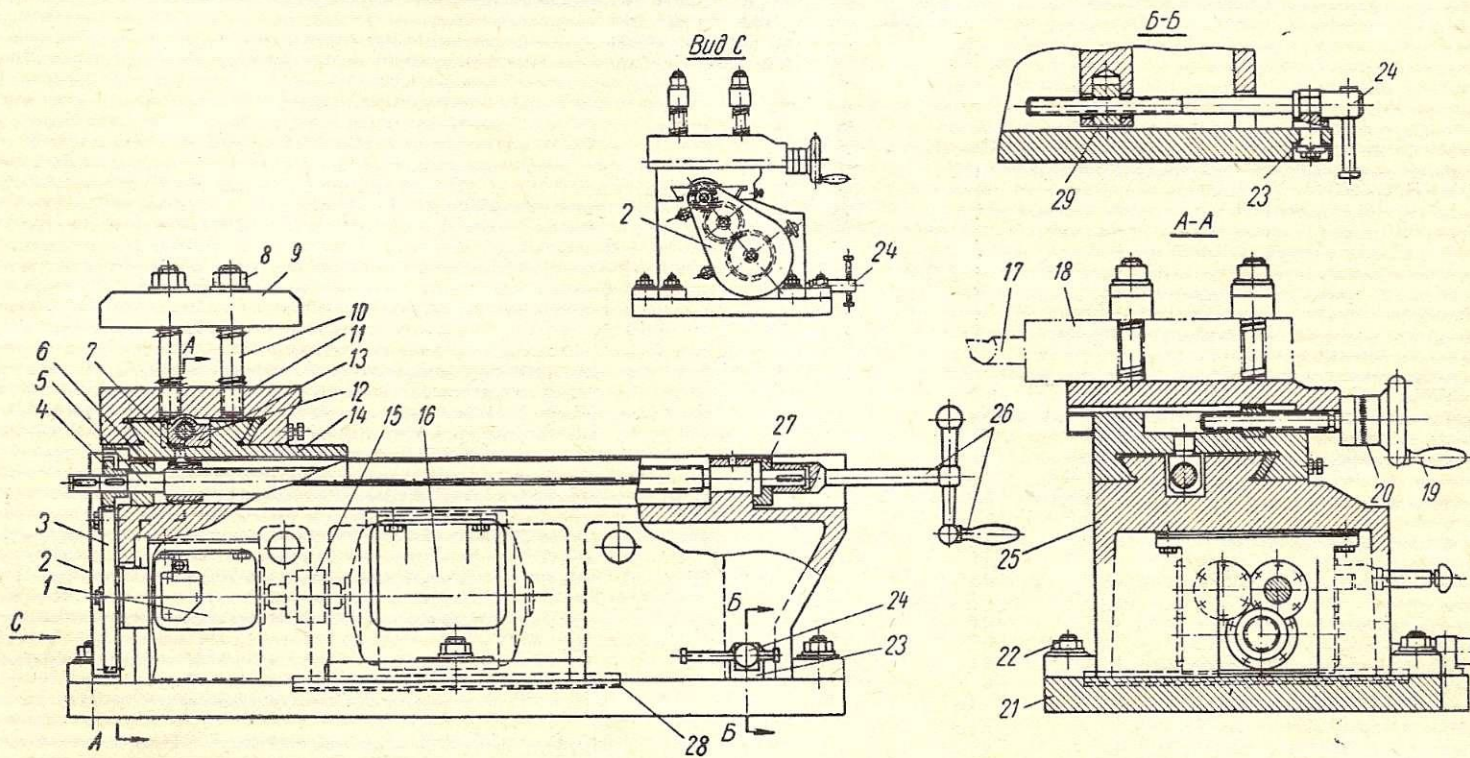


Рис. 2. Общий вид суппорта.

мовки (разгона) в подшипниках печи, а также на испытательных стендах, в собственных подшипниках.

На заводе «Электросила» авторами создана и проверена в эксплуатации конструкция переносного суппорта с длиной хода 600 мм, с механической рабочей и ускоренной подачами. Вес суппорта равен 400 кг.

