МАГИСТРАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОВОЗЫ

КОНТРОЛЬНЫЙ ЛИСТОК
СРОКОВ ВОЗВРАТА

КНИГА ДОЛЖНА БЫТЬ
ВОЗВРАЩЕНА НЕ ПОЗЖЕ
УКАЗАННОГО ЗДЕСЬ СРОКА

Колич. пред. выдач

26/IX 140/21

Вос. тип. Т. 1 млн. З. 384—74

621.33
М-

В. И. БОЧАРОВ, П. А. ЗОЛОТАРЕВ, М. Л. КОЗОРЕЗОВ, Ю. В. КУПРИАНОВ,
А. Л. КУРОЧКА, А. Л. ЛОЗАНОВСКИЙ, И. Л. ШАПИРО, В. П. ЯНОВ

МАГИСТРАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОВОЗЫ

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ И ТРАНСФОРМАТОРНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОВОЗОВ

11389
Списано 80г.

ИЗДАТЕЛЬСТВО «МАШИНОСТРОЕНИЕ»
Москва 1968

ТЕХ... ...
филиал ... ...
МЕТРОПОЛИТЕН

УДК 621.335.2.62-23

КАТАЛОГ

«МАГИСТРАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОВОЗЫ». Электрические машины и трансформаторное оборудование электровозов. Бочаров В. И., Золотарев П. А., Козорезов М. А., Куприанов Ю. В., Курочка А. Л., Лозановский А. Л., Шапиро И. Л., Янов В. П. М., «Машиностроение». 1968. Стр. 444.

Данная книга является второй книгой монографии «Магистральные электровозы». Первая под названием «Магистральные электровозы» (механическая часть электровозов) выпущена в свет издательством «Машиностроение» в 1967 г.

Во второй книге рассматриваются вопросы теории, расчета, конструирования, испытаний и надежности тяговых и вспомогательных машин постоянного и переменного токов, а также тяговых трансформаторов и реакторного оборудования.

Книга предназначена для инженерно-технических работников транспортной промышленности и научно-исследовательских институтов, занимающихся проектированием, изготовлением и эксплуатацией электровозов. Книга может быть использована студентами соответствующих специальностей. Табл. 63, илл. 321, библ. 60 назв.

Рецензенты: **кафедра «Электрическая тяга» Ленинградского института инженеров железнодорожного транспорта и канд. техн. наук В. С. ХВОСТОВ**

Редакторы: канд. техн. наук *Д. Д. ЗАХАРЧЕНКО* и инж. *В. И. БОЧАРОВ*

3-18-2
172-68

ГЛАВА I

ТРЕБОВАНИЯ К ТЯГОВЫМ ДВИГАТЕЛЯМ И УСЛОВИЯ ИХ РАБОТЫ НА ЭЛЕКТРОВОЗАХ

§ 1. УСЛОВИЯ РАБОТЫ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ И ПРЕДЪЯВЛЯЕМЫЕ К НИМ ТРЕБОВАНИЯ

Тяговые двигатели на магистральных электровозах размещают в ограниченном пространстве. При работе они подвержены динамическим ударным воздействиям и вибрациям, которые особенно велики в зимних условиях, когда верхнее строение пути обладает повышенной жесткостью. Величина инерционных динамических ускорений достигает 10—15 g при опорно-осевом подвешивании двигателя и 3—5 g — при опорно-рамном.

Еще больше динамические воздействия воспринимают якори тяговых двигателей. При опорно-осевом подвешивании и жесткой зубчатой передаче динамические ускорения на поверхности якоря достигают 25 g [25]. Для снижения динамических воздействий на якорь и тяговую передачу рекомендуется применять в ней упругие элементы.

Двигатели подвержены атмосферным воздействиям. Увлажнение изоляции, загрязнение вентиляционных каналов, поверхностей обмоток и коллектора значительно ухудшают условия охлаждения и коммутацию двигателей, снижают электрическую прочность их изоляции.

В процессе эксплуатации тяговые двигатели работают в тяжелых режимах. Так, при трогании электровоза с места ток может достигать двойной номинальной величины. При снижении нагрузки скорость вращения двигателя значительно возрастает и может более чем в 2 раза превышать номинальную. Особенно высокие скорости вращения возникают при боксовании колесных пар.

Вследствие колебаний напряжения на токоприемнике локомотива наблюдаются резкие колебания напряжения тяговых двигателей, ухудшающие условия их коммутации.

Тяговые электродвигатели локомотивов постоянного тока, питающиеся от контактной сети, должны надежно работать при повышении напряжения на токоприемнике локомотива на 27% сверх номинального значения. Двигатели, предназначаемые для работы в генераторном (тормозном) режиме, должны надежно работать при повышении напряжения на токоприемнике или на зажимах до 33%. Тяговые электродвигатели, получающие электроэнергию от контактной сети переменного тока через преобразовательную установку, должны надежно работать при повышении напряжения в контактной сети на 16% или его понижении на 25%.

Кроме того, дополнительные изменения напряжения на зажимах электродвигателей вызываются непостоянством напряжения преобразо-

вательной установки при изменениях ее нагрузки во всем рабочем диапазоне.

Двигатель должен устойчиво работать в перечисленных режимах также при ослаблении поля и при нестационарных процессах, возникающих в силовых цепях электровоза.

На работу тяговых двигателей влияют колебания окружающей температуры от —50 до +40° С. Поэтому детали и узлы двигателя необходимо рассчитывать на прочность исходя из указанных ранее динамических нагрузок и с учетом температуры окружающей среды.

Механическая прочность якоря должна рассчитываться на повышенную скорость вращения (с учетом возможности разносного боксования), превышающую максимальную на 25% при параллельном соединении двигателей и на 35% — при последовательном соединении. При применении защиты от боксования расчет механической прочности якоря производят с учетом скорости, при которой срабатывает эта защита.

Для повышения тяговых свойств электровоза скорости вращения отдельных тяговых двигателей при нагрузках 75—125% от номинальной не должны иметь расхождения при полном поле более чем на 3%, а при предельно ослабленном поле — более чем на 4%. Для достижения этого применяют магнитные материалы со стабильными характеристиками, изготовляют детали и производят сборку узлов двигателя с высокой точностью.

Изоляция тягового двигателя должна обладать высокой электрической и механической прочностью, теплостойкостью и влагостойкостью, что обеспечивается использованием высококачественных изоляционных материалов классов нагревостойкости В, F и Н.

Изоляция обмоток относительно корпуса и между обмотками должна выдерживать напряжение при испытаниях $U_{исп}$ частотой 50 *гц*, рассчитываемое по формуле

$$U_{исп}=2{,}25U+2000\ в,$$

где U — номинальное напряжение на токоприемнике для электродвигателей подвижного состава постоянного тока.

Таблица 1

Класс изоляции	Режим	Части двигателя	Измерение температуры	Перегрев*
А	Длительный	Обмотки якоря и возбуждения	По сопротивлению	85
		Коллектор	Термометром	95
	Часовой	Обмотки якоря и возбуждения	По сопротивлению	100
		Коллектор	Термометром	95
Е	Длительный и часовой	Обмотки якоря	По сопротивлению	105
		Обмотки возбуждения	То же	115
		Коллектор	Термометром	95
В	То же	Обмотки якоря	По сопротивлению	120
		Обмотки возбуждения	То же	130
		Коллектор	Термометром	95
F	»	Обмотки якоря	По сопротивлению	140
		Обмотки возбуждения	То же	155
		Коллектор	Термометром	95
Н	»	Обмотки якоря	По сопротивлению	160
		Обмотки возбуждения	То же	180
		Коллектор	Термометром	105

* Максимально-допустимое превышение температуры в °С частей двигателя над температурой окружающей среды; температура окружающей среды принимается равной не более 40° С.

Для тяговых электродвигателей подвижного состава переменного тока, питаемых через преобразовательную установку, величина U равна наиболее высокому значению напряжения, которое может быть подано на электродвигатель преобразовательной установкой при номинальном напряжении на токоприемнике. Если электродвигатели постоянно соединены последовательно, то величина U равна наибольшему значению напряжения, которое может быть подано на эту группу электродвигателей.

Электрическая прочность тяговых двигателей, спроектированных до 1966 г., рассчитана на испытание напряжением, равным $2U+1000$ *в*. С учетом переменных нагрузок тяговых двигателей, а также строгого ограничения их размеров для отдельных частей этих двигателей установлены гораздо более высокие максимально допустимые пределы превышения температуры по сравнению с общепромышленными нормами (табл. 1).

Превышение температуры подшипников качения над окружающей температурой должно быть не более 55° С.

При замере температур можно применять ртутные и электрические термометры.

§ 2. УСЛОВИЯ РАЗМЕЩЕНИЯ ТЯГОВОГО ДВИГАТЕЛЯ НА ЭЛЕКТРОВОЗЕ И ВЛИЯНИЕ ТИПА ПОДВЕШИВАНИЯ ДВИГАТЕЛЯ НА ЕГО КОНСТРУКЦИЮ

На грузовых электровозах отечественного производства широко распространено опорно-осевое подвешивание тяговых двигателей (рис. 1), при котором они с одной стороны опираются на движущую ось, а с другой — на раму тележки электровоза через упругие элементы. Вращающий момент тягового двигателя передается к движущей колесной паре через тяговую передачу. Одно из зубчатых колес передачи насажено на вал двигателя, другое — на ось колесной пары. Около половины веса тягового двигателя передается непосредственно на ось колесной пары, что увеличивает вредное воздействие электровоза на путь. С другой стороны, динамические усилия, возникающие при прохождении неровностей пути колесной парой электровоза, непосредственно передаются на тяговый двигатель. Поэтому опорно-осевое подвешивание двигателей применяют только на грузовых электровозах с конструктивной скоростью не более 100—120 *км/ч*.

Рассмотрим условия размещения на электровозе тягового двигателя при опорно-осевом подвешивании.

Как видно из рис. 1, пространство, в котором может быть размещен двигатель с передачей, ограничено в осевом направлении расстоянием B между гребнями движущей колесной пары, снизу — расстоянием b от нижней части кожуха передачи до головки рельса и расстоянием c от остова тягового двигателя до головки рельса. Вверху это пространство ограничено расстоянием до элементов рамы кузова электровоза, а вдоль оси электровоза — колесной базой.

На отечественных магистральных электровозах установлена двухсторонняя зубчатая передача. Для размещения кожуха зубчатой передачи при ширине зубчатого колеса примерно 100 *мм* необходимо, чтобы размер k составлял примерно 170 *мм*. Таким образом, максимальное расстояние между внутренними торцами зубчатых колес при двухсторонней передаче и ширине колеи 1524 *мм* равна примерно 1100 *мм*.

Допустимое расстояние c от нижней части остова до головки рельса составляет примерно 165 *мм*. В каждом конкретном случае его уточняют по методике, изложенной в ГОСТе 9238—59. Для того чтобы выдержать

нижние габаритные ограничения, осевую линию вала тягового двигателя поднимают над осевой линией колесной пары на величину t.

В табл. 2 даны размеры некоторых тяговых двигателей при опорно-осевом подвешивании для магистральных электровозов.

Из табл. 2 видно, что размеры тяговых двигателей с двухсторонней зубчатой передачей в осевом направлении довольно стабильны. Попереч-

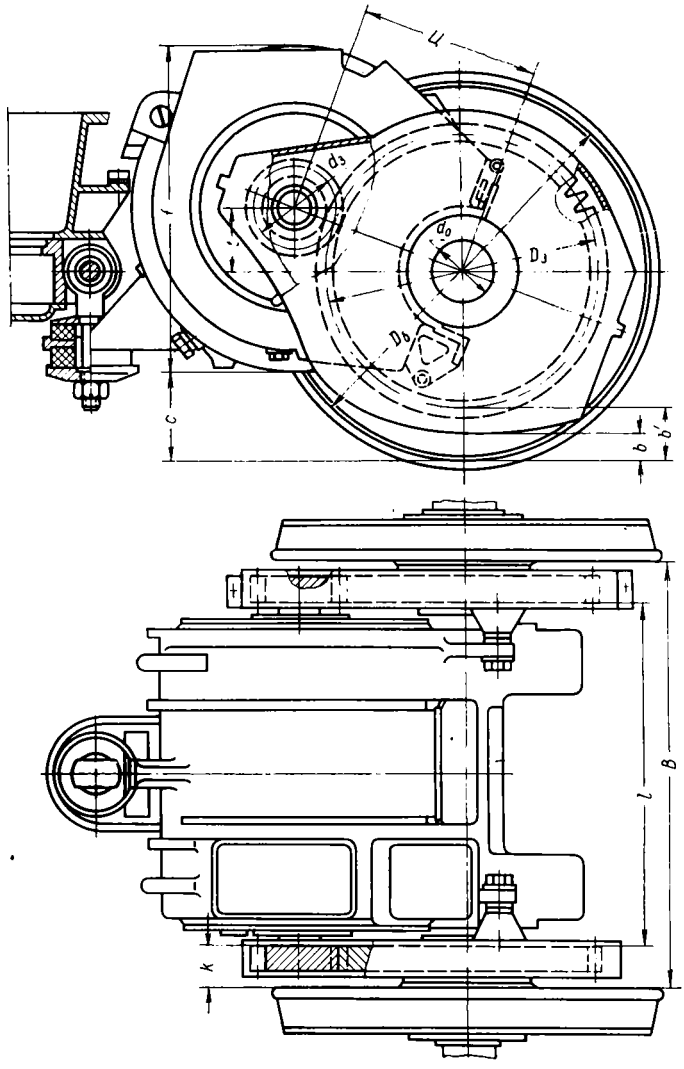


Рис. 1. Опорно-осевое подвешивание тягового двигателя

ные размеры двигателей значительно колеблются, в зависимости от их параметров и конструктивных особенностей.

На рис. 2 даны поперечные разрезы тяговых двигателей с различной конструкцией остова и катушек главных полюсов. Для магистральных электровозов с нагрузкой на рельсы от движущей колесной пары в пределах 22—23 *т* размер d_0' обычно равен 200 *мм*.

Из рис. 2 межцентровое расстояние

$$Ц = D_c + \Delta + f', \tag{1}$$

Таблица 2

Размер в *мм*	Двигатели					
	ДПЭ-400	НБ-406	НБ-412М, НБ-412К	НБ-413	НБ-414В	НБ-415
$Ц$	545	566,5	617,5	600,9	594	575
$D_э$	890	902	968	968	968	891
$d_э$	200	231	253	220	209	264
t	51	59	211	206	203,5	196,65
c	143	159	283,5 / 266	306 / 301	353,5 / 313,5	339
f	978	1003	1105 / 1140	1050 / 1060	905 / 1030	965
k	174	171	171	171	171	171
B	1440	1440	1440	1440	1440	1440
b	133,5	130	120	120	120	157
b'	155	148	141	141	141	179,5
l	1092	1160	1098	1098	1098	1098
$D_б$	1200	1200	1250	1250	1250	1250

Примечание. В знаменателе даны размеры с учетом ребер жесткости, имеющихся на остове тягового двигателя.

где f' — практически постоянная величина, равная 103—106 *мм*. Размер Δ между наружной и внутренней поверхностями остова в месте расположения катушек главных полюсов зависит от конструкции магнитной сис-

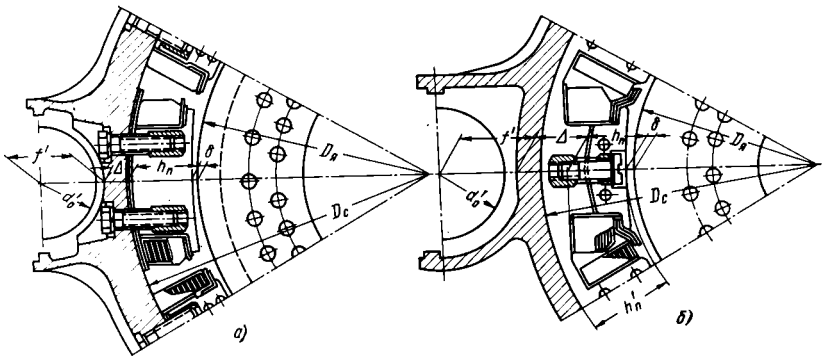


Рис. 2. Поперечные разрезы тяговых двигателей:

а — с литым остовом; *б* — с шихтованной вставкой; $D_я$ —диаметр якоря; δ — воздушный зазор под серединой полюса; $h_п$ — высота полюса; Δ — минимальная толщина остова двигателя со стороны моторно-осевого подшипника; D_c — внутренний диаметр остова; d'_o — диаметр средней части оси колесной пары

темы. Обычно его минимальное значение $\Delta_{min} = 20 \div 24$ *мм*, при применении шихтованной вставки $\Delta_{min} = 35 \div 45$ *мм*. Размер D_c зависит от диаметра якоря, класса изоляции, числа полюсов. При предварительных расчетах тяговых двигателей с опорно-осевым подвешиванием, изоляцией катушек главных и дополнительных полюсов классов В и Н и изоляцией якоря класса В для четырех полюсных двигателей отношение $\frac{D_я}{D_c}$ можно принимать примерно равным 0,65—0,75, а для шестиполюсных двигателей — 0,7 — 0,8.

Задаваясь диаметром якоря в соответствии с уравнением (1) и отношением $\frac{D_я}{D_c}$, определяют предварительно минимальный размер *Ц*. Размер *Ц* при обычно применяемом корригированном зацеплении должен быть уточнен также по размерам тяговой передачи. При этом

$$Ц = \frac{D_з + d_з}{2} = \left(\frac{Z+z}{2} + 0{,}5\right)m, \qquad (2)$$

где $D_з$ — диаметр делительной окружности зубчатого колеса в *мм*;
$d_з$ — диаметр делительной окружности шестерни в *мм*;
Z — число зубьев зубчатого колеса;
z — число зубьев шестерни;
m — модуль инструмента зубчатой передачи в *мм*.

Величины $D_з$ и $d_з$ определяют исходя из заданных скоростей движения электровоза, диаметра обода движущего колеса и силы тяги.

Скорость электровоза v в *км/ч* и скорость вращения якоря двигателя n в *об/мин* связаны между собой зависимостями:

$$v = 0{,}189\,\frac{D_б}{\mu}\,n$$

или

$$n = 5{,}3\,\frac{\mu}{D_б}\,v,$$

где $D_б$ — диаметр движущего колеса по кругу катания в *мм*;
μ — передаточное отношение;

$$\mu = \frac{D_з}{d_з} = \frac{Z}{z}.$$

Сила тяги на ободе движущего колеса в *кг*

$$F_к = 367\,\frac{P}{v}\,\eta_з,$$

где P — мощность на валу тягового двигателя в *квт*;
$\eta_з$ — к. п. д. зубчатой передачи.

Из условий ограничений размеров (рис. 3) наибольший диаметр делительной окружности зубчатого колеса предварительно определяют по формуле

$$D_з \leqslant D_б - 2(b + m + \gamma + \Delta_к), \qquad (3)$$

где γ — зазор между внутренней поверхностью кожуха зубчатой передачи и выступами зубчатого колеса в *мм*; обычно $\gamma = 7 \div 10$ *мм*;
$\Delta_к$ — толщина стенки кожуха передачи; $\Delta_к \approx 3 \div 6$ *мм*.

Как видно из табл. 2, обычно $b \geqslant 120$ *мм*.

Модуль инструмента m можно предварительно выбирать исходя из величины вращающего момента при часовом режиме $M_ч$ по рис. 4. С учетом выражения (2) определяют количество зубьев шестерни. При этом число зубьев шестерни с модулем 10—11 *мм* желательно иметь не менее 16; отношение диаметра делительной окружности шестерни к среднему диаметру конусной посадки шестерни на вал двигателя, исходя из условий прочности шестерни, должно быть не менее 1,6. Затем производят корректировку передаточного отношения и уточняют электромагнитный расчет двигателя.

Для уменьшения динамических воздействий на якорь тягового двигателя и зубчатую передачу при опорно-осевом подвешивании применяют зубчатые колеса с упругими элементами (рис. 5).

Зубчатое колесо состоит из венца *1*, ступицы *2*, пружин *3* с упорами *4*. Усилие от венца к центру зубчатого колеса передается через выступ *Д* венца *1* на упор *4* упругого элемента и вследствие сдвига венца относительно ступицы *2* это усилие передается на выступ *Е* ступицы зубчатого колеса.

На рис. 6 дана конструкция тягового двигателя с опорно-рамным подвешиванием и передачей с полым валом. Двигатель укреплен жестко на раме тележки. В моторно-осевых подшипниках двигателя вращается полый вал, внутри которого проходит ось колесной пары электровоза. Зубчатое колесо насажено на полый вал, шестерня — на вал двигателя. Вращающий момент передается полым валом через упругие резиновые шарниры, соединенные с колесными центрами. Резиновые втулки допускают упругие деформации в механизме передачи без абразивного воздействия, что увеличивает срок службы привода.

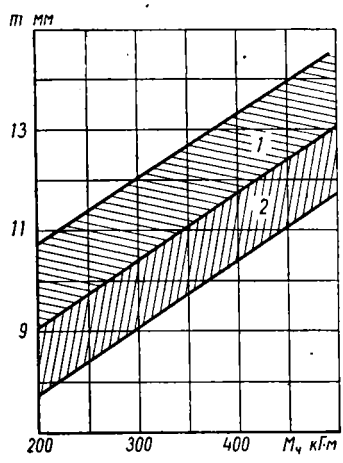


Рис. 4. Зависимость модуля инструмента для двухсторонней зубчатой передачи от номинального момента тягового двигателя:

1 — для передачи с шестернями, имеющими прямые зубья; *2* — для передачи с шестернями, имеющими косые зубья

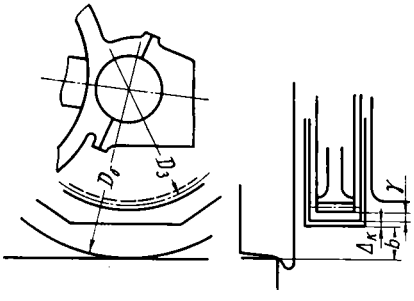


Рис. 3. Определение наибольшего диаметра зубчатого колеса

Конструкцией сочленения предусмотрена возможность смещения полого вала относительно оси колесной пары в определенных пределах в любом направлении. Допускаются и угловые смещения, которые вызываются прогибом рессорного подвешивания локомотива. Привод с полым валом можно осуществить как при односторонней зубчатой передаче, так и при двухсторонней.

Расстояния между кожухом зубчатой передачи и рельсом при таком подвешивании по сравнению с опорно-осевым подвешиванием тягового двигателя должны быть увеличены по существующим нормам для подрессоренных частей до 150 *мм*. Этим определяется и величина зазора ε_0 между осью и полым валом. Практически величина ε_0 зависит от просадки рессорного подвешивания и возможных технологических неточностей.

Наибольший допустимый диаметр зубчатого колеса можно определять по уравнению (3); при этом необходимо иметь в виду, что расстояние от нижней точки кожуха зубчатой передачи до головки рельса (размер *b*) должно быть определено по методике, изложенной в ГОСТе 9238—59. Обычно размер *b* равен 166—175 *мм*.

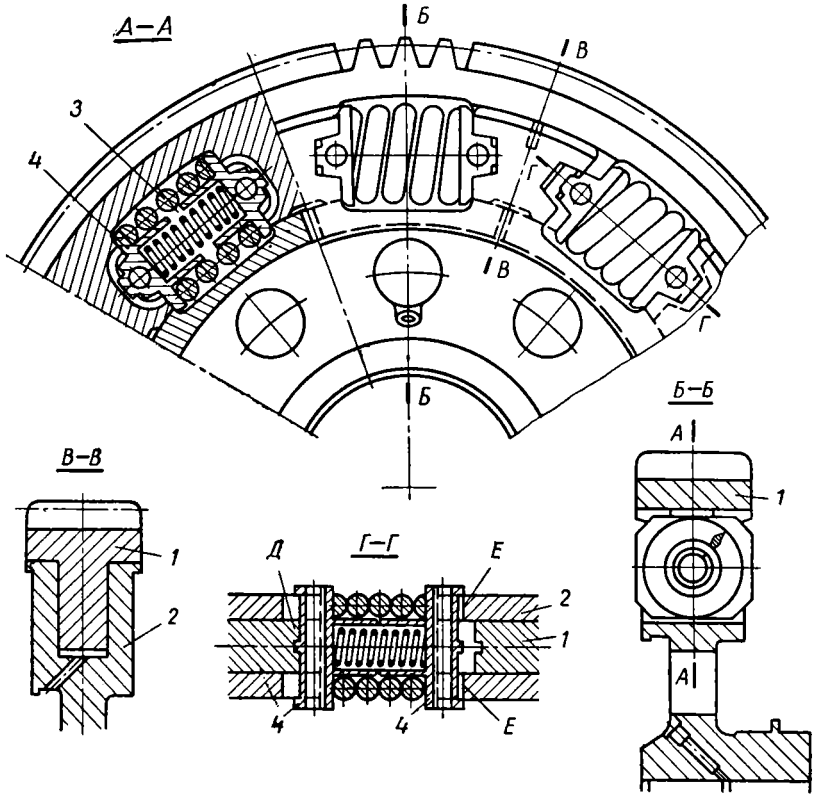


Рис. 5. Упругое зубчатое колесо

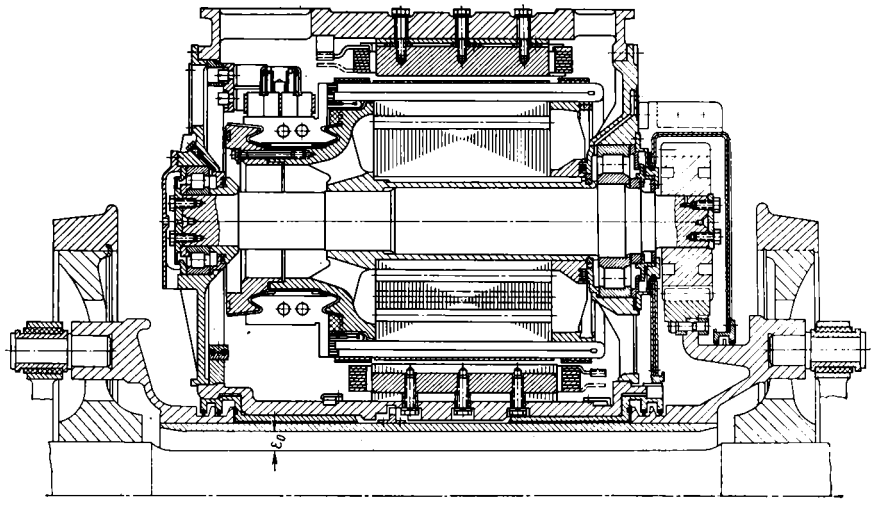


Рис. 6. Продольный разрез тягового двигателя с опорно-рамным подвешиванием

По условиям размещения тягового двигателя величину межцентрового расстояния $Ц$ определяют по уравнению (1) с заменой диаметра оси колесной пары d_0 наружным диаметром полого вала:

$$d'_0 = d_0 + 2(\varepsilon_0 + \Delta_{пв}), \qquad (4)$$

где $\Delta_{пв}$ — толщина стенки полого вала.

Для этого случая величину d_0 принимают обычно равной 185—200 *мм*, величину $\varepsilon_0 = 45—55$ *мм*, а толщину $\Delta_{пв} = 10—14$ *мм*.

Таким образом, при опорно-рамном подвешивании двигателя и приводе с полым валом размер межцентрового расстояния должен быть больше, а диаметр зубчатого колеса меньше по сравнению с приводом тяговых двигателей с опорно-осевым подвешиванием. Этот вид привода позволяет реализовать меньшие передаточные отношения, и поэтому он применяется преимущественно на пассажирских электровозах.

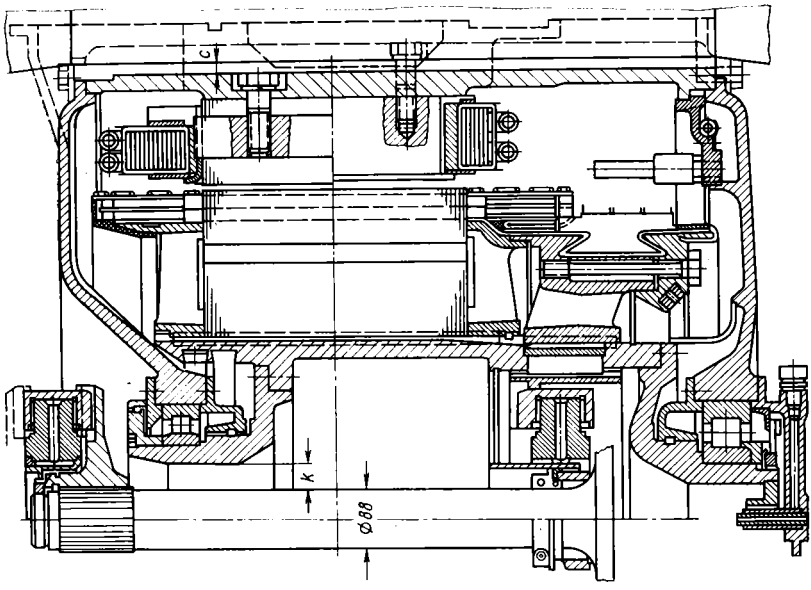


Рис. 7. Продольный разрез тягового двигателя с опорно-рамным подвешиванием и карданным приводом

На рис. 7 показана конструкция тягового двигателя с опорно-рамным подвешиванием и карданным приводом. Карданный привод передает вращающий момент от полого вала тягового двигателя к шестерне зубчатой передачи. Одна карданная муфта размещена внутри якоря, другая — со стороны шестерни, что обеспечивает колесной паре возможность перемещений как в осевом направлении, так и в вертикальном при прогибах первичного рессорного подвешивания. Такая конструкция привода позволяет реализовать достаточно большие передаточные отношения, а также использовать этот привод для грузовых электровозов.

Зазор k между полым валом двигателя и торсионным валом можно предварительно принимать равным до 30 *мм*, а зазор c между остовом двигателя и осью — до 8 *мм*. Эти размеры при последующем проектировании уточняют с учетом прогиба рессорного подвешивания, технологических допусков на сборку тягового двигателя, изготовления карданного вала и тележки. Недостатком этого привода является необходимость использования якоря большого диаметра (например, для двигателей мощностью примерно 700 *квт* $D_я = 700$ *мм*).

§ 3. ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ЭЛЕКТРОВОЗАХ С ВЫПРЯМИТЕЛЯМИ

Питание тяговых двигателей постоянного тока на электровозах со статическими преобразователями осуществляется при двухполупериодном выпрямлении однофазного тока.

В первом приближении напряжение на зажимах выпрямительной установки $U_в$ с учетом только основной гармоники его пульсаций можно определить из выражения

$$U_в = U(1 + K_{nU} \sin \omega_n),$$

где U — средняя величина выпрямленного напряжения, выражающая его постоянную составляющую;

K_{nU} — коэффициент пульсации напряжения;

ω_n — угловая частота переменной составляющей, соответствующая удвоенной частоте f переменного тока, т. е. 100 *гц*; $\omega_n = 4\pi f$.

Коэффициент пульсации

$$K_{nU} = \frac{U_{n\max}}{U},$$

где $U_{n\max}$ — амплитудное значение переменной (пульсирующей) составляющей напряжения.

Величина K_{nU} зависит от характера выпрямления и угла коммутации вентилей выпрямительной установки. Обычно при двухполупериодном выпрямлении $K_{nU} \approx 0{,}77$. Средняя величина выпрямленного напряжения

$$U \approx \frac{2\sqrt{2}}{\pi} U_2 \cos \alpha \approx 0{,}9 U_2 \cos \alpha, \qquad (5)$$

где U_2 — действующее напряжение на вторичной обмотке трансформатора;

α — угол запаздывания открытия вентилей.

Коэффициент пульсации напряжения на зажимах отдельных элементов цепи выпрямленного тока K_{nUn} меньше значений K_{nU}. Примерное значение K_{nUn} можно определить из выражения

$$K_{nUn} \approx K_{nU} \frac{L_n}{\Sigma L}, \qquad (6)$$

где ΣL и L_n — соответственно полная индуктивность цепи выпрямленного тока и индуктивность рассматриваемого элемента n.

Так, например, для напряжения на коллекторе тягового двигателя величина коэффициента пульсации напряжения $K_{nUя}$ не превышает обычно 0,10—0,12.

При изменениях напряжения на токоприемнике локомотива U_c соответственно изменяется и средняя величина выпрямленного напряжения U. На изменение этой величины влияют также изменения падений напряжения в преобразовательной установке локомотива ΔU_{np}. При этом величина U может быть выражена следующим образом:

$$U = \frac{U_c}{K_{np}} - \Delta U_{np}, \qquad (7)$$

где K_{np} — коэффициент преобразования локомотива; $K_{np} \approx 1{,}1 K_m$ (K_m — коэффициент трансформации тягового трансформатора).

Величина ΔU_{np} приблизительно пропорциональна току нагрузки I, чем вызвана линейная зависимость $U(I)$ при напряжении на токоприемнике $U_c = \text{const}$, приведенная на рис. 8. Номинальное значение напря-

жения $U_н$, на которое рассчитывают тяговый двигатель, относится обычно к номинальному току $I_н$. При всех других режимах нагрузки напряжение

$$U = U_н\left[1 + (I - I_н)\frac{dU}{dI}\right] = U_н[1 + (I - I_н)z_{пр}], \qquad (8)$$

где $z_{пр}$ — приведенное к цепи двигателя сопротивление выпрямительной установки в *ом*;

$$z_{пр} = \frac{dU}{dI}.$$

При токах, меньших номинального, величина $U > U_н$, а при токах более номинального $U < U_н$. Таким образом, при колебаниях напряжения на токоприемнике локомотива и при изменениях падения напряжения в выпрямительной установке результирующие колебания напряжения на зажимах тяговых двигателей могут даже превышать колебания напряжения в двигателях локомотивов постоянного тока.

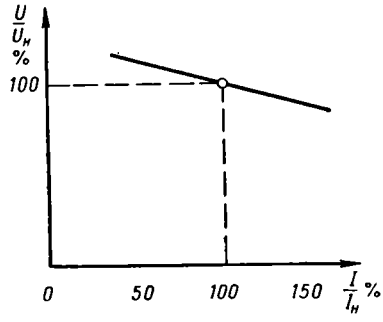


Рис. 8. Зависимость напряжения на двигателе от нагрузки

Пульсации выпрямленного напряжения вызывают и пульсации тока тяговых двигателей, которые тем больше, чем меньше индуктивность в их цепи. Так же как и для напряжения, относительную величину пульсаций выпрямленного тока можно выразить коэффициентом пульсации тока

$$K_{nI} = \frac{I_{n\,\max}}{I}, \qquad (9)$$

где I — постоянная составляющая тока;

$I_{n\,\max}$ — амплитудное значение переменной составляющей тока.

Величина K_{nI} определяется из выражения

$$K_{nI} \approx K_{nU}\frac{U_в}{\omega_n I \Sigma L}, \qquad (10)$$

где ΣL — полная индуктивность цепи выпрямленного тока, отнесенная к одному двигателю и состоящая в основном из индуктивности двигателя $L_{дв}$ и индуктивности сглаживающего реактора $L_р$.

Из уравнения (10) видно, что полное отсутствие пульсаций тока, т. е. $K_{nI} = 0$, возможно только при $\Sigma L = \infty$. Такую индуктивность обеспечить практически невозможно, потому при номинальном режиме обычно величину K_{nI} ограничивают значением $K_{nI} \leqslant 0{,}2 \div 0{,}25$. Действительные величины коэффициентов пульсации тока при изменениях относительной величины нагрузки $\frac{I}{I_н}$ приведены для некоторых электровозов на рис. 9. Коэффициенты пульсации возрастают при снижении нагрузки, соответствующем более высоким скоростям движения локомотива.

Пульсации выпрямленного напряжения и особенно тока затрудняют условия работы тяговых двигателей, ухудшая их коммутацию, увеличивая магнитные и дополнительные потери.

Как показывают исследования, при работе двигателя на пульсирующем токе в отличие от работы его на постоянном токе всегда появляются несбалансированные э. д. с. коммутации. Они имеют наибольшие значения при максимальных отклонениях нагрузки от номинальной и особен-

но при ее снижении в случае повышения напряжения, при максимальном ослаблении поля, т. е. в режимах работы, близких движению электровоза с максимальной скоростью. Повышение действующего значения тока по сравнению с его постоянной составляющей, возникновение вихревых токов, вызванных пульсацией магнитных полей, приводит к дополнительным потерям в витках обмоток, стальных магнитопроводах и деталях двигателя, находящихся в зоне пульсирующих полей. Это увеличивает нагрев отдельных частей двигателя.

Уменьшение пульсации тока ниже указанных выше пределов связано с необходимостью применения чрезмерно больших сглаживающих реакторов.

Пульсации магнитного потока главных полюсов дополнительно сглаживают шунтированием обмотки возбуждения двигателя активным сопротивлением, в 10—20 раз большим активного сопротивления обмотки. При относительно большом индуктивном сопротивлении обмотки возбуждения большая часть переменной составляющей тока протекает через шунт, минуя обмотку возбуждения. При этом пульсации тока обмотки резко уменьшаются.

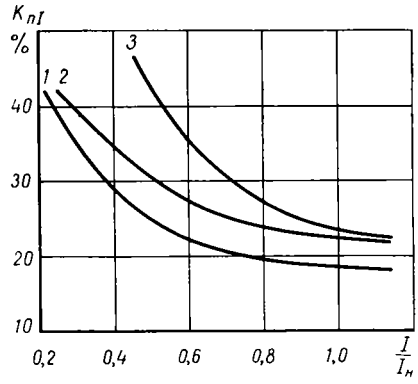


Рис. 9. Зависимость коэффициента пульсации выпрямленного тока от нагрузки тягового двигателя:

1 — электровоз ВЛ60, 29-я позиция; *2* — электровоз ВЛ60, 33-я позиция; *3* — электровоз ВЛ61, 33-я позиция

Обычно постоянная составляющая тока возбуждения $I_{гп}$ составляет 0,9 — 0,97 постоянной составляющей тока двигателя I и может быть определена:

$$I_{гп} = \frac{R_ш}{R_ш + r_{гп}} I, \qquad (11)$$

где $r_{гп}$ — активное сопротивление обмотки возбуждения двигателя;

$R_ш$ — сопротивление шунта.

С учетом влияния вихревых токов обмотка возбуждения для переменной составляющей тока может рассматриваться как чисто индуктивное сопротивление $x_{гп}$. Переменная составляющая тока в ней

$$I_{пгп} = \frac{R_ш}{\sqrt{R_ш^2 + x_{гп}^2}} I_п, \qquad (12)$$

где $I_п$ — переменная составляющая тока в цепи двигателя.