Общий вид механического суппорта показан на рис. 2. Литой корпус 25 суппорта прикреплен к нижней плите 21 шестью болтами 22. В центре плиты в цилиндрической заточке посажен диск 28, а в корпусе 25 предусмотрена расточка в основании, соответствующая диаметру диска с малым зазором.

Все шесть отверстий под болты 22 в лапах кор-

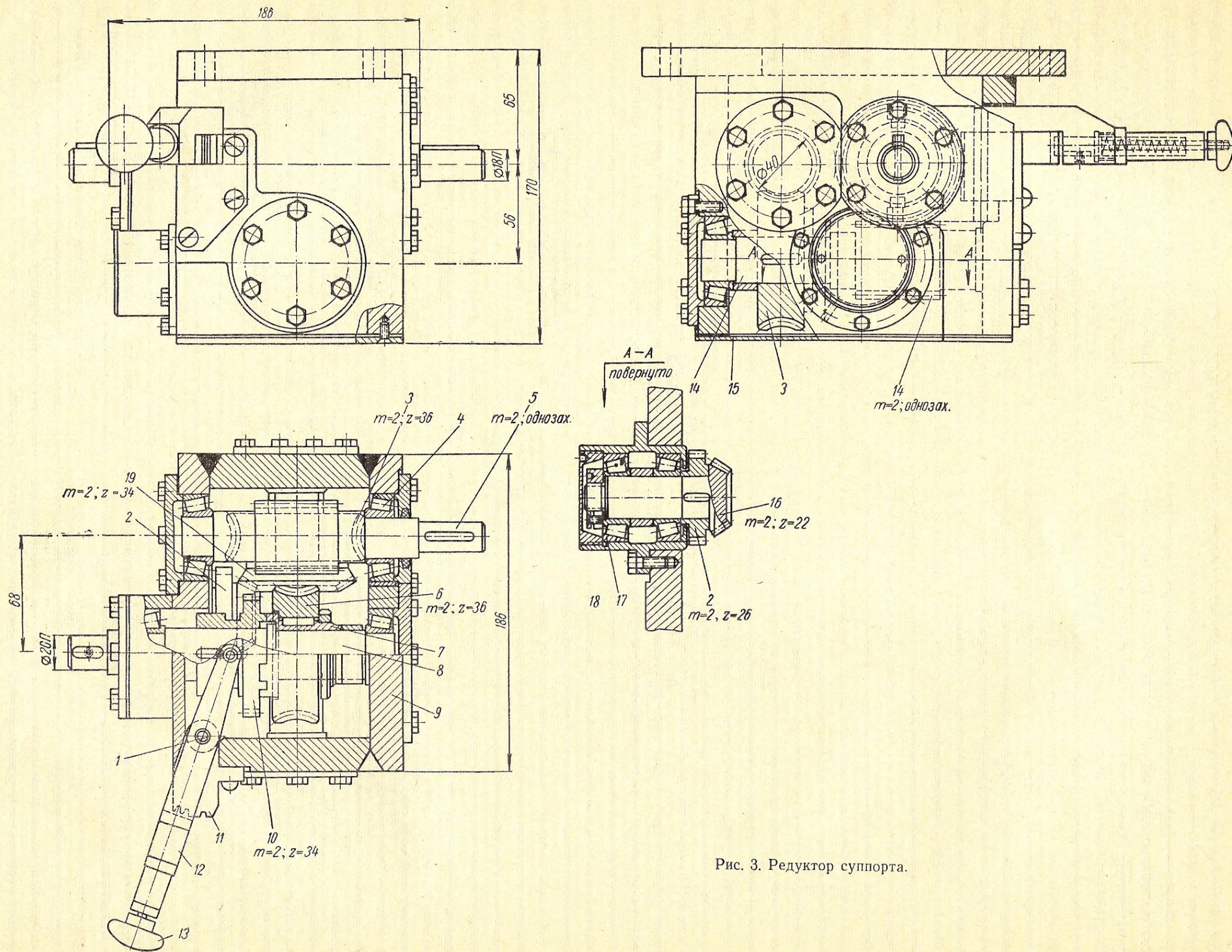


Рис. 3. Редуктор суппорта.

пуса выполнены удлиненными по дугам окружностей с центром в центре диска 28. Благодаря этому при отжатых болтах, действием винта 24, установленного в поворотной стойке 23 на плите, корпус суппорта плавно и на любую малую величину поворачивается вокруг вертикальной оси. Резьбовой конец винта 24 ввинчивается в круглый сухарь 29, свободно вставленный в вертикальное отверстие корпуса (см. разрез по Б—Б).

Такая плавная регулировка корпуса суппорта необходима для удобства работы при выверке положения продольных салазок по индикатору относительно образующей коллектора.

На верхней части корпуса по продольному выступу формы ласточкина хвоста перемещается продольная каретка 14, имеющая в верхней части поперечный выступ также в форме ласточкина хвоста. По этому выступу передвигается поперечная каретка 11; верхняя площадка поперечной каретки является опорной плоскостью для резцов или резцовых оправок (на рисунке условно показана оправка 18 с резцом 17). Крепление резцов осуществляется планками 9 при помощи шпилек 10 и гаек 8.

Ходовой винт 12 поперечной каретки ввинчивается в гайку 13, снабжен лимбом 20 и маховичком с рукояткой 19. Лимб с ценой деления 0,01 необходим для точной установки глубины резания.

Винт 5 продольной подачи имеет осевую фиксацию на правом конце (см. крышку поз. 27), в левом подшипнике 6 сидит свободно, проходит через бронзовую гайку 7, закрепленную в продольной каретке 14.

Ключ 26 с рукояткой может свободно надеваться на любой конец ходового винта для осуществления ручной подачи при выключенном редукторе.

Механическая подача производится от электродвигателя 16 посредством упругой муфты 15, редуктора 1 и гитары 3 через шестеренку 4, посаженную на ходовом винте. Гитара закрыта кожухом 2. Для гашения вибраций от электродвигателя и редуктора последние поставлены в коробчатый корпус 25 снизу, с применением резиновых амортизационных прокладок.

Конструкция редуктора подробно показана на рис. 3, а на рис. 4 дана его кинематическая схема. Номера деталей на этих рисунках идентичны.

Входной вал 5, вращающийся в подшипниках 4, выполнен заодно с червяком, находящимся в зацеплении с червячной шестерней 3. Эта шестерня на шпонке сидит на валу 14, являющемся также червяком второй червячной пары. Червяк 14 сцепляется с шестерней 6, посаженной на шпонке на втулку 7, свободно вращающуюся на валу 8. Левый конец втулки 7 имеет торцевые зубья, т. е. является кулачковой полумуфтой. Втулка 7 ограничивается на валу 8 от осевых перемещений: слева буртиком вала и справа — внутренним кольцом подшипника.

Слева на валу 8, на скользящей шпонке, передвигается шестерня 10, выполненная заодно с левой кулачковой полумуфтой и снабженная канавкой для пальцев включающего рычага 12.

Включающий рычаг поворачивается вокруг оси 1, закрепленной в колодочке 11, имеющей

с наружной стороны пазы для фиксации рычага в трех положениях.

Для расцепления фиксатора рычага 12 с пазами колодочки нужно оттянуть на себя «пуговицу» 13.

На рис. 3 изображено положение деталей при включенной кулачковой муфте для замедленного (рабочего) хода. Для достижения ускоренного хода, необходимого при отводах резца в исходное положение и при выверке, предусмотрена вторая кинематическая цепь. На валу 14 жестко закреплена коническая шестерня 19, постоянно сцепленная с шестерней 16, свободно вращающейся в подшипниках 17, установленных в стакане 18. С шестерней 16 жестко соединена цилиндрическая шестерня 2.