Переменная составляющая тока в шунте

$$I_{пш} = \frac{1}{\sqrt{K_ш^2 + 1}} I_п, \qquad (13)$$

где $K_ш$ — коэффициент, имеющий разные значения для различных гармоник переменной составляющей тока; $K_ш = R_ш x_{гп}$.

Величина K уменьшается в 2—3 раза и более соответственно кратности частот гармоник. Таким образом, гармоники более высокого порядка еще эффективнее отводятся от обмотки возбуждения и практически полностью протекает через шунт [53].

Переходные процессы в силовой цепи электровозов не являются редкими явлениями. Их частое возникновение характеризует специфические условия работы электровозов и тяговых двигателей. При разработке

схем электровозов надо принимать такие решения, которые обеспечивают более благоприятное протекание переходных процессов.

Так, например, на характер переходных процессов влияет способ включения сглаживающих реакторов. При групповом включении сглаживающего реактора, т. е. при включении одного реактора в цепь нескольких двигателей, соединенных параллельно (рис. 10, *а*), величина контурных уравнительных токов $I_к$, возникающих при переходных процессах, связанных с резким изменением напряжения $U_в$, ограничена лишь внутренним сопротивлением двигателей $r_{дв}$ и характер их протекания определяется постоянной времени контуров $T_к$. Для контура двух двигателей

$$T_к = \frac{L_{дв}}{r_{дв}} \text{ сек.} \tag{14}$$

При индивидуальном включении сглаживающих реакторов (рис. 10, *б*), т. е. когда каждый из них включен в цепь одного тягового

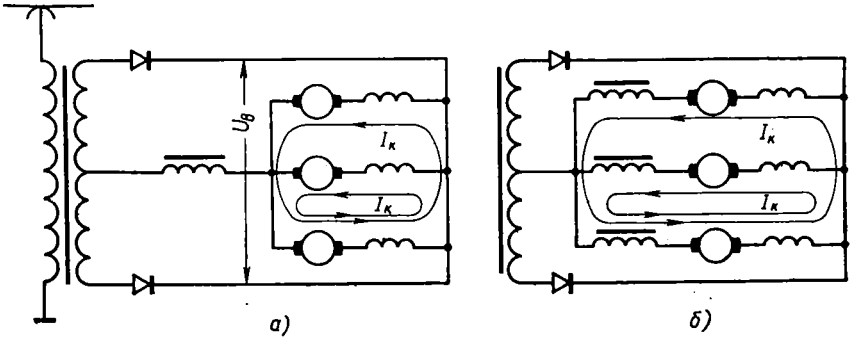


Рис. 10. Схемы включения сглаживающих реакторов в цепь тяговых двигателей

двигателя, величина контурного тока определяется не только сопротивлением $r_{дв}$, но и сопротивлением сглаживающего реактора $r_р$. Постоянная времени контурного тока $I_к$ в этом случае

$$T_к = \frac{L_{дв}+L_р}{r_{дв}+r_р}. \tag{15}$$

Из сравнения этих условий видно, что при высоких индуктивностях сглаживающих реакторов в случае индивидуального включения амплитудные значения тока меньше, чем при групповом включении, переходный процесс протекает более плавно, что менее опасно для работы двигателей.

С другой стороны, при применении индивидуальных сглаживающих реакторов несколько повышается склонность к разносному боксованию отдельных колесных пор.

Значительное влияние на условия работы двигателей в неустановившихся режимах оказывают способы ослабления поля. Так, шунтировка поля с включением только активных сопротивлений параллельно обмотке возбуждения, установленной на некоторых электровозах переменного тока, приводит к значительному ухудшению условий работы двигателей при переходных процессах. Недостаток этого способа проявляется в нарушении расчетного соотношения н. с. (намагничивающих сил) обмоток якоря и главных полюсов при переходных процессах, что снижает их коммутационную надежность в процессе эксплуатации. Для сохранения соотношения н. с. обмотки возбуждения и якоря при переходных процес-

сах последовательно с активным сопротивлением шунта необходимо включать индуктивность (индуктивный шунт). Это осуществлено на всех электровозах постоянного тока и на многих электровозах переменного тока с выпрямителями. Однако часто для снижения веса и уменьшения размеров индуктивных шунтов уменьшают их индуктивность, что снижает эффективность шунтов. Чтобы обеспечить удовлетворительные переходные процессы без увеличения веса оборудования индуктивными шунтами с целью ослабления поля, используют способ секционирования обмоток возбуждения путем изменения числа действующих витков катушек главных полюсов. Иногда применяют и метод последовательно-параллельного переключения катушек. В этом случае достигается тот же эффект, что и при секционировании обмотки, но без усложнения конструкции катушки.

§ 4. ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДВИГАТЕЛЕЙ

Для магистральных электровозов применяют обычно тяговые двигатели последовательного возбуждения, которые имеют существенные преимущества по сравнению с двигателями смешанного и параллельного возбуждения. У двигателей последовательного возбуждения более равномерно распределяется нагрузка при расхождении их электромеханических характеристик в результате неизбежных отклонений параметров от номинальных в пределах допусков. На распределение нагрузки таких двигателей влияют (но в меньшей степени) отклонения диаметров движущих колес по кругу катания.

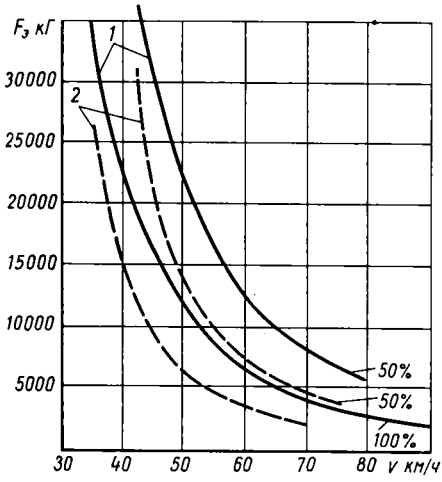


Рис. 11. Тяговые характеристики электровоза ВЛ22м:
1 — с тяговыми двигателями НБ-411;
2 — с тяговыми двигателями ДПЭ-400

У двигателей последовательного возбуждения нагрузка в системе тягового энергоснабжения распределяется более равномерно, так как при изменениях профиля пути и напряжения на токоприемнике локомотива колебания тока у этих двигателей меньше, чем у двигателей других систем возбуждения.

Переходные режимы у двигателей последовательного возбуждения по сравнению с двигателями других систем возбуждения проходят в более благоприятных условиях [1, 25], что обеспечивает более высокую эксплуатационную надежность двигателей.

В зависимости от соотношения н. с., приходящихся на стальные участки магнитной цепи и воздушный зазор, электромеханические характеристики тяговых двигателей могут существенно различаться. Для примера на рис. 11 приведены сравнительные тяговые характеристики электровозов постоянного тока ВЛ22м с двигателями ДПЭ-400 и НБ-411. Мощность этих двигателей при часовом режиме одинаковая и равна 400 *квт*, но их характеристики существенно отличаются. Двигатель НБ-411 имеет менее насыщенную магнитную систему, что достигнуто увеличением воздушного зазора и применением более рациональной формы наконечника главных полюсов. Из характеристик видно, что при скорости 70 *км/ч* сила тяги электровоза с двигателями НБ-411 увеличивается при полном поле в

1,8 раза, а при ослаблении поля — более чем в 2 раза. Соответственно увеличивается и мощность электровоза.

Использование мощности в широком диапазоне скоростей движения зависит от степени насыщения магнитной системы двигателя и его способности устойчиво работать по условиям коммутации при глубоком ослаблении поля. Степень насыщения характеризуется отношением суммарной намагничивающей силы всех участков магнитной цепи машины к намагничивающей силе воздушного зазора, называемым коэффициентом насыщения:

$$K_н = \frac{F}{F_\delta}, \qquad (16)$$

где F — суммарная н. с. при номинальном режиме;

F_δ — н. с. воздушного зазора.

Величину $K_н$ для номинального режима тягового двигателя обычно принимают равной 1,6—2,2.

В электрических машинах с компенсационной обмоткой воздушный зазор можно уменьшать по сравнению с зазором в машинах без компенсационной обмотки, так как н. с. компенсационной обмотки полностью компенсирует или значительно уменьшает влияние реакции якоря на основной магнитный поток. Этим обеспечивается более равномерное распределение напряжения по окружности коллектора, а следовательно, понижение максимальных межламельных напряжений.

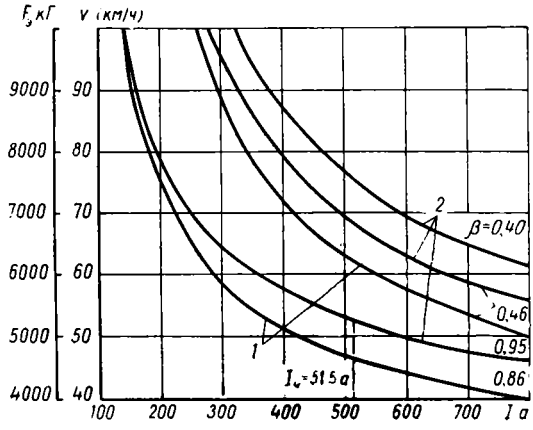


Рис. 12. Скоростные характеристики тяговых двигателей:

1 — двигателя НБ-412М; 2 — двигателя НБ-412К; $I_я$ — ток якоря в часовом режиме

Таким образом, не снижая эксплуатационной надежности двигателей, можно повысить, если это необходимо, их номинальное напряжение. При проектировании можно принимать большие средние напряжения между коллекторными пластинами. Это позволяет вписать в заданный габарит тяговый двигатель большей мощности или при данной мощности уменьшить вес двигателя.

На рис. 12 показаны скоростные характеристики тягового двигателя НБ-412М без компенсационной обмотки и двигателя НБ-412К с компенсационной обмоткой электровозов ВЛ60. Из сопоставления этих характеристик видно, что двигатели НБ-412К вследствие повышения номинального напряжения с 1450 до 1600 *в* и большего снижения насыщения магнитной системы при предельном ослаблении поля позволяют при скорости движения 100 *км/ч* использовать на 16% больше мощности.

При применении компенсационной обмотки существенно облегчаются потенциальные условия на коллекторе и коммутационные процессы в переходных режимах. Таким образом, возникает возможность применять более глубокое ослабление поля и лучше использовать мощность двигателей при высоких скоростях движения локомотива.

2 Заказ 1278

ФИЛИАЛ "МЕТРОПОЛИТЕН"

Оценивая возможности использования мощности тягового двигателя, необходимо учитывать как степень насыщения его магнитной системы, так и степень допустимого ослабления поля. Количественные соотношения между используемой мощностью при максимальной скорости движения, насыщением магнитной системы и степенью ослабления поля можно установить из рассмотрения магнитных характеристик двигателя. Из электромеханических характеристик можно определить номинальный ток двигателя (при полном поле), соответствующий номинальной скорости движения локомотива, и минимальный ток, соответствующий конструктивной скорости, при наиболее глубоком ослаблении поля, который оценивают коэффициентом ослабления поля

$$\beta_{\min} = \frac{I_{гп}}{I_я},$$

где $I_{гп}$ — ток возбуждения в *а*;

$I_я$ — ток якоря в *а*.

При изменении тока возбуждения от номинальной до минимальной величины и, следовательно, при изменении скорости движения электровоза от номинальной до конструктивной, соответствующей минимальной степени возбуждения, магнитный поток изменится от $\Phi_н$ до $\Phi_{\min}$. Как известно, для двигательного режима

$$U_{дв} = E + Ir_{дв} = Cn\Phi + Ir_{дв},$$

где $U_{дв}$ — напряжение двигателя в *в*;

E — противоэлектродвижущая сила двигателя в *в*;

n — скорость вращения в *об/мин*;

C — машинная постоянная;

Φ — магнитный поток в *мкс*.

Если пренебречь падением напряжения в цепи, то

$$U \approx E = Cn\Phi.$$

Напряжение двигателя при заданном порядке его включения в системе электрооборудования можно считать величиной постоянной, тогда и произведение $n\Phi$ при изменении потока — также приблизительно постоянная величина, т. е.

$$n_н\Phi_н = n_{\max}\Phi_{\min},$$

где $n_н$ и $\Phi_н$ — скорость вращения и поток при номинальном режиме;

$n_{\max}$ — скорость вращения двигателя, соответствующая максимальной скорости электровоза;

$\Phi_{\min}$ — минимальная величина магнитного потока.

В общем случае

$$n_{оп}\Phi_{оп} = n_{пп}\Phi_{пп}. \qquad (17)$$

В выражении (17) и далее величины с индексами *пп* относятся к работе двигателя в режиме полного поля, с индексами *оп* — в режиме ослабленного поля.

Отсюда

$$\frac{n_{\max}}{n_н} = \frac{\Phi_н}{\Phi_{\min}}.$$

Величины $n_{\max}$ и $n_н$ являются параметрическими величинами, которые устанавливают при проектировании тягового двигателя.

Кроме того,

$$\frac{n_{\max}}{n_н} = \frac{v_{эк}}{v_н} = \frac{\Phi_н}{\Phi_{\min}} = k_v, \qquad (18)$$

где $v_{эк}$ — конструктивная скорость электровоза в *км/ч*;
$v_н$ — номинальная скорость электровоза в *км/ч*;
k_v — скоростной коэффициент.

Из рис. 13 следует, что намагничивающие силы

$$F_{пп} = \Phi_{пп} \operatorname{tg} \varphi_{пп} = I_{пп} w_{гп}; \tag{19}$$

$$F_{оп} = \Phi_{оп} \operatorname{tg} \varphi_{оп} = I_{оп} w_{гп} \beta_{min}, \tag{20}$$

где $\varphi_{пп}$ — угол между осью ординат и прямой, проходящей через начало координат и точку на кривой намагничивания, соответствующую режиму полного поля;
$\varphi_{оп}$ — угол между осью ординат и прямой, проходящей через начало координат и точку на кривой намагничивания, соответствующую режиму ослабления поля;
$w_{гп}$ — число витков обмотки возбуждения (на полюс).

Из выражений (19) и (20) с учетом выражения (17) имеем

$$\frac{F_{оп}}{F_{пп}} = \frac{\Phi_{оп} \operatorname{tg} \varphi_{оп}}{\Phi_{пп} \operatorname{tg} \varphi_{пп}} = \frac{n_{пп} \operatorname{tg} \varphi_{оп}}{n_{оп} \operatorname{tg} \varphi_{пп}} = \frac{n_{пп}}{n_{оп}} \cdot \frac{\dfrac{\operatorname{tg} \varphi_{оп}}{\operatorname{tg} \delta}}{\dfrac{\operatorname{tg} \varphi_{пп}}{\operatorname{tg} \delta}} = \frac{I_{оп} \beta_{min}}{I_{пп}}, \tag{21}$$

где δ — угол между осью ординат и прямолинейной частью кривой намагничивания.

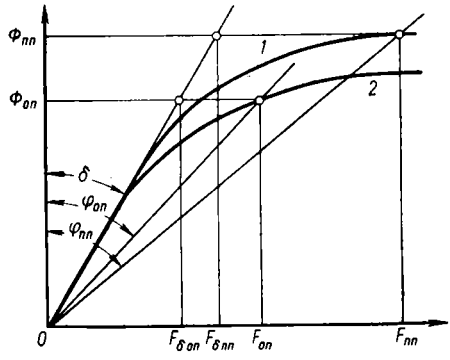


Рис. 13. Кривая намагничивания тягового двигателя:
1 — полное поле; *2* — ослабленное поле

Из рис. 13 следует, что

$$\operatorname{tg} \varphi_{оп} = \frac{F_{оп}}{\Phi_{оп}};$$

$$\operatorname{tg} \varphi_{пп} = \frac{F_{пп}}{\Phi_{пп}};$$

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{F_{\delta\, пп}}{\Phi_{пп}} = \frac{F_{\delta\, оп}}{\Phi_{оп}},$$

где $F_{\delta\, пп}$ и $F_{\delta\, оп}$ — н. с. в воздушном зазоре при полном и ослабленном поле.

Из этих зависимостей имеем

$$\frac{\operatorname{tg} \varphi_{оп}}{\operatorname{tg} \delta} = \frac{F_{оп}}{F_{\delta\, оп}} = K_{ноп}; \tag{22}$$

$$\frac{\operatorname{tg} \varphi_{пп}}{\operatorname{tg} \delta} = \frac{F_{пп}}{F_{\delta\, пп}} = K_{нпп}, \tag{23}$$

где $K_{ноп}$ и $K_{нпп}$ — коэффициенты насыщения при ослабленном и полном поле.

Подставив в выражение (21) значения из выражений (22) и (23), получим

$$\frac{F_{оп}}{F_{пп}} = \frac{n_{оп}}{n_{пп}} \cdot \frac{\dfrac{\operatorname{tg} \varphi_{оп}}{\operatorname{tg} \delta}}{\dfrac{\operatorname{tg} \varphi_{пп}}{\operatorname{tg} \delta}} = \frac{n_{оп}}{n_{пп}} \cdot \frac{K_{ноп}}{K_{нпп}} = \frac{I_{оп} \beta_{min}}{I_{пп}}. \tag{24}$$

Из уравнения (24) следует, что

$$I_{оп}=I_{пп}\frac{n_{оп}}{n_{пп}}\cdot\frac{K_{ноп}}{K_{нпп}}\cdot\frac{1}{\beta_{min}}. \qquad (25)$$

Равенство (25) справедливо при всех токах в интервале изменения коэффициента ослабления поля в пределах от β_{min} до 1.

Если в выражение (25) подставить значение токов двигателя, скоростей вращения якоря и коэффициентов насыщения, соответствующие номинальному режиму и режиму при конструктивной скорости движения электровоза и предельном ослаблении поля электродвигателя, то получим

$$I_{оп}=I_{пп}\frac{n_{max}}{n_{н}}\cdot\frac{K_{ноп}}{K_{н}}\cdot\frac{1}{\beta_{min}}=I\frac{K_{ноп}}{\beta_{min}K_{н}k_{v}}, \qquad (26)$$

где k_v — коэффициент, равный отношению конструктивной скорости электровоза к номинальной.

Мощность тягового двигателя при данном напряжении, если пренебречь изменением величины к. п. д., пропорциональна току. Поэтому выражение (26) определяет мощность тягового двигателя при предельном ослаблении поля и конструктивной скорости электровоза. Таким образом, при расчете двигателя возможно предопределить или оценить использование его мощности при конструктивной скорости величинами β_{min} и $K_н$, так как коэффициент k_v задают при проектировании электровоза, и он не может изменяться по усмотрению конструктора.

Предельный коэффициент ослабления поля β_{min} определяют по условиям коммутации тягового двигателя. Как известно, магнитное поле главных полюсов двигателя под действием реакции якоря искажается, что приводит к неблагоприятному распределению межламельных напряжений по окружности коллектора, снижающему потенциальную устойчивость двигателя в отношении перебросов и круговых огней.

В общем случае, например при работе на промежуточных ступенях, когда напряжение двигателя отличается от номинального, в уравнение (26) вводят отношение $\frac{U}{U_н}$ (где U — фактическое напряжение двигателя при конструктивной скорости, $U_н$ — напряжение при номинальной нагрузке).

Тогда

$$I_{оп}=I_{пп}\frac{K_{ноп}U}{\beta_{min}K_{н}k_{v}U_{н}}.$$

ГЛАВА II

ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 5. ОСНОВНЫЕ КОНСТРУКТИВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ

Номинальные режимы. Как указывалось выше, тяговый двигатель работает с резко меняющимися нагрузками. Отдельные его части могут предельно нагреться как при кратковременных перегрузках, так и под действием длительной постоянной нагрузки. Для сравнительной оценки работы тяговых двигателей установлены два номинальных режима: продолжительный или длительный и часовой.