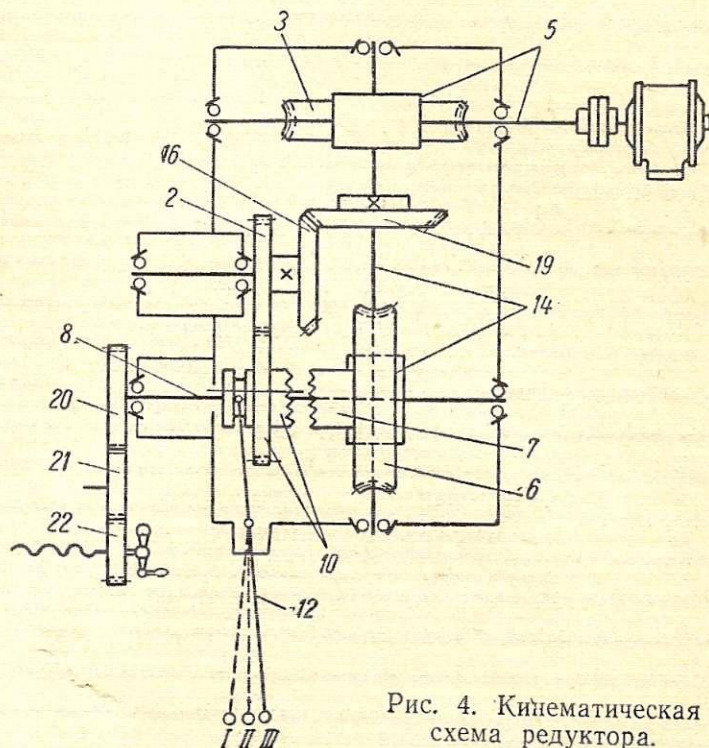


Рис. 4. Кинематическая схема редуктора.

На рис. 4 (кинематическая схема) в положении III показано, как при расцепленной кулачковой муфте обеспечивается выключение второй червячной пары и передача от вала 14 через шестерни 19, 16, 2 и 10 на выходной вал редуктора 8. Положение I соответствует рабочему ходу, а положение II обеспечивает отключение механической подачи.

Шестерни 20 и 21 гитары, передающие вращение шестерне 22 ходового винта, исполнены в трех вариантах:

- 1) $z=90$ и 30 ;
- 2) $z=60$ и 45 ;
- 3) $z=30$ и 60 .

Это обеспечивает (при шаге ходового винта 6 мм) величины подач 6,53; 13,1 и 19,6 мм/мин, при числе оборотов электродвигателя 1410 об/мин.

Ускоренная подача соответственно равна 278, 556 и 833 мм/мин.

Редуктор имеет сварной корпус 9 с лапами и дном сверху. Снизу он закрыт крышкой 15 с прессишпановой прокладкой.

Смазка осуществляется тавотом. Для механизмов периодического действия такая смазка наиболее легко осуществима.

IV. В ПЕРВИЧНОЙ ОРГАНИЗАЦИИ НТОЭП

Научно-техническое совещание по вопросам современного уровня и перспектив развития гидрогенераторостроения

20—23 ноября 1963 г. в Ленинграде состоялось Второе научно-техническое совещание по вопросам современного уровня и перспектив развития гидрогенераторостроения, организованное Центральным Правлением научно-технического общества энергетической промышленности совместно с первичной организацией НТОЭП при Ленинградском электротехническом объединении «Электросила».

Совещание открыл генеральный директор ЛЭО «Электросила» Мозалевский. Он осветил задачи, стоящие перед отечественным электромашиностроением в связи с широким развитием энергетики, отметил значительные успехи электромашиностроительных заводов, особо подчеркнул достижения в области повышения единичной мощности турбо- и гидрогенераторов и те коренные усовершенствования, которые внесены в их конструкцию. Он остановился также на вопросах, над которыми еще предстоит большая работа: создание новой изоляции на терморезистивных связующих, повышение надежности отдельных узлов гидрогенераторов, важнейшие технологические проблемы.

Заместитель главного инженера Гидропроекта Терман в своем докладе изложил перспективы дальнейшего развития гидроэнергетики, связанного с ростом электровооруженности промышленности и сельского хозяйства, которая возрастет к 1980 году в десять раз. Резко возрастет также коммунально-бытовое потребление электроэнергии (в 18 раз). Особо была отмечена роль дешевой гидроэнергии в развитии химической промышленности. Докладчик остановился на распределении выработки энергии между тепловыми и гидроэлектрическими станциями, а также на вопросе об экономически оптимальном использовании гидроресурсов как Европейской, так и Азиатской частей СССР. Он сообщил о результатах технико-экономического анализа распределения и использования энергоресурсов, проведенного Энергетическим институтом имени Г. М. Кржижановского.

Заместитель начальника отдела Гидропроекта Уманский в своем докладе сформулировал важнейшие задачи отечественного гидрогенераторостроения. Он отметил, что характерной особенностью гидроэнергетического строительства в ближайший период является переход к широкому освоению средних и высоких напоров и к соору-

жению очень мощных и сверхмощных станций, что обуславливает увеличение единичной мощности генератора. В ближайшие годы 80% установленной мощности будет покрываться агрегатами мощностью от 190 000 до 530 000 квт.

Предусматривается также строительство гидроэлектростанций с капсульными агрегатами, мощность которых возрастает до 60 000 квт в единицу, что позволит улучшить экономические показатели низконапорных ГЭС.

Была отмечена также необходимость создания двухскоростных мотор-генераторов для гидроаккумулирующих станций.

Докладчик подчеркнул положительный опыт применения ионного возбуждения и указал на важность разработки паяных ртутных вентилях на большие токи и мощных твердых выпрямителей.

В докладе были затронуты исключительно актуальные вопросы унификации гидросилового оборудования. Для их разрешения требуется упорная совместная работа заводов, проектных и научно-исследовательских институтов. Унификация позволит сосредоточить изготовление однотипных машин на одном заводе, резко повысить производительность и снизить стоимость оборудования.

Докладчик подчеркнул необходимость снижения металлоемкости гидрогенераторов путем внедрения новых материалов и прогрессивных систем охлаждения, а также проведения исследований высоковольтных гидрогенераторов и гидрогенераторов, специально приспособленных для работы на линии передачи постоянного тока.

В докладе главного специалиста Государственного комитета по координации научно-исследовательских работ РСФСР Вульмана были освещены наиболее важные научно-исследовательские работы в области гидрогенераторостроения и указаны меры, направленные на выполнение этих работ в установленные сроки.

В докладе главного инженера ВНИИЭ Мамиконяна были затронуты весьма актуальные вопросы эксплуатации, испытаний и аварийности гидрогенераторов. Докладчик отметил, что удельная повреждаемость гидрогенераторов продолжает оставаться относительно высокой, в основном по статору, и подчеркнул необходимость проведения работ по повышению надежности, в частности по

совершенствованию методов контроля изоляции и пайки обмоток, по применению новых видов изоляции, по улучшению качества ртутных выпрямителей и совершенствованию конструкций отдельных узлов гидрогенераторов. Надо шире развернуть экспериментальные исследования уже работающих гидрогенераторов, особенно механические и вибрационные, а также тепловые исследования, обратить внимание на испытания гидрогенераторов с новыми системами охлаждения и гидрогенераторов специальных типов. Необходимо принять действенные меры для обеспечения проведения всесторонних испытаний головных образцов новых типов гидрогенераторов в сжатые сроки.

В докладе представителя Ленинградского филиала ВНИИЭМ Домбровского были рассмотрены вопросы проектирования гидрогенераторов с новыми системами охлаждения. Докладчик показал, что при проектировании таких машин особенно важную экономическую роль играет правильный выбор геометрии активной зоны как с точки зрения обеспечения заданных параметров, так и с точки зрения наилучшей системы охлаждения.

Докладчик отметил большие технико-экономические преимущества новых систем охлаждения для гидрогенераторов: снижение стоимости, повышение надежности, возможность перегрузок, увеличение к. п. д. при частичных нагрузках и т. п. В докладе были рассмотрены также теоретические положения, связанные с расчетом форсированного воздушного охлаждения ротора.