Длительный режим тягового двигателя определяется наибольшим током, который может выдержать двигатель на испытательном стенде в течение неограниченного времени, причем превышение температуры его частей над температурой окружающего воздуха не должно выходить за пределы, указанные в табл. 1.

Часовой режим тягового электродвигателя определяется наибольшим током, который может выдержать двигатель в охлажденном состоянии при испытании на стенде в течение 1 *ч*, причем превышение температуры частей двигателя над температурой окружающего воздуха не должно выходить за пределы, данные в табл. 1.

Соотношение длительной и часовой мощностей определяет эффективность вентиляции тягового двигателя. Часовой режим характеризует теплоемкость двигателей и используется для их сравнительной оценки и проведения контрольных испытаний.

В табл. 3 даны основные параметры некоторых двигателей электровозов. Для большинства современных тяговых двигателей удельный расход воздуха составляет 2,1—2,7 *м*^{3}/*мин·квт*. Повышение теплопроводности изоляционных материалов, совершенствование конструкции и технологии изготовления обмоток, рациональное конструктивное выполнение воздухопроводов и распределение воздушных потоков внутри двигателя приводят к снижению размеров двигателя, лучшему использованию материалов, понижению теплоемкости двигателя, что уменьшает разницу между значениями часового и длительного тока.

Номинальное напряжение. Тяговые двигатели электровозов постоянного тока, которые питаются непосредственно от контактной сети, имеют два номинальных напряжения: напряжение на зажимах U и напряжение на токоприемнике локомотива U_c. Напряжение U_c соответствует нормам, установленным для номинальных напряжений в контактной сети. Напряжение U кратно U_c и зависит от минимального числа двигателей, включаемых последовательно при работе электровоза.

Номинальное напряжение тяговых электродвигателей электровозов переменного тока соответствует номинальной нагрузке двигателя при

Таблица 3

Параметры	Двигатели				
	НБ-414Б	ТАО-649	GB-317/23a	ПБ-406Б	НБ-411
Мощность в *квт*:					
длительная	730	755	720	440	310
часовая	810	795	825	525	400
Номинальное напряжение тягового двигателя в *в*	950	750	1110	3000/2	3000/2
Отношение длительного тока машины к часовому	0,9	0,95	0,872	0,842	0,776
Класс изоляции:					
якоря	В	Н	В	В	В
остова	Н	Н	В	В	В
Количество продуваемого воздуха в $м^3/мин$	120	122	102	95	70
Часовой вращающий момент в *кГ·м*	765	870	950	695	487
Вес двигателя в *кг*	4000	3600	3850	5400	4220
Вес сердечника якоря в *кг*	563	596	509	686	442
Объем сердечника якоря в $дм^3$	146	150	146	174	123
Вес двигателя в *кг*, приходящийся на 1 *квт* мощности:					
длительной	5,48	4,77	5,35	12,3	13,6
часовой	4,93	4,53	4,66	10,25	10,55
Отношение веса двигателя к вращающему моменту в *кг/кГ·м*:					
при длительном режиме	6,23	4,46	4,78	9,65	12,25
при часовом режиме	5,23	4,15	4,05	7,77	8,67
Отношение веса сердечника якоря к часовому моменту в *кг/кГ·м*	0,735	0,685	0,535	0,99	0,907
Удельный расход вентиляционного воздуха[1] в $м^3/(мин \cdot квт)$:					
при длительном режиме	2,97	2,3	2,43	3,03	2,7
при часовом режиме	2,68	2,18	2,12	2,55	2,1

[1] Удельный расход вентилирующего воздуха — отношение полного расхода воздуха к потерям мощности в двигателе.

номинальном напряжении на токоприемнике. При этом на напряжение двигателя влияет также падение напряжения в преобразовательной установке электровоза.

Диапазон мощностей. На магистральных грузовых электровозах постоянного тока тяговые двигатели обычно имеют мощность в пределах 400—650 *квт*, которая позволяет реализовать силу тяги на одну колесную пару при часовом режиме в пределах 4000—5000 *кГ* и конструктивную скорость электровоза в пределах 75—100 *км/ч*. В будущем для этих электровозов предполагается применять тяговые двигатели мощностью 750 *квт*, обеспечивающие силу тяги 5500 *кГ* и конструктивную скорость 110—120 *км/ч*.

На грузовых электровозах переменного тока мощность тяговых двигателей составляет 700—800 *квт* при силе тяги на одну колесную пару в пределах 5300—5600 *кГ* и конструктивной скорости 100—110 *км/ч*. На этих электровозах предполагается устанавливать двигатели мощностью 900 *квт*, обеспечивающие силу тяги до 6000 *кг* и конструктивную скорость 110—120 *км/ч*.

Увеличение коэффициента тяги у электровозов переменного тока по сравнению с электровозами постоянного тока связано с тем, что тяговые

двигатели электровозов переменного тока включены, как правило, параллельно, что позволяет использовать более высокий коэффициент сцепления и снижает опасность разностного боксования.

Число полюсов. Тяговые двигатели магистральных электровозов постоянного и переменного тока является преимущественно четырехполюсными или шестиполюсными. Двигатели грузовых электровозов постоянного тока с номинальным напряжением 1500 *в* мощностью до 750 *квт* обычно четырехполюсные. На электровозах переменного тока при мощности двигателей свыше 750 *квт* и $U \leqslant 1000$ *в* преимущественное распространение имеют шестиполюсные двигатели.

Четырехполюсные двигатели имеют четыре щеткодержателя, удобный доступ к которым в эксплуатации возможен без применения поворотной траверсы. Отсутствие поворотной траверсы щеткодержателей—большое преимущество четырехполюсных двигателей. При этом обеспечивается большая надежность крепления щеткодержателей, снижается возможность их вибраций, надежно фиксируются геометрические нейтрали двигателя. Однако четырехполюсные двигатели по сравнению с шестиполюсными двигателями при сопоставимых электромагнитных нагрузках имеют примерно на 8—15% больший вес вследствие увеличения размеров магнитопроводов, лобовых частей обмотки якоря и коллектора. Выполнить четырехполюсный двигатель с указанными выше параметрами при существующих щетках и изоляционных материалах трудно из-за больших токов якоря (более 800 *а*), сложности конструкции коллектора и щеткодержателей.

Двигатели опорно-рамного подвешивания с карданными приводами, в которых необходимо увеличить диаметр якоря для размещения привода, обычно имеют также шесть полюсов. Шестиполюсные двигатели по сравнению с четырехполюсными требуют более высокой точности изготовления магнитной системы, узла щеткодержателей и коллектора.

§ 6. ЗАВИСИМОСТЬ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЯГОВОГО ДВИГАТЕЛЯ ОТ НАПРЯЖЕНИЯ НА КОЛЛЕКТОРЕ

В тяговых двигателях электровозов постоянного тока уровень изоляции относительно корпуса определяется напряжением U_c, которое для магистральных дорог принято равным 3000 *в*; при этом номинальное напряжение U обычно составляет 1500 *в*. Для электровозов переменного тока номинальное напряжение двигателя надо определять технико-экономическими расчетами, исходя из минимального веса и стоимости электрооборудования при обеспечении его надлежащей эксплуатационной надежности. Обычно для тяговых двигателей мощностью 800—1000 *квт* принимают номинальное напряжение в пределах 750—1100 *в*.

На рис. 14 дана примерная зависимость веса g тягового двигателя, приходящегося на 1 *квт* мощности от его напряжения. За 100% принят вес g тягового двигателя с номинальным напряжением 1500 *в* при часовой мощности.

Для построения этой кривой были рассмотрены расчетные варианты некомпенсированных тяговых двигателей при геометрических размерах и электромагнитных нагрузках, оптимальных для данного напряжения. Были выдержаны одинаковыми следующие показатели:

1) максимальная окружная скорость на коллекторе $v_{к\,max}$;
2) коэффициент устойчивости K_y;
3) коэффициент насыщения $K_н$;
4) отношение максимальной скорости к часовой — коэффициент k_v;
5) класс изоляции обмоток якоря, главных и дополнительных полюсов.

Расчетные варианты двигателей были выполнены для нормальной ширины колеи и двухсторонней зубчатой передачи. Одинаковые величины коэффициентов K_y, $K_н$ и k_v предопределили их одинаковые регулировочные свойства.

Из рис. 14 видно, что вес тяговых двигателей при снижении номинального напряжения с 1500 до 1000 *в* уменьшается примерно на 11%. Это достигается уменьшением толщины корпусной изоляции обмоток, что позволяет лучше использовать зубцовый слой якоря и снизить сопротивление изоляции тепловому потоку.

На рис. 15 даны величины коэффициента заполнения паза якоря $k_з$ в зависимости от его уровня изоляции относительно корпуса машины, а на рис. 16 — толщина корпусной изоляции в зависимости от напряжения U_c. Как видно из этих рисунков, для лучшего использования активного

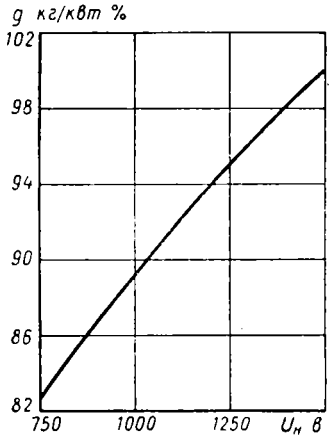


Рис. 14. Зависимость веса двигателя, приходящегося на 1 *квт* мощности, от номинального напряжения двигателя

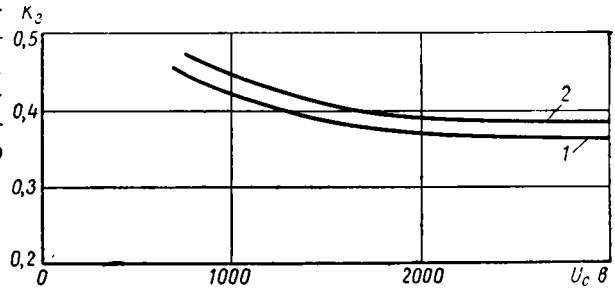


Рис. 15. Зависимость коэффициента заполнения паза от номинального напряжения сети U_c при расположении проводников в пазу:
1 — вертикальном; *2* — горизонтальном

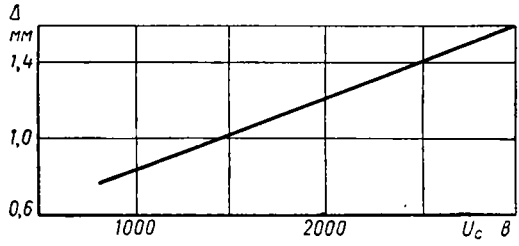


Рис. 16. Зависимость толщины односторонней корпусной изоляции паза якоря от номинального напряжения сети U_c

слоя якоря и получения минимального веса двигателей электровозов переменного тока целесообразно выбирать номинальное напряжение ниже 1500 *в*. При этом улучшаются их технико-экономические показатели. Из кривых (см. рис. 15) также следует, что при прочих равных условиях использование активного слоя якоря улучшается при горизонтальном расположении проводников в пазу.

При проектировании тяговых электродвигателей большой мощности обычно целесообразно предусмотреть как можно больше проводников якоря, что позволяет уменьшить магнитный поток, сечение магнитопроводов, а это понижает общий вес тягового двигателя.

В высоковольтных двигателях количество проводников якоря обычно ограничено величиной коллекторного деления, минимально возможной по конструктивным и технологическим соображениям (деление не удается выполнить менее 4 *мм*), а в низковольтных двигателях — тепловыми параметрами якоря.

Для обеспечения устойчивости двигателя против дугообразования на коллекторе межламельное напряжение не должно превышать опреде-

ленной величины. Для некомпенсированных тяговых двигателей мощностью 800 *квт* обычно допускают при номинальном напряжении на зажимах среднее межламельное напряжение $e_{ср}$ примерно 17 *в*.

В тяговых двигателях электровозов постоянного тока, предназначенных для работы в режиме электрического торможения, величину $e_{ср}$ несколько снижают. В двигателях электровозов переменного тока также понижают значение $e_{ср}$ и ограничивают напряжение на зажимах двигателя для режимов электрического торможения.

Для двигателей с компенсационной обмоткой величина $e_{ср}$ может быть повышена, так как в этих двигателях существенно уменьшается искажение потенциальной коллекторной кривой.

Известно, что

$$e_{ср} = \frac{2pU}{K}, \tag{27}$$

где $2p$ — число полюсов;

K — число коллекторных пластин.

Число коллекторных пластин

$$K = \frac{\pi D_к}{\beta_к},$$

где $D_к$ — диаметр коллектора по рабочей поверхности в *мм*;

$\beta_к$ — коллекторное деление в *мм*.

Подставив значение K в выражение (27), получим

$$D_к = \frac{\beta_к}{\pi e_{ср}} U2p. \tag{28}$$

Таким образом, диаметр коллектора, а следовательно, и диаметр якоря прямо пропорционален номинальному напряжению, числу полюсов и обратно пропорциональны величине среднего межламельного напряжения. При прочих равных условиях размеры и вес компенсированных тяговых двигателей вследствие возможности повышения $e_{ср}$ меньше, чем у некомпенсированных двигателей.

Тяговые двигатели являются высоконапряженными машинами. Выбор их расчетных параметров должен производиться путем детальных расчетов, глубокого анализа расчетных вариантов и экспериментальных данных построенных двигателей.

Таблица 4

Показатели	Двигатели		
	НБ-406Б	НБ-412М	НБ-414Б
Напряжение в *в* . .	3000*/1500	1450	950
Вес в *кг*	5400	5000	4000
Мощность в *квт* . .	525	697	800
Стоимость материала в %	74	76	66
Основная заработная плата в % . . .	7	6	9
Накладные расходы в %	19	18	25

* В числителе дано напряжение, на которое рассчитана корпусная изоляция обмоток двигателя, а в знаменателе — напряжение на коллекторе двигателя.

§ 7. ВЛИЯНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ИХ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ

Выше указывалось, что при заданной номинальной мощности величина напряжения тягового двигателя существенно влияет на его размеры и вес.

Для выяснения влияния параметров тяговых двигателей на его стоимость в табл. 4 рассмотрена себестоимость тяговых электродвигателей с различным номинальным напряжением.

Основной фактор, определяющий себестоимость тягового двигателя,— стоимость изоляционных и конструктивных материалов (см. табл. 4). Как отмечено выше, при снижении напряжения на зажимах двигателя до оптимальной величины понижается его вес, уменьшается расход изоляционных и конструктивных материалов. При этом повышается доля заработной платы в себестоимости двигателя. При увеличении числа полюсов двигателя трудоемкость его изготовления обычно несколько возрастает. Для определения ориентировочной стоимости C вновь проектируемого двигателя, если известна стоимость C_1 близкого по мощности прототипа, можно пользоваться формулой

$$C = \frac{C_1 G}{G_1} \sqrt{\frac{P}{P_1} \cdot \frac{p}{p_1}}, \tag{29}$$

где G, P и p — соответственно вес, мощность и число пар полюсов проектируемого двигателя;

G_1, P_1, p_1 — те же данные для прототипа двигателя.

ГЛАВА III

КОММУТАЦИЯ В ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЯХ

§ 8. ОСНОВЫ ТЕОРИИ КОММУТАЦИИ

Для работы тяговых двигателей первостепенное значение имеет обеспечение нормальной коммутации (безыскровой работы щеток). При работе двигателя не должно возникать чрезмерного искрения в скользящем электрическом контакте, образуемом вращающимся коллектором и неподвижной щеткой. Такое искрение может привести к повреждению коллектора и щеток. Для оценки качества коммутации ГОСТом 183—66 установлена шкала степени искрения, приведенная в табл. 5.

При степени искрения 1, $1^1/_4$, $1^1/_2$ коммутацию считают практически безыскровой. Коммутацию тягового двигателя считают удовлетворитель-

Таблица 5

Степень искрения (класс коммутации)	Характеристика степени искрения	Состояние щеток и коллектора
1	Отсутствие искрения («темная» коммутация)	Отсутствие почернения на коллекторе и нагара на щетках
$1^1/_4$	Слабое точечное искрение под небольшой частью щетки	
$1^1/_2$	Слабое искрение под большей частью щетки	Появление следов почернения на коллекторе, легко устраняемых протиранием его поверхности бензином, а также следов нагара на щетках
2	Искрение под всем краем щетки. Допускается только при кратковременных толчках тока нагрузки и перегрузках	Появление следов почернения на коллекторе, не устраняемых протиранием его поверхности бензином, а также следов нагара на щетках
3	Значительное искрение под всем краем щетки, возникновение крупных вылетающих искр. Допускается только для динамических режимов работы машин, если при этом коллектор и щетки остаются в состоянии, пригодном для дальнейшей работы	Значительное почернение коллектора, не устраняемое протиранием его поверхности бензином, а также подгорание и разрушение щеток

ной, если коллектор и щетки во всем рабочем диапазоне двигателя остаются в таком состоянии, что не требуются внеочередная их чистка и исправление.

Причины искрения можно подразделить на три вида:

1. Механические, к которым относят нарушения правильной формы рабочей поверхности коллектора, регулировки и крепления аппарата щеткодержателей и т. п. Искрение, вызванное этими причинами, называют механическим.

2. Потенциального характера, связанные с появлением чрезмерно высокого напряжения между смежными коллекторными пластинами и загрязнением поверхности коллектора. Искрение, вызванное ими, называют потенциальным.

3. Связанные с процессом коммутации тока в секциях якоря. Искрение, вызванное этими причинами, называют коммутационным.

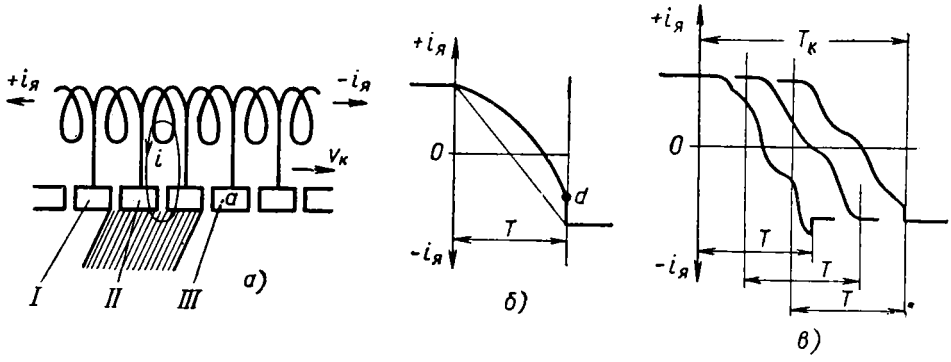


Рис. 17. Процесс коммутации секций якоря: T — период коммутации секции

Под коммутацией понимают процесс перехода секции якоря из одной параллельной ветви обмотки с одним направлением тока в другую параллельную ветвь с противоположным направлением тока. При этом переходе каждая секция оказывается замкнутой щеткой накоротко. На рис. 17, *а* показаны три положения секции: *I* — вход коллекторной пластины *а* рассматриваемой секции под щетку; *II* — ее движение под щеткой; *III* — выход пластины и секции из-под щетки. В секции якоря, обладающей индуктивностью, при изменении направления тока возникает э. д. с. самоиндукции, направление которой таково, что она препятствует изменению тока. К моменту выхода секции из-под щетки ток секции изменившегося направления может не достигнуть величины тока ветви (рис. 17, *б*). В этом случае часть тока проходит от сбегающего края щетки к пластине *а*, минуя секцию, в которой заканчивается коммутация. Энергия искры определяется величинами разрываемого тока и индуктивностью секции. Коммутирующая э. д. с., предназначенная для компенсации э. д. с. самоиндукции при помощи дополнительных полюсов, по различным причинам может полностью не устранять этого явления.