Большой интерес участников совещания вызвал доклад главного конструктора ЛЭО «Электросила» Иванова о работах по проектированию и изготовлению гидрогенераторов на заводе «Электросила» и в Ленинградском филиале ВНИИЭМ.

Докладчик остановился на трех основных вопросах: системах охлаждения гидрогенераторов, повышении надежности и унификации в гидрогенераторостроении.

Докладчик отметил большие успехи отечественного гидрогенераторостроения, выразившиеся в освоении самых мощных в мире гидрогенераторов для Братской ГЭС (264 700 Мва) и проектировании гидрогенераторов мощностью 590 000 ква для Красноярской ГЭС, охарактеризовал причины и пути повышения мощности, подчеркнул необходимость перехода на новые системы охлаждения.

В докладе были широко проанализированы результаты испытаний первого в мире гидрогенератора с непосредственным охлаждением обмотки статора водой и форсированным воздушным охлаждением, свидетельствующих о значительных резервах такой системы охлаждения.

В докладе был рассмотрен вопрос об экономически целесообразном повышении использования гидрогенераторов и показано, что новая система охлаждения делает экономически выгодным значительное его повышение — в два и более раза по сравнению с существующим уровнем.

Докладчик также показал, что водяное и форсированное воздушное охлаждение целесообразно осуществлять и в менее мощных машинах (около 50 Мвт в единице). Это позволит в огромной степени снизить затраты материалов и стоимость гидроэнергетического строительства, а также по-

строить мощные капсульные гидрогенераторы, которые иначе выполнить нельзя.

Применение водяного охлаждения позволяет, кроме того, повысить надежность и не только обмотки статора. На основании обширных испытаний и большого опыта эксплуатации подпятников был сделан вывод, что наиболее надежная конструкция подпятника — это сегмент с водяным охлаждением.

Для повышения надежности обмоток разрабатываются новые виды изоляции, но завод испытывает острую нехватку новых более прогрессивных материалов.

В целях повышения надежности целесообразно расширять объем исследовательских работ по гидрогенераторам.

Докладчик подчеркнул настоятельную необходимость унификации гидроагрегатов.

В докладе Ермоленко (НТГЗ) был обобщен опыт проектирования и изготовления гидрогенераторов на Новосибирском турбогенераторном заводе. Особо отмечались трудности, связанные с хранением и транспортировкой статоров при очень низкой температуре, что характерно для Вилюйской ГЭС.

Докладчик отметил важность совершенствования подпятников и перехода на пайку статоров твердым припоем для повышения надежности.

В докладе Конюшого «Современный уровень гидрогенераторостроения на заводе «Уралэлектроаппарат» был широко освещен опыт этого завода. Докладчик остановился на внедрении унифицированных конструкций маслоохладителей, подпятников и подшипников, а также других узлов, осветил вопросы применения систем полупроводникового самовозбуждения, испытываемых заводом в настоящее время, применения статических регуляторных генераторов.

Большой интерес представили соображения докладчика по технологии производства подпятников и применения алюминиевых сегментов, применения алюминия в гидрогенераторостроении, замены ряда стальных конструкций железобетонными, а также применения массивных полюсов. Были освещены также проработки в области изготовления сварных ободов роторов гидрогенераторов и вопросы изготовления гидрогенераторов на высокое номинальное напряжение (до 110 кВ).

В докладе Жерве (Ленинградский филиал ВНИИЭМ) была всесторонне рассмотрена методика испытаний гидрогенераторов на местах установки, их моделей и узлов в лабораториях, особенно для машин с новыми системами охлаждения: измерение потерь и гидравлического сопротивления обмотки, охлаждаемой водой; исследование полюсов ротора с форсированным охлаждением; исследование водоподвода к ротору гидрогенератора. Особо были отмечены исследования гидрогенератора № 22 Волжской ГЭС имени XXII съезда КПСС: изменение скоростей воздуха и температур в каналах обмотки ротора, температур обмотки статора, магнитных полей в зоне лобовых частей. Доклад вызвал большой интерес участников совещания.