У тяговых двигателей постоянного тока в каждый паз якоря укладывают обычно три — семь секций, а щетка перекрывает несколько коллекторных делений. Поэтому процесс коммутации происходит одновременно в нескольких секциях, и электромагнитная энергия частично перераспределяется между ними. Из-за неодинаковости электромагнитных условий коммутации она в каждой секции одного паза проходит различно (рис. 17, *в*). Наиболее неблагоприятны условия коммутации для секций, которые коммутируют последними в каждом пазу. При этом в искре вы-

деляется вся остаточная электромагнитная энергия, не рассеянная предшествующими секциями при коммутации. Ток каждой секции изменяется непрямолинейно, однако в целом ток паза изменяется примерно по прямолинейному закону. Это позволяет пользоваться при расчетах средними значениями э. д. с. самоиндукции за период коммутации паза. Чтобы скомпенсировать э. д. с. самоиндукции всех одновременно коммутируемых секций паза, необходимо обеспечить правильное распределение индукции в воздушном зазоре путем выбора соответствующей ширины и формы наконечника дополнительного полюса. В общем виде уравнение коммутации для одной секции по закону Кирхгофа (сумма э. д. с. в секции равна сумме падений напряжения) имеет вид

$$\sum e = \sum ir. \tag{30}$$

Левая часть уравнения (30) определяется коффициентом самоиндукции коммутируемой секции L_c, коэффициентами взаимоиндукции $M_1, M_2, \ldots$ с соседними секциями, одновременно коммутируемыми с рассматриваемой секцией, и внешней э. д. с. $e_к$, наводимой в секции магнитным полем дополнительных полюсов в зоне коммутации:

$$\sum e = L_c \frac{di}{dt} + M_1 \frac{di}{dt} + M_2 \frac{di}{dt} + \ldots + e_к = e_p + e_к, \tag{31}$$

где e_p — реактивная э. д. с. коммутации.

Правая часть уравнения (30) представляет сумму падений напряжений в сопротивлении R_c секции и в сопротивлениях $r_{нб}$, $r_{сб}$ переходных контактов щетки под набегающим и сбегающим краями. Обходя контур секции (рис. 17) по направлению тока коммутации i, получим [56]

$$\sum ir = iR_c + (i_я + i) r_{сб} - (i_я - i) r_{нб},$$

где i_a — ток элементарной секции.

При этом уравнение коммутации будет иметь вид

$$e_p + e_к = iR_c + (i_я + i) r_{сб} - (i_я - i) r_{нб}.$$

На процесс коммутации влияют многочисленные факторы электромагнитного характера (неодинаковость коэффициентов самоиндукции и взаимоиндукции и др.) и механического характера (нестабильность щеточного контакта и др.), трудно поддающиеся точному учету.

§ 9. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕАКТИВНОЙ Э. Д. С.

Определение реактивной э. д. с. необходимо для выбора параметров дополнительного полюса и оценки коммутационной напряженности двигателя. Реактивная э. д. с. является одним из факторов, определяющих размеры и вес тяговых двигателей. Так, из известного соотношения реактивная э. д. с. [13]

$$e_p = 2 w_c l_я A v_я \lambda_c 10^{-6} \text{ в}, \tag{32}$$

где w_c — число витков секции;
$l_я$ — длина сердечника якоря в *см*;
A — линейная нагрузка в *а/см*;
$v_я$ — окружная скорость якоря в *м/сек*;
λ_c — магнитная проводимость секции.

Удельная магнитная проводимость секции

$$\lambda_c = 0{,}6 \frac{h_п}{b_п} + \frac{l_л}{l_я} + \frac{2{,}5 \cdot 10^5}{A l_я w_c v_я} \cdot \frac{a}{p},$$

где h_n — глубина паза в *см*;
b_n — ширина паза в *см*;
$l_л$ — длина лобовых частей проводника якорной обмотки в *см*;
a — число пар параллельных ветвей якорной обмотки.

Выражая окружную скорость якоря через его диаметр и учитывая малое влияние этого диаметра на величину линейной нагрузки, можно получить следующее выражение:

$$e_p = \frac{2w_c A\pi\lambda_c \cdot 10^{-6}}{60} D_я l_я n = CD_я l_я n. \qquad (33)$$

Уравнения (32) и (33) используют при предварительных расчетах для определения реактивной э. д. с. При практических расчетах применяют методы, позволяющие более точно определить реактивную э. д. с. и учесть большее число факторов [13, 25]. При проектировании тяговых двигателей наиболее широкое распространение получил метод определения среднего значения реактивной э. д. с., заключающийся в следующем [25]. Реактивная э. д. с. (э. д. с. самоиндукции) витка

$$e_p = \frac{d\Phi}{dt} \cdot 10^{-8}\ в,$$

где $\frac{d\Phi}{dt}$ — производная потока, сцепленного с витком, по времени.

Так как коммутация секции одного паза может считаться прямолинейной, то среднее значение реактивной э. д. с. определяют за период коммутации паза, т. е.

$$e_p = \frac{\bar{\Phi}_s}{T} w_c \cdot 10^{-8}\ в, \qquad (34)$$

где Φ_s — поток рассеяния паза;
T — период коммутации тока секций одного паза.

Поток рассеяния, охватывающий секции одной катушки, с учетом изменения тока в них от $+i_я$ до $-i_я$ определяют из соотношения

$$\Phi_s = \sum i_я \lambda_c l_я,$$

где $\sum i_я$ — сумма токов секций одного паза; при $w_c = 1$ $\sum i_я = I\frac{u_n}{a}$ (u_n — число коллекторных пластин на паз).

Период коммутации секций одного паза определяют из соотношения

$$T = \frac{b_{зк}}{v_к},$$

где $b_{зк}$ — ширина зоны коммутации паза;
$v_к$ — окружная скорость коллектора.

Зона коммутации паза

$$b_{зк} = \beta_к(u_n - 1 + \gamma + \xi_к),$$

где $\beta_к$ — коллекторное деление в *см*;
γ — щеточное перекрытие коллекторных пластин;
$\xi_к$ — укорочение обмотки в коллекторных делениях.

При числе полюсов $2p$, числе пазов якоря Z и пазовом шаге y_z

$$\xi_к = \left(\frac{Z}{2p} - y_z\right) u_n.$$

Окружная скорость коллектора

$$v_к = \frac{\pi D_к n}{60} \text{ см/сек.}$$

Величину $b_{зк}$ подбирают так, чтобы влияние поля главных полюсов на коммутацию было в допустимых пределах. Этому условию обычно соответствует соотношение

$$\tau(1-\alpha) - b_{зк} > 2t_1,$$

где τ — величина полюсного деления;
t_1 — зубцовое деление якоря;
α — коэффициент полюсного перекрытия.

Подставляя значения Φ_s и T в уравнение реактивной э. д. с., получим

$$e_p = \frac{8 i_я u_к w_c^2 \lambda_c l_я v_к}{b_{зк}} 10^{-8} \text{ в.} \quad (35)$$

Удельная проводимость потока рассеяния

$$\lambda_c = \lambda_{n1} + \lambda_{n2} + \lambda_к + \lambda_л, \quad (36)$$

где λ_{n1} — магнитная проводимость части паза, занятой проводниками;
λ_{n2} — проводимость части паза над проводниками;
$\lambda_к$ — проводимость коронок зубцов.

Магнитная проводимость части паза, занятой проводниками (рис. 18, *а*),

$$\lambda_{n1} = \mu_0 K_i \frac{h_2}{3b_n},$$

где μ_0 — магнитная проницаемость воздуха; $\mu_0 = 0{,}4\pi = 1{,}25$;
K_i — коэффициент, учитывающий уменьшение потока рассеяния вследствие вытеснения тока в верхнюю часть проводников в процессе коммутации.

Коэффициент K_i берется в зависимости от высоты проводника:

Высота проводника в *мм*	Более 10	Менее 10	Менее 5
Коэффициент K_i	0,85	0,92	1

Величину λ_{n2} определяют из выражения

$$\lambda_{n2} = \mu_0 \frac{h_1}{b'_n}.$$

Величина $\lambda_к$ при значительной ширине наконечника дополнительных полюсов $b_к \geqslant t_1 + b_z$ (t_1 — деление зубца якоря в *см*, b_z — ширина зубца по поверхности якоря в *см*) определится из соотношения (рис. 18, *в*)

$$\lambda_к = \mu_0 \frac{b_z}{2K_{\delta\partial n}\delta_{\partial n}},$$

где $\delta_{\partial n}$ — воздушный зазор под дополнительным полюсом в *см*.

При ширине наконечника дополнительного полюса $b_к < t_1 + b_z$ (рис. 18, *б*)

$$\lambda_к = \mu_0 \frac{b_к - b_n}{4K_{\delta\partial n}\delta_{\partial n}}.$$

Ширину наконечника дополнительного полюса выбирают обычно равной (1,2—1,5) t_1 и уточняют при расчете полей и наладочных испытаниях опытных двигателей. При немагнитных бандажах

$$\lambda_л = 0{,}37\mu_0 \frac{l_л}{l_я} \lg\left(1 + \frac{\pi\tau}{4h_n}\right),$$

где $l_л$ — длина передней и задней лобовых частей проводника якоря в *см*; $l_л \approx 1{,}25\tau$.

Диаграмму пазового поля и максимальное значение реактивной э. д. с. находят по значениям коэффициентов проводимости для потоков рассеяния каждой секции. Кривую результирующего коэффициента проводимости (рис. 19) получают графически из построения диаграммы последовательности коммутации каждой секции паза. Из диаграммы следует, что

$$\lambda_{max} = \lambda_л + n\lambda_{пм} + m(\lambda_{пн} + \lambda_{пв}),$$

где n — число одновременно коммутируемых соседних секций;

$\lambda_{пм}$ — проводимость потока рассеяния, определяющего взаимоиндуктивность секций;

m — число одновременно коммутируемых секций рассматриваемого паза;

$\lambda_{пн}$ — магнитная проводимость потока рассеяния нижнего слоя секций, определяющего их самоиндуктивность;

$\lambda_{пв}$ — то же для верхнего слоя секций.

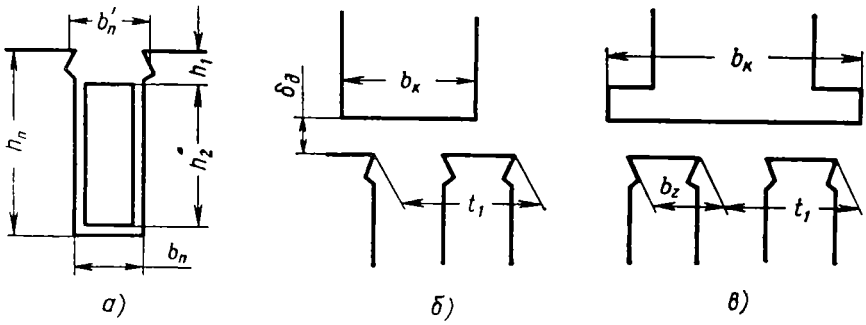


Рис. 18. К определению удельной проводимости потоков рассеяния пазов

При этом проводимости

$$\lambda_{пн} = \frac{4h_1'}{3b_n} + \frac{h' + h_2}{b_n} + \frac{h_3 + h_4}{b_n'};$$

$$\lambda_{пв} = \frac{h_1'}{3b_n} + \frac{h_2}{b_n} + \frac{h_3 + h_4}{b_n'};$$

$$\lambda_{пм} = \frac{h_1'}{2b_n} + \frac{h_2}{b_n} + \frac{h_3 + h_4}{b_n'}.$$

При немагнитных бандажах

$$\lambda_л = \frac{4{,}75 h_n \lg\left(1 + \frac{\pi\tau}{4h_n}\right) L_л}{\tau w_c^2 l_я}.$$

Среднее значение индуктивности лобовых частей секции

$$L_л = 2{,}55\gamma w_c^2 l_л \cdot \sqrt{\frac{l_л + \tau}{h + \gamma(b_n + \delta_n) - \delta_n}} \cdot 10^{-9}\ гн,$$

где δ_n — относительный зазор между проводниками;

b_n — толщина проводника в *см*.

Относительный зазор между проводниками

$$\delta_n = \frac{(u_n - 1)\delta' + \delta''}{u_n},$$

где δ' и δ'' — зазоры (см. рис. 20, *в*).

Максимальная величина индуктивности коммутируемой секции

$$L_{c\max} = 0{,}4\pi w_c^2 l_я \lambda_{\max} \cdot 10^{-8} \text{ гн}. \qquad (37)$$

Соответственно максимальное значение реактивной э. д. с.

$$e_{p\max} = \frac{I v_я}{a b'_щ} L_{c\max} \text{ в}, \qquad (38)$$

где $b'_щ$ — расчетная ширина щетки в *см*; $b'_щ = b_щ - \Delta$;

$b_щ$ — действительная ширина щетки в *см*;

Δ — толщина изоляции между пластинами коллектора в *см*.

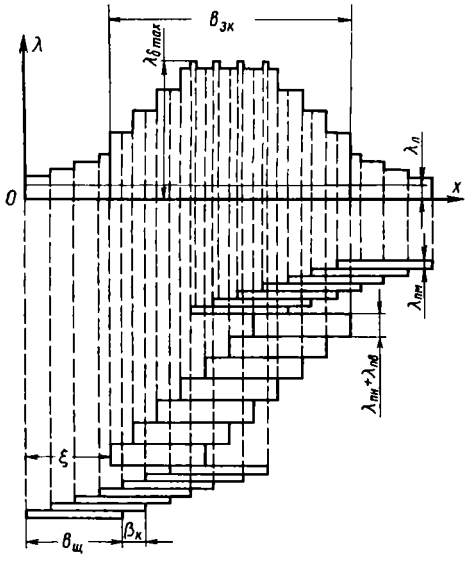


Рис. 19. Диаграмма коэффициентов проводимости для потоков рассеяния

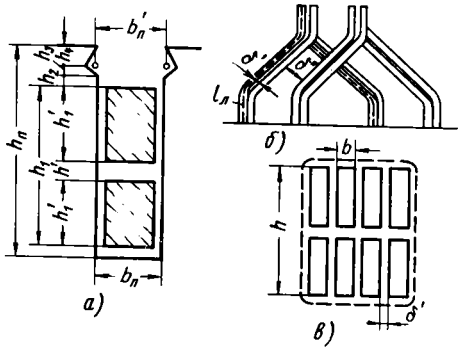


Рис. 20. К определению коэффициентов проводимости:

а — размеры пазовой части проводников обмотки якоря; *б* — размеры лобовой части проводников; *в* — размеры и расположение проводников в пазу

Полученную диаграмму (см. рис. 19) в масштабе э. д. с. сопоставляют с графиком распределения коммутируемой э. д. с. под дополнительным полюсом (рис. 42, *в*). О правильности выбора параметров, влияющих на процесс коммутации, судят по величине нескомпенсированной э. д. с., представляющей собой разность между ординатами этих кривых в пределах зоны коммутации. Анализ подобных графиков для проектируемого двигателя и ранее испытанных двигателей позволяет выбрать оптимальные параметры.

В первом приближении о напряженности коммутации можно судить при сравнении значений нескомпенсированных э. д. с. с графиком зависимости степени искрения от величины нескомпенсированной э. д. с., приведенным на рис. 34. Подобное сравнение проводят как для номинального режима работы, так и для наиболее тяжелого. Рассматриваются также случаи возможного ослабления поля дополнительных полюсов и некоторого смещения его по окружности якоря. Для двигателей электровозов с выпрямителями надо брать меньшие значения нескомпенсированных э. д. с., определенные таким путем.

§ 10. ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ДОПОЛНИТЕЛЬНОГО ПОЛЮСА И РАСЧЕТ ЕГО МАГНИТНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Выбор параметров дополнительного полюса. Длину сердечника полюса для уменьшения индукции в его теле принимают обычно максимально возможной. Ее практически ограничивает осевой размер полюсных катушек. Так как ширина меди катушек дополнительных полюсов обычно меньше, чем у главных полюсов, то сердечник дополнительного полюса принимают на 2—6 *см* длиннее сердечника якоря. Ширину сердечника дополнительного полюса выбирают такой, чтобы индукция $B_{дп}$ при номинальном режиме в полюсе была не выше 4000—6000 *гс*. При применении шихтованных полюсов из стали Э310 индукция может быть повышена на 15%. Меньшие значения индукции соответствуют меньшему отношению номинальной силы тяги к нагрузке на движущую колесную пару.

Воздушный зазор между якорем и дополнительным полюсом принимают обычно равным $(0{,}5—1)b_n$. Большие значения зазора принимают при меньших величинах зубцовых делений и при отсутствии зазора между дополнительным полюсом и ярмом. Для снижения реактивной э. д. с. зазор следует принимать возможно большим. Зазор δ_2 у ярма для снижения насыщения магнитной цепи дополнительного полюса желательно принимать возможно большим. Однако в связи с тем, что при этом увеличиваются размеры катушек дополнительных полюсов, зазор ограничивается в пределах от 1 *мм* до величины, равной основному зазору. Если магнитная система остова шихтована, то зазор между ярмом и дополнительным полюсом можно не предусматривать, если этого не требуется для спрямления магнитной характеристики.

Форму наконечника дополнительного полюса принимают наиболее простой, предусматривая возможность крепления катушки. При необходимости его проверяют методом, указанным в предыдущем параграфе. Для двигателей с напряженной коммутацией производят проверку нескольких вариантов наконечников на существующих образцах двигателей. При предварительных расчетах ширина наконечника полюса

$$b_к \approx b_{зк} - 2{,}5\delta_{дп} \approx (1{,}2 \div 1{,}5)\, t_1.$$

При более подробных расчетах и обосновании выбора щеточного перекрытия и формы наконечника дополнительного полюса производят построение диаграммы пазового поля. Зазор между ярмом и сердечником дополнительного полюса обеспечивают установкой немагнитной прокладки, как правило, латунной. Ее ширина должна быть на 5—6 *мм* меньше ширины полюса, и только в местах прохода болтов она равна ширине полюса. Это необходимо для уменьшения демпфирующего действия металлической прокладки при возможных колебаниях магнитного потока. Дополнительные полюсы двигателей, напряженных в коммутационном отношении, крепят немагнитными болтами.

В связи с малым насыщением цепи дополнительных полюсов их н. с. затрачивается на компенсацию реакции якоря и на преодоление магнитного сопротивления зазоров. Для обеспечения расчетных значений индукции под полюсом должны быть выдержаны с высокой точностью расчетные величины зазоров. Число витков катушки дополнительного полюса

$$w_{дп} = \frac{F_{дп}}{I}, \tag{39}$$

где $F_{дп}$ — н. с. катушки дополнительного полюса.

Н. с. катушки дополнительного полюса

$$F_{дп} = F_{ря} + F_{\delta_1} + F_{\delta_2}, \tag{40}$$

где $F_{ря}$ — н. с. якорной обмотки (реакции якоря); в двигателях с компенсационной обмоткой вместо величины $F_{ря}$ принимают $F_{ря} - F_{ко}$, учитывая н. с. компенсационной обмотки $F_{ко}$;

F_{δ_1} — н. с., приходящаяся на основной воздушный зазор $\delta_{дп}$ под дополнительным полюсом;

F_{δ_2} — н.с., приходящаяся на дополнительный зазор между сердечником полюса и остовом.

Величина F_{δ_1} зависит от индукции $B_{\delta_{дп}}$ в воздушном зазоре, необходимой для компенсации реактивной э. д. с. e_p. Индукция

$$B_{\delta_{дп}} = \frac{e_p \cdot 10^8}{2l'_{дп} v_я w_c}, \tag{41}$$

где $l'_{дп}$ — длина наконечника полюса в *см*;

w_c — число витков в секции якоря.

При этом

$$F_{\delta_1} = \frac{1}{\mu_0} B_{\delta\,дп} K_{\delta\,дп} \delta_{дп}, \tag{42}$$

где $K_{\delta\,дп}$ — коэффициент воздушного зазора для дополнительного полюса.

Намагничивающая сила

$$F_{\delta_2} = \frac{1}{\mu_0} B_{дп} \delta_2 \frac{b_{дп}}{b_{дп} + 2{,}5\delta_2}, \tag{43}$$

где $b_{дп}$ — ширина сердечника дополнительного полюса у основания в *см*;

$B_{дп}$ — индукция в сердечнике дополнительного полюса в *гс*.

Индукция

$$B_{дп} = B_{\delta\,дп}\, \sigma_{дп} \frac{b_к + 2{,}5\delta_{дп}}{b_{дп}} \cdot \frac{l'_{дп}}{l_{дп}}, \tag{44}$$

где $l_{дп}$ — длина сердечника дополнительного полюса у основания в *см*;

$\sigma_{дп}$ — коэффициент рассеяния магнитного потока дополнительного полюса.

Коэффициент рассеяния магнитного потока

$$\sigma_{дп} = 1 + \frac{\Phi_{s\delta дп}}{\Phi_к} = 1 + \frac{F_{ря} + F_{\delta_1}}{B_{\delta\,дп}(b_к + 2{,}5\delta_{дп})} \lambda_{дп} \frac{l_я + l_{дп}}{2l_я}, \tag{45}$$

где $\Phi_{s\,дп}$, $\Phi_к$ — поток рассеяния и коммутирующий поток;

$\lambda_{дп}$ — удельная проводимость потока рассеяния дополнительного полюса; $\lambda_{дп} = \mu_0 \frac{0{,}8h_{дп}}{S}$ (рис. 21).

В связи с значительными перегрузками двигателя в эксплуатации и пульсациями тока индукция в сердечнике дополнительного полюса должна быть возможно меньшей.

Расчет магнитной характеристики дополнительного полюса. Расчет магнитной характеристики выполняют методом последовательного приближения, принимая в качестве исходного режима номинальный. Предполагая магнитную цепь в этом режиме ненасыщенной, в диаграмме $B_{\delta\,дп} = B_{\delta\,дп}(I)$ или подобной ей диаграмме $e = e(I)$ соединяют начало координат с точкой номинального режима при индукции $B_{\delta\,дп}$ и токе I прямой линией, а затем проводят предположительную кривую (рис. 22).

Для уточнения следующих точек характеристики предварительно задаются индукцией и определяют необходимую н. с., приходящуюся на воздушный зазор $\delta_{дп}$ под полюсом по формуле (42), а н. с., приходя-

щуюся на дополнительный зазор δ_2, — по формуле (43). Н. с. сердечника полюса находят по формуле

$$F_{дп} = H_{дп} h_{дп},$$

где $H_{дп}$ — напряженность магнитного поля.

Напряженность магнитного поля находят по кривым $B(H)$ для соответствующего значения $B_{дп}$. Дополнительную н. с., приходящуюся на участок ярма, определяют из выражения

$$F'_{дп} = H'_{дп} l_{яр},$$

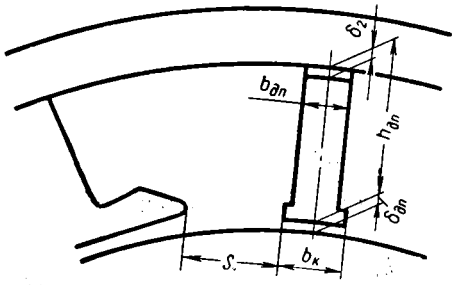


Рис. 21. К расчету коэффициента рассеяния магнитного потока дополнительного полюса

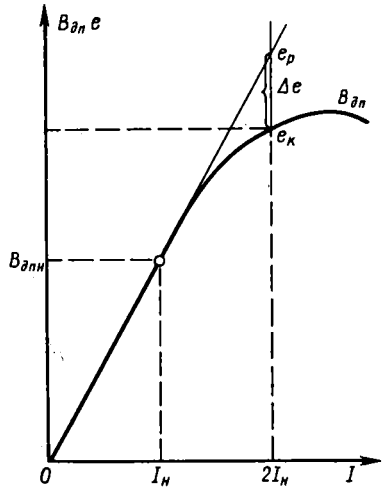


Рис. 22. К расчету магнитной характеристики дополнительных полюсов

где $l_{яр}$ — длина пути магнитного потока в ярме в *см*;

$H'_{дп}$ — дополнительная напряженность магнитного поля, создаваемая потоком дополнительного полюса и определяемая по кривой (рис. 23) в зависимости от индукции в ярме, возникающей от главного поля.

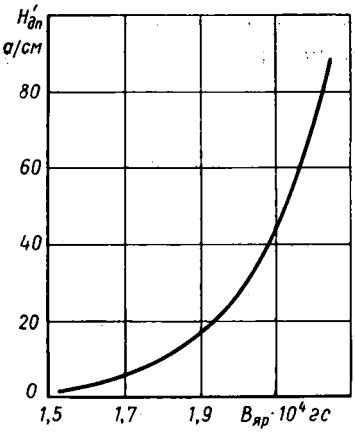


Рис. 23. К определению дополнительной намагничивающей силы в ярме

Ток намагничивания дополнительного полюса

$$I_{\mu\,дп} = \frac{F_{\delta\,дп} + F_{\delta_2} + F_{дп} + F'_{дп}}{w_{дп} - \frac{K}{4ap}}. \quad (46)$$

Если ток получится больше или меньше, чем следует из предполагаемой характеристики, то уменьшают или увеличивают индукцию $B_{\delta дп}$, принятую для данной точки, и повторяют расчет. Полученная магнитная характеристика дополнительного полюса (рис. 22) не должна значительно отклоняться от линейной в пределах до двухкратной номинальной нагрузки, так как отрезок Δe представляет нескомпенсированную часть реактивной э. д. с.

$$\Delta e = e_р - e_к.$$

§ 11. ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ПУЛЬСИРУЮЩЕМ ТОКЕ

Условия работы тяговых двигателей электровозов с выпрямителями, как отмечено выше, характеризуются значительными пульсациями тока и напряжения на зажимах двигателей. При питании двигателей от одно-

фазной двухполупериодной выпрямительной установки выпрямленный ток содержит, кроме переменной составляющей основной частоты 100 *гц*, более высокие гармоники. Взаимодействие обмоток якоря, дополнительных полюсов и главных полюсов осуществляется посредством магнитного поля, и поэтому конструкция магнитопроводов оказывает большое влияние на связь между этими обмотками при пульсации тока. Пульсации тока вызывают дополнительный нагрев двигателя и усложняют процесс коммутации. При этом чем более напряжен двигатель в коммутационном отношении при работе на постоянном токе, тем сильнее влияют на коммутацию пульсации тока. Существо электромагнитных процессов при пульсирующем токе заключается в следующем. Представляя магнитопроводы статора двигателя (например, сердечники дополнительного или главного полюса) состоящими из отдельных брусков однородного и изотропного материала с плоскими гранями, можно использовать теорию классического случая падения плоской электромагнитной волны на изотропное полуограниченное тело с плоскими поверхностями [44].

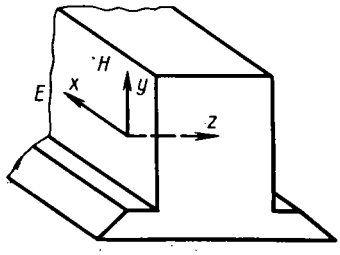


Рис. 24. Направление электромагнитной волны в сердечнике полюса

Представляя переменную составляющую пульсирующего тока и переменную составляющую напряженности $\dot{H}$ магнитного поля в виде синусоидальных величин

$$\dot{H}=H_{м.п}e^{j\omega t}, \qquad (47)$$

где $H_{м.п}$ — амплитуда переменной составляющей напряженности магнитного поля, можно получить дифференциальное уравнение в координатной форме. При совмещении координатной плоскости xy с плоскостью рассматриваемого элемента магнитопровода, на которую падает волна, например сердечника главного полюса (рис. 24), уравнение (47) имеет вид

$$\frac{\partial^2\dot{H}}{\partial z^2}=j\omega\mu\gamma\dot{H}, \qquad (48)$$

где γ — удельная электропроводность;

μ — магнитная проницаемость.

Хотя магнитная проницаемость и зависит от напряженности магнитного поля, для упрощения задачи предполагают, что величины μ и γ в рассматриваемом процессе не изменяются.

Поэтому можно написать

$$\frac{\partial^2\dot{H}}{\partial z^2}=C^2\dot{H}, \qquad (49)$$

где $C^2=j\omega\mu\gamma$ — постоянная;

z — координата.

Общее решение дифференциального уравнения (49)

$$\dot{H}=\dot{A}e^{-Cz}+\dot{B}e^{Cz}. \qquad (50)$$

Первый член правой части уравнения (50) уменьшается с увеличением координаты z. Падающая электромагнитная волна затухает по мере удаления от поверхности в глубь сердечника. Второй член правой части уравнения возрастает с увеличением координаты z и описывает отраженную электромагнитную волну от другой поверхности сердечника, которая движется в направлении, обратном движению первой волны. Размеры сердечников в рассматриваемом случае значительны по сравнению с глубиной проникновения электромагнитных волн, что позволяет представить

сердечник в виде тела, вторая ограничивающая плоскость которого бесконечно удалена по оси z от первой, с которой совмещена координатная плоскость xy. В этом случае отраженной волны нет, и общим решением уравнения (49) будет

$$\dot{H}=\dot{A}e^{-Cz}. \tag{51}$$

Обозначив напряженность магнитного поля у поверхности сердечника через H_0, определим постоянную интегрирования из граничных условий $\dot{A}=\dot{H}_0$.

Напряженность магнитного поля в этом случае

$$\dot{H}=\dot{H}_0e^{-Cz}. \tag{52}$$

В выражении 52 постоянная C может быть представлена в виде

$$C=\sqrt{j\omega\mu\gamma}=\sqrt{2j}\sqrt{\frac{\omega\mu\gamma}{2}}=\frac{\sqrt{2}e^{j\frac{\pi}{4}}}{\Delta}=\frac{1+j}{\Delta}, \tag{53}$$

где Δ — эквивалентная глубина проникновения электромагнитной волны в сердечнике при $H=H_0$; $\Delta=\sqrt{\frac{2}{\omega\mu\gamma}}$.

Подставляя значение C в выражение (52), получим

$$\dot{H}=H_0e^{-\frac{z}{\Delta}}e^{-j\frac{z}{\Delta}}$$

или

$$H=H_{о.м.п}e^{-\frac{z}{\Delta}}\sin\left(\omega t-\frac{z}{\Delta}\right). \tag{54}$$

Из приведенных выражений следует, что амплитуда напряженности магнитного поля затухает по экспоненте тем быстрее, чем меньше значение Δ. По такому же закону изменяется напряженность электрического поля в сердечнике в зависимости от координаты по оси z. Так, учитывая принятое расположение координатных осей (рис. 24), находим

$$\dot{E}=-\frac{1}{\gamma}\cdot\frac{\partial H}{\partial Z}.$$

Подставляя значение H из выражения (52), получим

$$\dot{E}=-\frac{\partial}{\gamma\partial Z}H_0e^{-Cz}$$

или

$$E=\frac{C}{\gamma}\dot{H}_0e^{-Cz}. \tag{55}$$

Подставив значение постоянной, имеем

$$\dot{E}=H_0\frac{1+j}{\gamma\Delta}e^{-\frac{1+j}{\Delta}z}=\dot{H}_0\frac{\sqrt{2}e^{j\frac{\pi}{4}}}{\gamma\Delta}e^{-\frac{1+j}{\Delta}z}$$

или

$$E=H_{о.м.п}\frac{\sqrt{2}e^{-\frac{z}{\Delta}}}{\gamma\Delta}\sin\left(\omega t-\frac{z}{\Delta}+\frac{\pi}{4}\right). \tag{56}$$

Из сравнения уравнений (54) и (56) следует, что величина E опережает величину H по фазе на угол $\frac{\pi}{4}$.

При распространении электромагнитного поля в сердечнике возникает ток, распределенный по объему. Плотность этого тока

$$\dot{\delta}=\gamma\dot{E}.$$

Подставляя значение $\dot{E}$ из уравнения (56) в предыдущее выражение, получим

$$\delta=H_0\frac{\sqrt{2}e^{-\frac{z}{\Delta}}}{\Delta}\sin\left(\omega t-\frac{z}{\Delta}+\frac{\pi}{4}\right). \qquad (57)$$

Таким образом, плотность тока уменьшается с увеличением глубины, изменяясь по экспоненте.

Эффективная плотность тока у поверхности ($z=0$)

$$\delta_0=\frac{\delta_{м\cdot п}}{\sqrt{2}}=\frac{H_{о.м.п}}{\Delta}.$$

Предполагая толщину токонесущего слоя равной Δ, эффективное значение тока, отнесенное к единице высоты сердечника,

$$I_\Delta=\delta_0\Delta=H_{о.м.п}. \qquad (58)$$

Так как известны характеристики материала сердечников, то можно вычислить с некоторым приближением эквивалентную глубину проникновения электромагнитной волны. Так, при магнитной проницаемости $\mu=4\pi10^{-9}\mu$ *гн/см* частоте поля $2f=100$ *гц* эквивалентная глубина проникновения электромагнитной волны

$$\Delta=\sqrt{\frac{2}{\omega\gamma\mu}}=5{,}05\cdot10^2\sqrt{\frac{\rho}{\mu}}\ см. \qquad (59)$$

В табл. 6 даны значения Δ для литого стального сердечника с удельным сопротивлением $\rho\approx1{,}4\cdot10^{-5}$ *ом·см*.

Таблица 6

Параметры	Относительная магнитная проницаемость μ				
	1000	300	100	50	30
Эквивалентная глубина проникновения электромагнитной волны в сплошном сердечнике Δ в *см*	0,06	0,11	0,19	0,27	0,42
Длина волны в сплошном сердечнике λ в *см*	0,377	0,692	1,192	1,7	2,64

Таким образом, эквивалентная глубина проникновения электромагнитной волны для массивных сердечников небольшая по сравнению с размерами элементов магнитопровода двигателя. Картина затухания амплитуд напряженности магнитного и электрического поля представлена на рис. 25 для различных значений магнитной проницаемости в сплошном сердечнике.

Длина волны определяется из соотношения

$$\sqrt{\frac{\omega\mu\gamma}{2}}\lambda=2\pi,$$

откуда $\lambda=2\pi\Delta$.

На глубине, равной длине волны λ, она практически полностью затухает, что следует из подстановки $z=\lambda$ в соотношения для амплитуд напряженностей поля. Характер распределения электромагнитного поля в сердечнике с учетом постоянной составляющей напряженности магнитного поля показана на рис. 26.

Из-за пульсации магнитных потоков в двигателях пульсирующего тока часто применяют статоры с полностью или частично шихтованным ярмом. В первом случае явления приближаются к явлениям, имеющим место в однофазных коллекторных двигателях, несколько отличаясь в связи с переходом от циклического перемагничивания к перемагничиванию на частных циклах.

Частично шихтованное ярмо статора изготовляют обычно в виде массивного стального остова круглой или многогранной формы, имеющего

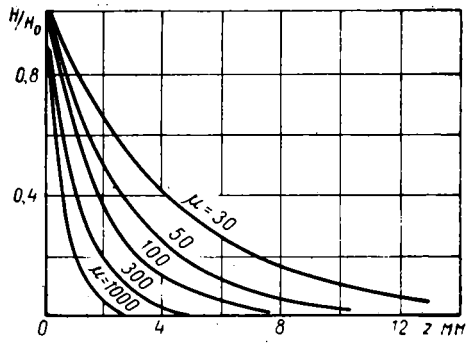


Рис. 25. Амплитуда напряженности переменного магнитного поля в массивном сердечнике в зависимости от глубины проникновения электромагнитной волны при различной магнитной проницаемости μ

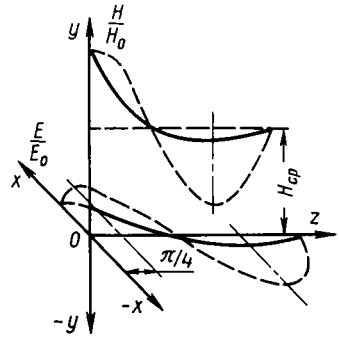


Рис. 26. Характер распределения электромагнитного поля в сердечнике

закрепленную изнутри шихтованную вставку цельного кольца или отдельных сегментов, образующих замкнутую цепь. Кроме того, производят шихтовку отдельных элементов магнитопровода, например сердечников главных и дополнительных полюсов. Такую систему можно представить в виде двухслойного, полуограниченного проводящего тела (рис. 27, *в* и *г*), первым слоем которого является шихтованная часть, а вторым — массивное ярмо. Шихтованная часть обращена внутрь двигателя и первой воспринимает падение электромагнитной волны.

В пределах каждого слоя за исходное уравнение можно принять дифференциальное уравнение (50). Так как толщина первого слоя может быть сравнительно невелика, то постоянную B второго члена правой части уравнения, описывающего отраженную волну, нельзя приравнять нулю.

Поэтому для первого слоя получим

$$\dot{H}_1=\dot{A}_1e^{-c_1z}+\dot{B}_1e^{c_1z}. \qquad (60)$$

Во втором слое отраженная волна отсутствует и $B_2=0$.
Тогда

$$\dot{H}_2=\dot{A}_2e^{-c_2z}. \qquad (61)$$

Постоянные интегрирования A_1, B_1, A_2 находим из граничных условий. На поверхности первого слоя ($z=0$) $\dot{H}=\dot{H}_0=\dot{H}_1$. На глубине, равной толщине первого слоя ($z=b$), $\dot{H}_{z=в}=\dot{H}_{1в}=\dot{H}_{2в}$, так как векторы $H_{1в}$ и $H_{2в}$

тангенциальны плоскости между слоями и не имеют разрыва. Из этих условий получим уравнения:

$$\dot{H}_0=\dot{A}_1+\dot{B}_1;$$

$$\dot{A}_1e^{-C_1в}+\dot{B}_1e^{C_1в}=\dot{A}_2e^{-C_2в}; \qquad (62)$$

$$\frac{C_1}{\gamma_1}(\dot{A}_1e^{-C_1в}-\dot{B}_1e^{C_1в})=\frac{C_2}{\gamma_2}\dot{A}_2e^{-C_2в}.$$

Решая эту систему уравнений, найдем значения A_1, B_1 и A_2. Заменяя C в выражении (62) через $\frac{1+j}{\Delta}$ и $\gamma=\frac{1}{\rho}$, получим для первого слоя

$$H_1=H_0\frac{(\sqrt{\rho_1\mu_1}+\sqrt{\rho_2\mu_2})\,e^{\frac{1+j}{\Delta}(в-z)}+(\sqrt{\rho_1\mu_1}+\sqrt{\rho_2\mu_2})\,e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}(в-z)}}{\sqrt{\rho_1\mu_1}\,(e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}в}+e^{\frac{1+j}{\Delta_1}в})-\sqrt{\rho_2\mu_2}\,(e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}в}-e^{\frac{1+j}{\Delta_1}в})}; \qquad (63)$$

для второго слоя

$$H_2=H_0\frac{2\sqrt{\rho_1\mu_1}\,e^{-\frac{1+j}{\Delta_2}(z-в)}}{\sqrt{\rho_1\mu_1}\,(e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}в}+e^{\frac{1+j}{\Delta_1}в})-\sqrt{\rho_2\mu_2}\,(e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}в}-e^{\frac{1+j}{\Delta_1}в})}. \qquad (64)$$

Из уравнений (63) и (64) следует, что напряженность в первом слое является суммой двух членов, описывающих падающую и отраженную волны. Если $\rho_1\mu_1>\rho_2\mu_2$, то отраженная волна усиливает падающую, а если $\rho_1\mu_1<\rho_2\mu_2$ — ослабляет.