В докладе главного технолога ЛЭО «Электросила» Курнакова были затронуты весьма актуальные вопросы технологии, снижения трудоемкости

и повышения качества гидрогенераторов. Докладчик рассказал об усовершенствованиях сварки статоров гидрогенераторов в специальном поворотном приспособлении, применении посекторной сборки статоров, усовершенствованиях опрессовки сердечника, механизации обмоточных работ. Все эти усовершенствования позволили за последние два года снизить трудоемкость гидрогенераторов на 12—15% при одновременном повышении качества.

Большой интерес представили выступления работников гидроэлектростанций.

Глухов (Братская ГЭС) отметил большие успехи отечественных заводов, построивших уникальные гидроагрегаты для Братской ГЭС, но, вместе с тем, остановился на некоторых недостатках этих машин, опыте их устранения персоналом ГЭС и заводами-поставщиками оборудования. На основании опыта эксплуатации заводы могут существенно улучшить качество выпускаемых машин.

Аналогичным вопросам уделил внимание Родкевич (Волжская ГЭС имени В. И. Ленина). Он дал общую высокую оценку гидрогенераторам этой ГЭС. Весьма подробно в его выступлении рассмотрен опыт наладки и эксплуатации системы ионного возбуждения.

В выступлении Гельмана (Ростовэнерго) был обобщен ценный опыт модернизации и усовершенствования системы охлаждения гидрогенераторов Цимлянской ГЭС, произведенных заводом-изготовителем совместно с персоналом ГЭС. Кроме того, он поделился опытом по технологии пайки обмоток медно-фосфористым припоем.

Выступление Шейнфельда (Камская ГЭС) было посвящено опыту эксплуатации Камской ГЭС совмещенного типа с 23 вертикальными и одним горизонтальным агрегатами. Основные его замечания касались усовершенствования крепления обмоток статора вертикальных машин, разработанного ВНИИЭМ совместно с заводом. Работа горизонтального генератора была им высоко оценена.

Быков (Кременчугская ГЭС) уделил основное внимание вопросам эксплуатации генераторов на ГЭС без машинного зала. Он отметил, что основные требования, связанные с эксплуатацией ГЭС без машинного зала, в действительности не были выполнены. Устройства малой механизации не при-

менялись при монтаже и ремонте, снятие полюсов осуществляется с помощью главного крана, что очень сложно. Неудовлетворительна конструкция защитных колпаков. Электромашинное возбуждение от отдельных мотор-генераторов не отвечает современным требованиям, наиболее надежной для эксплуатации является система возбуждения с возбудителем на валу.

Об опыте эксплуатации Бухтарминской ГЭС рассказал в своем выступлении Шашек. Он отметил хорошее качество генераторов Новосибирского завода.

Полушкин (Спецгидроэнергоремонт) в своем докладе остановился на вопросах монтажа гидроагрегатов. Он обратил внимание участников совещания на вопросы усовершенствования конструкции гидрогенераторов с точки зрения удобства монтажа: расширения блочности поставки, наличия захватных приспособлений, монтажных инструментов, средств малой механизации и т. п.

В выступлении Ярмаркина (Гидропроект) был всесторонне освещен ход работ на строительстве Красноярской ГЭС, особенности проекта, строительства и эксплуатации.

В зачитанном на заседании выступлении Еремеева (завод «Электросила») были высказаны ценные предложения по конструкции весьма мощных гидрогенераторов, по подпятникам, воздухо- и маслоохладителям, вопросам общей компоновки агрегата.

В докладе Лурье (Ленинградский филиал ВНИИЭМ) были затронуты вопросы постройки капсульных гидрогенераторов.

Доклад Калмыкова (Электротяжмаш) был посвящен вопросам пуска гидрогенераторов насосно-аккумуляторных ГЭС в режиме двигателя. В докладе были приведены интересные экспериментальные данные в сравнении их с расчетными. Эти данные дают основание считать реальным асинхронный пуск гидроагрегатов.

В выступлении Гришина (ВНИИЭМ) были изложены вопросы температурных измерений.

Линючев (Гидропроект) остановился на вопросах унификации и повышения надежности гидрогенераторов.

По докладам и выступлениям было принято развернутое решение.