Рассмотрим влияние различия конструкции шихтованного магнитопровода на условия распространения волны. Если предположить, что толщина листов мала и что они имеют хорошую изоляцию, то электропроводность первого слоя в направлении x (рис. 27, *в*) равна нулю, т. е. $\rho_1\to\infty$. В остальном сохраняются те условия и допущения, которые приняты при рассмотрении полуограниченного тела. Так как $\rho_1\gg\rho_2$, из выражения (63) для первого слоя имеем

$$H_1=H_0\frac{[e^{\frac{1+j}{\Delta_1}(в-z)}+e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}(в-z)}]}{e^{\frac{1+j}{\Delta_1}в}+e^{-\frac{1+j}{\Delta_1}в}}.$$

При условии, что $\rho_1\to\infty$, эквивалентная глубина проникновения $\Delta\to\infty$, поэтому $\dot{H}_1=\dot{H}_0$.

Следовательно, величина напряженности поля в первом слое теоретически не убывает с увеличением координаты z. Однако, учитывая конечную толщину листов, несовершенство изоляции и т. д., отношение $\frac{H}{H_0}$ по мере удаления от поверхности будет несколько уменьшаться.

Учитывая допущения, принятые для первого слоя, из выражения (64), имеем для второго слоя

$$\dot{H}_2=H_0e^{-\frac{1+j}{\Delta_2}(z-в)}=H_0e^{-\frac{1+j}{\Delta_2}z_2},$$

где

$$z_2=z-b.$$

Условия распространения волны во втором слое двухслойной системы такие же, как и для полуограниченного тела. Таким образом, для рас-

сматриваемой конструкции сердечников толщина b первого слоя по условиям проникновения электромагнитной волны практически не ограничена и должна выбираться по соображениям прохождения необходимой величины переменной составляющей потока. Распространение волны во втором слое определяют, как и для однослойного тела.

Для случая, представленного на рис. 27, *г*, электропроводность первого слоя в направлении x не равна нулю. В первом приближении можно принять, что $\rho_1 \approx \rho_2$ и $\rho_1\mu_1 = \rho_2\mu_2$.

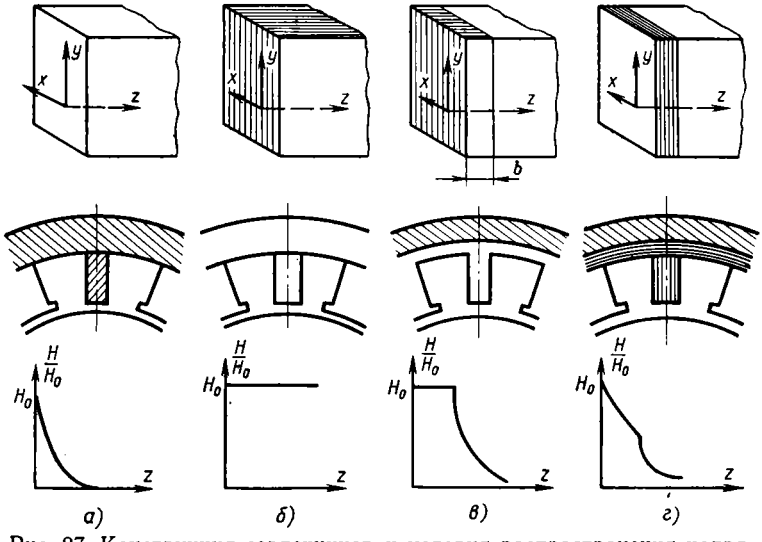


Рис. 27. Конструкция сердечников и условия распространения напряженности магнитного поля:

а — массивный сердечник; *б* — шихтованный сердечник; *в* и *г* — составные сердечники

Тогда для первого слоя уравнения (60) имеет вид

$$\dot{H}_1 = \dot{H}_0 e^{-\frac{1+j}{\Delta_1} z}.$$

Отношение переменной составляющей напряженности магнитного поля на расстоянии от поверхности, равном толщине листа, к напряженности у поверхности составит

$$\frac{H}{H_0} = e^{-\frac{z}{\Delta_1}}.$$

Ниже приведены значения величин $\frac{H}{H_0}$ в зависимости от толщины листа при различных значениях μ_1 и Δ_1:

$\mu_1 = 300$ и $\Delta_1 = 1{,}1$

Толщина листа в *мм*	0,35	0,5	1
$\frac{H}{H_0}$	0,726	0,635	0,403

$\mu_1 = 100$, $\Delta_1 = 1{,}9$

Толщина листа в *мм*	0,35	0,5	1
$\frac{H}{H_0}$	0,83	0,77	0,59

Из приведенных выше данных следует, что даже один лист в первом слое уже оказывает значительное демпфирующее влияние. Если слой имеет четыре — шесть листов, то в зависимости от их толщины электромагнитная волна затухает практически до нуля и во второй слой не распространяется. Таким образом, такая конструкция магнитопровода по условиям распространения волны несовершенна, так как листы оказывают экранирующее действие.

Отставание во времени переменной составляющей потока от переменной составляющей тока в обмотках двигателя объясняется активными потерями на гистерезис и вихревые токи в отдельных участках магнитной цепи. Как известно, при подключении катушки со стальным сердечником, подобной отдельной обмотке двигателя, к источнику переменного напряжения в катушке протекает ток, опережающий по фазе переменный магнитный поток, возникающий в сердечнике. Для удобства рассмотрения ток в катушке представляют в виде геометрической суммы двух составляющих: намагничивающей составляющей I_μ, совпадающей по фазе с потоком Φ_n в сердечнике и активной составляющей I_a, вызванной потерями в сердечнике (рис. 28).

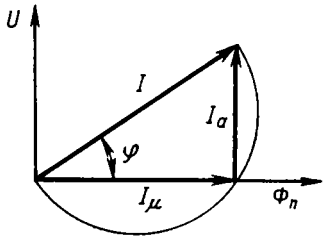


Рис. 28. Векторная диаграмма для определения угла магнитного запаздывания

Величина активной составляющей тока и угол магнитного запаздывания φ зависят от конструкции сердечника. При сердечнике, шихтованном из тонких лакированных листов электротехнической стали, эти величины невелики, а при сравнительно толстых листах низкосортной стали или при плохой их изоляции возрастают. Угол магнитного запаздывания также снижается при наличии воздушного зазора в магнитной цепи, так как в этом случае возрастают удельный вес н. с., затрачиваемой на создание потока, и величина I_μ.

При массивной конструкции магнитопровода в виде замкнутого кольца, представляющего собой однородную и изотропную среду, угол магнитного запаздывания определяется из рассмотрения составляющих потока энергии, вносимой в среду электромагнитной волной.

Поскольку принят синусоидальный характер изменения электромагнитной волны, среднее значение вектора потока энергии (вектор Умова — Пойтинга) в комплексной форме представится в виде

$$\dot{S} = \frac{1}{2}[\dot{H}^*\dot{E}],$$

где $\dot{H}^*$ — величина, сопряженная с величиной H.

Подставляя значения напряженностей поля из уравнений (52) и (55) в предыдущее выражение, найдем

$$\dot{S} = \frac{C}{2\gamma}\dot{H}_0^2.$$

Значения C и H_0 заменим соответственно выражениями

$$C = \frac{1+j}{\Delta};$$

$$\dot{H}_0 = H_{м.п}e^{-\frac{z}{\Delta}}.$$

Принимая $z=0$, получим

$$\dot{S} = \frac{H^2_{м.п}}{2\gamma\Delta}(1+j).$$

Действительная составляющая вектора представляет собой поток активной энергии, выделяющейся в виде тепла в магнитопроводе, а мнимая составляющая — поток энергии переменного магнитного поля. При принятых условиях действительная и мнимая составляющие вектора S равны:

$$|S_a| = |S_\mu|.$$

При этом угол магнитного запаздывания

$$\varphi' = \operatorname{arctg}\frac{S_a}{S_\mu} = 45°.$$

В тяговых двигателях величины углов магнитного запаздывания отличаются от этого значения по различным причинам. Так, например, при расслоении сердечников угол φ' уменьшается, а при наличии короткозамкнутых контуров, охватывающих магнитный поток, увеличивается.

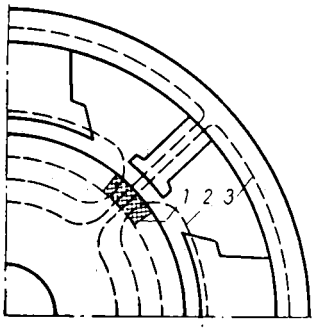


Рис. 29. Определение углов магнитного запаздывания потока:

1 — зона коммутации; *2* — путь замыкания потока реакции якоря; *3* — путь замыкания потока дополнительного полюса

Ориентировочные значения угла магнитного запаздывания можно получить расчетным путем, учитывая комплексное магнитное сопротивление участков магнитопровода.

Опытное определение углов магнитного запаздывания переменной составляющей производят осциллографированием переменных составляющих тока в обмотке полюсов и э. д. с., наводимых в измерительном витке, наложенном на башмак главного полюса и охватывающем весь поток. Определение углов магнитного запаздывания дополнительных полюсов и якоря производится согласно схеме, данной на рис. 29. Если отключены обмотки главных полюсов и якоря, то поток дополнительного полюса, проходящий через зону коммутации, замыкается через ярмо, дополнительные полюсы и якорь. Обычно в тяговых двигателях конструкция магнитопровода цепи главных и дополнительных полюсов одинакова; поэтому углы магнитного запаздывания их потоков близки по величине.

При отключенных обмотках главных и дополнительных полюсов и включенной обмотке якоря поток реакции якоря, проходящий через зону коммутации, замыкается главным образом по башмакам главных полюсов, дополнительным полюсам и ярму. Однако при включенных дополнительных полюсах, когда их н. с. направлена против н. с. реакции якоря, или при снятых с машины дополнительных полюсах поток реакции якоря, проходящий через зону коммутации, замыкается главным образом по башмакам главных полюсов, которые преимущественно и определяют угол магнитного запаздывания потока якоря.

Замеры углов производят осциллографированием переменных составляющих тока в обмотке и э. д. с. в рамке, расположенной в зоне коммутации на якоре. Ширина рамки должна быть равна ширине зоны коммутации по якорю.

Особо важное значение для коммутации имеет конструкция магнитопровода цепи дополнительных полюсов. Систематизация эксперименталь-

ных данных тяговых двигателей различных конструкций позволяет составить приближенную зависимость величины углов магнитного запаздывания потоков двигателей от конструкции магнитопровода для рабочего диапазона нагрузок, близких к номинальной. В табл. 7 приведены примерные величины углов магнитного запаздывания потоков дополнительных $\varphi_{дп}$ и главных $\varphi_{гп}$ полюсов.

Таблица 7

Исполнение магнитопровода	Угол запаздывания в *град*	
	$\varphi_{дп}$	$\varphi_{гп}$
Ярмо и дополнительные полюсы сплошные	50	—
Ярмо сплошное, дополнительные и главные полюсы собраны из тонких лакированных листов	35	55
Ярмо, дополнительные и главные полюсы шихтованы из тонких лакированных листов	15	20

Угол магнитного запаздывания для якоря $\varphi_я$ составляет примерно 25° при шихтованных главных полюсах.

§ 12. ОСОБЕННОСТИ КОММУТАЦИИ ПРИ ПУЛЬСИРУЮЩЕМ ТОКЕ

Питание двигателей пульсирующим током вызывает изменение электромагнитных условий коммутации. Запаздывание переменных составляющих потоков приводит к нарушению согласованного действия переменных составляющих реактивной и коммутирующей э. д. с. и соответственно к появлению нескомпенсированных э. д. с. в коммутирующей секции. Вследствие пульсации потока главных полюсов в коммутируемых секциях возникает трансформаторная э. д. с. Для улучшения коммутации при работе двигателей на пульсирующем токе принимают различные меры, выбор которых определяется несколькими факторами. Если запас по коммутации на постоянном токе достаточен и пульсации тока сравнительно малы, не требуется применять специальные дополнительные меры по улучшению коммутации. При затрудненной коммутации двигателя во время его работы на постоянном токе обычно приходится принимать специальные конструктивные меры для улучшения его работы на пульсирующем токе. К ним относятся различные схемные решения, позволяющие снизить пульсации тока в обмотке возбуждения или изменить фазовый сдвиг переменной составляющей тока в отдельных обмотках. Для уменьшения угла запаздывания переменной составляющей потока дополнительных полюсов применяют шихтованные дополнительные полюсы и вставки из отдельных элементов или цельных колец, а также полностью шихтованные конструкции ярма. Чтобы повысить запас по коммутации и обеспечить удовлетворительную работу двигателя при больших нескомпенсированных э. д. с., уделяют значительное внимание совершенствованию узла токосъема.

Напряженность коммутации на пульсирующем токе оценивают величиной результирующей нескомпенсированных э. д. с., которая обусловлена переменными составляющими реактивной коммутирующей э. д. с. и трансформаторной э. д. с.

Трансформаторная э. д. с. Пульсация тока в обмотке возбуждения вызывает соответственно пульсации потока главных полюсов и обусловливает появление трансформаторной э. д. с. Приближенно зависимость трансформаторной э. д. с. от параметров двигателя можно установить

исходя из максимального значения межламельного напряжения e_{max}. При холостом ходе двигателя постоянного тока, частоте, равной частоте вращения якоря $f_я$, и равномерном зазоре под полюсом

$$e_{max} = \frac{U_к 2p}{aK} \text{ в}.$$

При том же возбуждении и частоте вращения якоря, равной частоте переменной составляющей тока ($f_n = 2f_c$), максимальное межламельное напряжение

$$e'_{max} = \frac{U_к 2p 2f_c \cdot 60}{aKpn} = \frac{1{,}2U_к \cdot 10^4}{aKn}. \quad (65)$$

Этой величине межламельного напряжения равнялась бы амплитуда трансформаторной э. д. с. в коммутируемой секции, если бы ток возбуждения и поток главных полюсов пульсировали с той же частотой, что и при неподвижном якоре. Но в данном случае ток возбуждения пульсирует с коэффициентом пульсации $K_{nIв}$, что снижает трансформаторную э. д. с. Кроме того, необходимо учитывать явления магнитного запаздывания и демпфирования потока, вызываемые возникновением вихревых токов. Изложенное может быть представлено векторной диаграммой переменных составляющих (рис. 30, *а*). Выражение для трансформаторной э. д. с. $F_{тр}$ примет вид

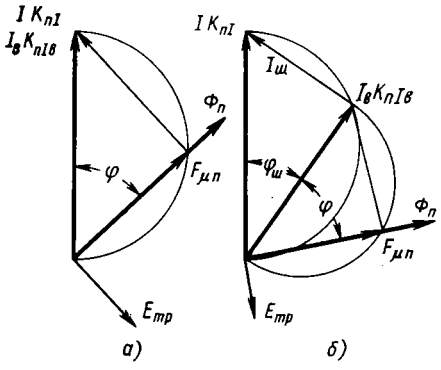


Рис. 30. Векторные диаграммы переменных составляющих н. с. и э. д. с. для главных полюсов:
а — при отсутствии шунта; *б* — при наличии активного шунта

$$E_{тр} = \frac{1{,}2U_к K_{nIв} K_д \cos\varphi_{гп} \cdot 10^4}{aKn}. \quad (66)$$

Для шихтованного ярма степень демпфирования невелика, и коэффициент демпфирования $K_д$ близок к единице. При массивном ярме вследствие возникновения в нем больших вихревых токов величина $K_д$ значительно меньше единицы. На основании выражения (66) она может быть определена опытным путем. Для этого необходимо возбуждать двигатель пульсирующим током при постоянном значении $I_в$ и переменных величинах $K_{nIв}$ или при переменных $I_в$ и постоянном значении $K_{nIв}$, замеряя величины $E_{тр}$. Замеры величины $E_{тр}$ производят между коллекторными пластинами или в специальном витке, охватывающем главный полюс. В последнем случае величина $E_{тр}$ несколько возрастает из-за наличия потоков рассеяния. Опыты показывают, что для тяговых двигателей с массивным ярмом коэффициент $K_д$ довольно стабилен и составляет около 0,1. В этом случае приближенное выражение для определения трансформаторной э. д. с. имеет вид

$$E_{тр} \approx \frac{1{,}2U_к K_{nIв} \cos\varphi_{гп} \cdot 10^3}{aKn} \text{ в}. \quad (67)$$

Используя расчетные или опытные зависимости $U_к = U_к(I)$, $K_{nIв} = K_{nIв}(I)$, $n = n(I)$ и зная конструктивные параметры существующих или проектируемых двигателей, находят приближенные значения трансформаторной э. д. с. для любого режима работы двигателей.

При работе двигателей в режимах ослабленного поля трансформаторная э. д. с. несколько снижается и определяется в зависимости от способа ослабления поля.

Так, при ослаблении поля по схеме (рис. 31, *а*), в которой в цепь шунта включена индуктивность $L_ш$ и соблюдаются условия $L_{гп} \approx L_ш$ и $x_ш \gg r_ш$; $x_{гп} \gg r_{гп}$, по катушкам главных полюсов протекает только половина переменной составляющей тока, и уравнение (66) имеет вид

$$E_{т.р.м} \approx \frac{0{,}6 U_к K_{nIв} \cos \varphi_{гп} K_д \cdot 10^4}{aKn}. \qquad (68)$$

Если ослабление поля осуществляется по схеме, данной на рис. 31, *б*, то значительная часть переменной составляющей тока может ответвляться

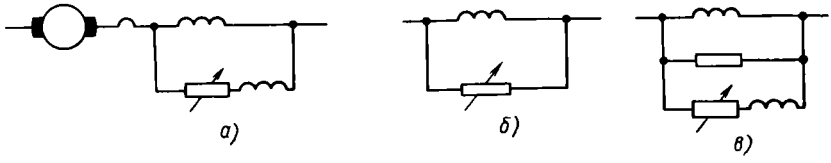


Рис. 31. Принципиальные схемы шунтирования катушек главных полюсов: *а* — индуктивным сопротивлением; *б* — активным сопротивлением; *в* — смешанным сопротивлением

ся через активный шунт. В этом случае намагничивающая н. с. обмотки возбуждения (рис. 30, *б*)

$$F_{\mu n} = I K_{nIв} \cos \varphi_{гп} \cos \varphi_ш. \qquad (69)$$

Угол $\varphi_ш$ может быть найден из выражения

$$\varphi_ш = \operatorname{arctg} \frac{x_{гп}}{r_ш}$$

или

$$\varphi_ш = \operatorname{arctg} K_ш \frac{x_{гп}}{r_{гп}},$$

где $x_{гп}$ — реактивное сопротивление обмотки возбуждения;
$r_{гп}$ — активное сопротивление цепи шунта.

Коэффициент шунтировки

$$K_ш = \left(\frac{1}{\beta} - 1\right),$$

где β — степень ослабления поля по постоянному току; $\beta = \frac{I_в}{I_я}$.

Трансформаторная э. д. с. для этого случая

$$E_{трм} = \frac{1{,}2 U_к K_{nIв} \cos \varphi_{гп} \cos \varphi_ш K_д 10^4}{aKn}. \qquad (70)$$

В некоторых случаях для улучшения коммутации может быть использована комбинация этих вариантов, т. е. ослабление поля осуществляют с индуктивным шунтом, но предусматривают также шунтировку активным сопротивлением (рис. 31, *в*).

Небалансная э. д. с. Так как в рабочем диапазоне двигателя период коммутации одной секции якоря меньше периода переменной составляющей тока, то в различные моменты времени величина коммутируемого тока оказывается разной (рис. 32, *б*). Реактивная э. д. с. при прочих равных условиях пропорциональна току и скорости вращения двигателя

в рассматриваемом режиме. Поэтому можно представить, что реактивная э. д. с. пульсирует с частотой пульсации тока, а максимальные $e_{p\,\max}$ и минимальные $e_{p\,\min}$ значения ее связаны с коэффициентом пульсации тока K_{nI} соотношениями:

$$e_{p\,\max} \equiv In(1+K_{nI});$$
$$e_{p\,\min} \equiv In(1-K_{nI}). \qquad (71)$$

Таким образом, при пульсирующем токе реактивная э. д. с., кроме среднего значения, пропорционального значения n и I, имеет еще и переменную составляющую, амплитуда которой

$$E_{pn} \equiv K_{nI}nI \equiv K_{nI}e_p. \qquad (72)$$

При изменении тока якоря и скорости вращения соотношение примет вид

$$E_{pn} = e_p \frac{nI}{n_н I_н} K_{nI}, \qquad (73)$$

где n, I, $n_н$, $I_н$ — скорость вращения и ток соответственно в рассматриваемом и номинальном режимах.

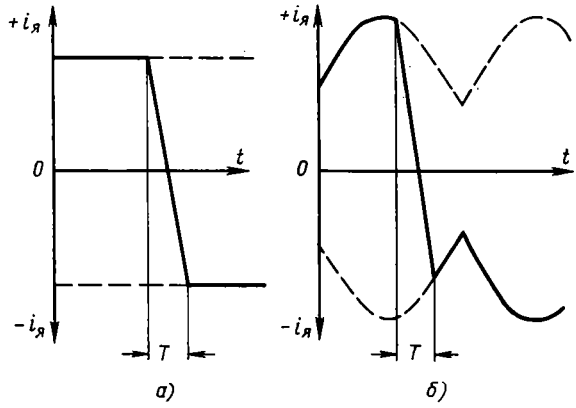


Рис. 32. Диаграмма коммутации тока якоря:
а — при постоянном токе; *б* — при пульсирующем токе

Пульсация тока в обмотке дополнительных полюсов вызывает пульсации коммутирующего потока и коммутирующей э. д. с. Переменную составляющую коммутирующей э. д. с. находят как э. д. с. вращения, наводимую в коммутируемой секции потоком, обусловленным суммой переменных составляющих н. с. дополнительного полюса и реакции якоря. Переменная намагничивающая составляющая реакции якоря

$$F_{\mu я} = F_{pя}K_{nIя}K_{дя}\cos\varphi_я, \qquad (74)$$

где $K_{дя}$ — коэффициент демпфирования для магнитного потока реакции якоря; коэффициент может быть принят равным около 1.

Переменная намагничивающая составляющая н. с. дополнительного полюса $F_{\mu дn}$ в зоне коммутации

$$F_{\mu дn} = F_{дn}K_{nIn}K_{ддn}\cos\varphi_{дn} = K'F_{pя}K_{nIn}K_{ддn}\cos\varphi_{дn}, \qquad (75)$$

где K' — коэффициент, равный

$$K' = \left(1 + \frac{F_{ддn}}{F_{pя}}\right),$$

где $K_{\partial\partial n}$ — коэффициент демпфирования для магнитной цепи дополнительного полюса.

Так как обмотки дополнительных полюсов и якоря включены встречно, то коммутирующая н. с.

$$\dot{F}_{\mu к} = \dot{F}_{\mu я} - \dot{F}_{\mu \partial n}. \tag{76}$$

Подставляя значения $F_{\mu я}$ и $F_{\mu \partial n}$ в выражение (76) после некоторых преобразований, получим

$$F_{\mu к} = 0{,}5\tau A K_{nIn}[(\cos^2\varphi_я K_{\partial я} - K' K_{\partial\partial n}\cos^2\varphi_{\partial n}) + j(\sin\varphi_я\cos\varphi_я K_{\partial я} - \\ - K' K_{\partial\partial n}\sin\varphi_{\partial n}\cos\varphi_{\partial n})]. \tag{77}$$

Индукция в зоне коммутации, создаваемая этой н. с.,

$$B_{\delta\partial nn} = 0{,}4\pi\frac{F_{\mu к}}{\delta_{\partial n} K_{\delta\partial n}}. \tag{78}$$

Амплитуда коммутирующей пульсационной э. д. с.

$$E_{кn} = 2B_{кn} w_c l_я v_я \cdot 10^{-8}\ в. \tag{79}$$

Подставляя в выражение (79) значение индукции из выражения (78) с учетом выражения (77), после преобразований получим

$$E_{кn} = cInK_{nIn}\{(\cos^2\varphi_я K_{\partial я} - K' K_{\partial\partial n}\cos^2\varphi_{\partial n}) + j(\sin\varphi_я\cos\varphi_я K_{\partial я} - \\ - K' K_{\partial\partial n}\sin\varphi_{\partial n}\cos\varphi_{\partial n})]. \tag{80}$$

Постоянная c определяется из выражения

$$c = \frac{D_я l_я K \cdot 10^{-9}}{3ap\delta_{\partial n} K_{\delta\partial n}};$$

значения $D_я$, $l_я$ и $\delta_{\partial n}$ — в *см*, а n — в *об/мин*.

Направление вектора пульсационной коммутирующей э. д. с. совпадает с направлением вектора $F_{\mu к}$. Если вектор $\dot{E}_{к.n}$ имеет положительный знак, то он направлен в сторону вектора $F_{я.n}$, складывается с вектором E_{pn}, имеющим то же направление, и увеличивает его, а при отрицательном значении вектор $E_{к.n}$ направлен в противоположную сторону и уменьшает вектор E_{pn}.

Небалансная э. д. с. $E_{нк}$ определяется суммой реактивной пульсационной и коммутирующей э. д. с.

$$\dot{E}_{нк} = \dot{E}_{pn} + \dot{E}_{кn}. \tag{81}$$

Подставляя значения E_{pn} и $E_{кn}$ в выражение (81), получим амплитуду небалансной э. д. с.:

$$E_{нк} = [e_{pн} K_{nIn} K_n K_i + cIK_n K_i K_{nI} n(\cos^2\varphi_я K_{\partial я} - K' K_{\partial\partial n}\cos^2\varphi_{\partial n})] + \\ + jcIK_n K_i K_{nI} n(\sin\varphi_я K_{\partial я}\cos\varphi_я - K' K_{\partial\partial n}\sin\varphi_{\partial n}\cos\varphi_{\partial n})\ в, \tag{82}$$

где $e_{pн}$ — реактивная э. д. с. в номинальном режиме в *в*;

K_n — отношение скоростей вращения в рассматриваемом и номинальном режимах;

K_i — отношение тока нагрузки рассматриваемого режима к номинальному току.

Векторная диаграмма н. с. и направление вектора $E_{нк}$ приведены на рис. 33.

Используя расчетные или опытные зависимости $n(I)$ и $K_{nI}=K_{кI}(I)$, из соотношения (82) можно установить зависимость $E_{нк}=E_{нк}(I)$. При полностью шихтованной магнитной цепи дополнительных полюсов можно для практических расчетов принимать $K_{ддn}\approx 1$. При массивных дополнительных полюсах и ярме коэффициент $K_{ддn}<1$.

В случае компенсационной обмотки коммутирующая пульсационная н. с. определяется н. с. трех обмоток — якоря, дополнительных полюсов и компенсационной:

$$\dot{F}_{\mu к}=\dot{F}_{\mu я}-(\dot{F}_{\mu дn}+\dot{F}_{\mu ко}), \tag{83}$$

где $\dot{F}_{\mu дn}$ определится из соотношения

$$F'_{\mu дn}=K''F_{ря}K_{nI}K_{ддn}\cos\varphi_{дn},$$

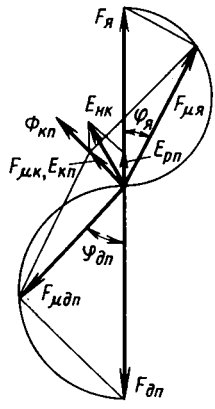


Рис. 33. Векторная диаграмма переменных составляющих н. с. и э. д. с. в зоне коммутации

в котором коэффициент

$$K''=(1-\alpha)+\frac{F_\delta}{F_{ря}}.$$

Значение

$$F_{\mu ко}=\alpha F_{ря}K_{nI}\cos\varphi_я.$$

Подставляя эту величину в выражение (83), после преобразований получим

$$F_{\mu к}=0{,}5A\tau K_{nI}[\cos^2\varphi_я K_{дя}\cdot(1-\alpha)-K'K_{ддn}\cos^2\varphi_{дn}]+$$
$$+j\cdot 0{,}5A\tau K_{nI}[\cos\varphi_я\sin\varphi_я K_{дя}(1-\alpha)-$$
$$-K'K_{ддn}\cos\varphi_{дn}\sin\varphi_{дn}]. \tag{84}$$

Учитывая условия, принятые при выводе подобной же зависимости для двигателя без компенсационной обмотки, получим

$$E_{нк}=\{e_{рн}K_{nI}K_nK_i+cIK_{nI}nK_nK_i[K_{дя}\cos^2\varphi_я(1-\alpha)-K''K_{ддn}\cos^2\varphi_{дn}]\}+$$
$$+jcIK_{nI}nK_nK_i[K_{дя}\cos\varphi_я\sin\varphi_я(1-\alpha)-K''K_{ддn}\cos\varphi_{дn}\sin\varphi_{дn}]. \tag{85}$$

Условия коммутации. При пульсирующем токе условия коммутации зависят от соотношения между нескомпенсированными (небалансной и трансформаторной) э. д. с. $e_{нк}$, обусловленными пульсирующим током и запасами по коммутации двигателя.

Как следует из сравнения векторых диаграмм для трансформаторной э. д. с. (рис. 30) и небалансной э. д. с. (рис. 33), при определенных параметрах схемы шунтирования обмотки возбуждения и конструкции магнитопровода двигателя трансформаторная э. д. с. может находиться в противофазе с небалансной э. д. с. При принятой конструкции двигателя фаза трансформаторной э. д. с. может быть установлена изменением угла $\varphi_ш$, т. е. изменением величины сопротивления активного шунта. Например, расчеты и опыт показывают, что вектор трансформаторной э. д. с. для двигателей со сплошным ярмом устанавливается в противофазе с небалансной э. д. с., если шунт обеспечивает ослабление возбуждения при постоянном токе ($\beta\approx 0{,}97$).

Для сохранения необходимой фазы трансформаторной э. д. с. при глубоком ослаблении поля необходимо применять схему с индуктивно-

стью (рис. 31, *в*). Для сохранения неизменным подобранного фазового соотношения э. д. с. во всех режимах соотношение индуктивностей шунта и обмотки возбуждения должно быть постоянным, что практически трудно осуществимо. Поэтому эффективная компенсация э. д. с. достигается только в узком диапазоне режимов, близких к режиму, для которого настроена система.

Более полно трансформаторная э. д. с. может быть использована в качестве компенсирующей, если ослабление поля осуществляют методом секционирования обмотки возбуждения, а также если отсутствует ослабление поля и производится регулирование скорости вращения изменением напряжения двигателя. Из анализа векторных диаграмм следует принципиальная возможность изменения также фазы и величины небалансной э. д. с. Известны схемы для этого, основанные на принципе шунтирования других обмоток двигателя. Главным расчетным параметром, определяющим электромагнитные условия коммутации, является величина реактивной э. д. с. Поэтому запас по коммутации следует определять в зависимости от реактивной э. д. с. Степень искрения *СИ* под щеткой двигателя постоянного тока пропорциональна величине электромагнитной энергии, запасенной в коммутируемой секции от добавочного тока коммутации и выделенной на единице длины щетки в единицу времени:

$$СИ = 0{,}5\frac{L_c i_{доб}^2}{l_щ t} \qquad (86)$$

где L_c — индуктивность секции;
$i_{доб}$ — добавочный ток коммутации;
$l_щ$ — длина щетки;
t — время разрыва тока.

Величина $i_{доб}$ определяется суммой нескомпенсированных э. д. с. и сопротивлением $\sum z$ цепи контура:

$$i_{доб} = \frac{\sum e_{нк}}{\sum z}. \qquad (87)$$

Сопротивление $\sum z$ включает в себя сопротивление переходного контакта щетка — коллектор, сопротивление тела щетки, активное и индуктивное сопротивление секции и сопротивление петушков.

Э. д. с. в короткозамкнутом контуре также представляет собой сумму нескомпенсированных э. д. с., вызванных различными причинами: несоответствием пазового поля и поля дополнительного полюса, неточной настройкой дополнительных полюсов по их н. с., влиянием поля главных полюсов в зоне коммутации, непрямолинейностью магнитной характеристики дополнительного полюса. В виде условной э. д. с., эквивалентной нескомпенсированной э. д. с. по влиянию на коммутацию, можно учесть также состояние рабочей поверхности коллектора и щеток.

Полагая, что для данного двигателя при заданном режиме работы значения $\sum z$, $L_c l_щ$ и t постоянны, и подставляя из уравнения (87) значение $i_{доб}$ в выражение (86), имеем

$$СИ \equiv \sum e_{нк}^2. \qquad (88)$$

Допустимой степени искрения $СИ_д$ соответствует определенная величина остаточной допустимой э. д. с. $e_{нкд}$, причем во время работы двигателя необходимо, чтобы

$$\sum e_{нк} \leqslant e_{нкд}$$

или

$$e_{нкд} - \sum e_{нк} = \Delta e \neq 0.$$

Величину Δe можно назвать запасом по нескомпенсированной э. д. с. или запасом по коммутации. Если в секции при коммутации каким-то образом появляется дополнительная нескомпенсированная э. д. с., то она не должна превышать значения Δe.

Обычно в двигателе постоянного тока имеющийся запас по коммутации может практически сохраняться при всех рабочих режимах. В двигателях пульсирующего тока запас по коммутации может быть исчерпан вследствие трудности согласования по величине и фазе переменных составляющих реактивной и компенсирующей э. д. с., а также из-за возникновения таких дополнительных э. д. с., как трансформаторная. Это может вызвать недопустимое искрение.

Величину Δe можно определять опытным путем, если подпитывать дополнительные полюсы двигателя, работающего под нагрузкой, от постороннего источника. При этом возникает дополнительная нескомпенсированная э. д. с. $e_{нк}$, определяемая разностью $e_р - e_к$. При некотором значении тока подпитки (и соответственно $e_{нк}$) происходит искрение щеток, соответствующее принятой максимально допустимой степени искрения $СИ_д$. Значение $e_{нк}$ в этом случае равно запасу по коммутации Δe.

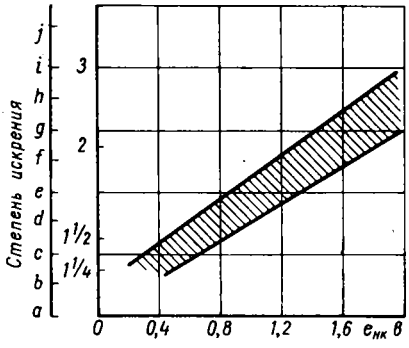


Рис. 34. Зависимость степени искрения от нескомпенсированной э. д. с.

Предполагая прямую пропорциональность величины $e_{нк}$ н. с. подпитки дополнительного полюса, получим

$$e'_{нк} \equiv F'_{дп}. \tag{89}$$

При настроенной коммутации, когда выдерживается условие $e_р \approx e_к$ и соблюдается зависимость $e_к \equiv F_{дп} - F_{ря}$, действительно соотношение

$$\frac{e'_{нк}}{e_к} \equiv \frac{F'_{дп}}{F_{дп} - F_{ря}}. \tag{90}$$

Выражая величину $F'_{дп}$ через $F_{дп}$, получим

$$F'_{дп} = b_{зп} F_{дп}, \tag{91}$$

где $b_{зп}$ — ширина зоны подпитки (или отпитки); $b_{зп} = \frac{I_{под}}{I}$ (где $I_{под}$ — ток подпитки или отпитки дополнительного полюса). Разделив числитель и знаменатель правой части уравнения (90) на $F_{ря}$ и подставив из уравнения (91) значение $F'_{дп}$, получим

$$\frac{e'_{нк}}{e_к} = \frac{K_{дп} b_{зп}}{K_{дп} - 1}, \tag{92}$$

где $K_{дп} = \frac{F_{дп}}{F_{ря}}$ — отношение, постоянное для данного двигателя.

Учитывая, что при максимально допустимой степени искрения $e_{нк} = \Delta e$, а также условие $e_р \approx e_к$, имеем

$$\Delta e = e_р b_{зп} \frac{K_{дп}}{K_{дп} - 1}. \tag{93}$$

Выражая величину e_p через номинальное расчетное значение $e_{pн}$ и учитывая ее связь с зависимостью $n=n(I)$, окончательно получим

$$\Delta e=e_{pн}\frac{nI}{n_н I_н}b_{зп}\frac{K_{дп}}{K_{дп}-1}. \qquad (94)$$

Приближенную оценку коммутационной напряженности можно производить сравнением расчетной нескомпенсированной э. д. с. с запасом двигателя по нескомпенсированной э. д. с., установленным из соотношения (94) для подобных по конструкции двигателей или с графиком, данным на рис. 34 [25]. Так как в отдельных случаях в тяговых двигателях повышается искрение уже при работе на постоянном токе, то при пользовании графиком надо понижать допустимую нескомпенсированную э. д. с. для заданной максимально допустимой степени искрения на величину, соответствующую степени искрения при постоянном токе и определяемую по этому графику.

§ 13. МЕХАНИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ ЩЕТОК И ВЫБОР ИХ РАЗМЕРОВ

В тяговых двигателях, являющихся машинами с очень высоким использованием активных материалов, проблема токосъема с коллектора особенно важна. При работе двигателей на пульсирующем токе проблема еще более усложняется, и поэтому разработке узла токосъема щеткодержатель — щетка — коллектор необходимо уделять большое внимание. При удачном конструктивном и технологическом решении этого узла часто получают лучшие результаты, чем при применении сложных специальных схем и устройств.

Правильный выбор марки щеток для двигателей пульсирующего тока имеет большее значение, чем для двигателей постоянного тока.

Одной из главных характеристик щеток являются их вольт-амперные характеристики $\Delta U_щ(j_щ)$, т. е. зависимость падения напряжения под щеткой от плотности тока в щетке. Они весьма различны для щеток разных марок. На рис. 35 представлены вольт-амперные характеристики различных щеток при наличии скользящего контакта. Щетки, имеющие большее переходное падение напряжения, обеспечивают больший запас по коммутации. Важное значение имеют такие показатели щеток, как твердость, удельное сопротивление, коэффициент трения, износоустойчивость и т. д.

На коммутацию оказывает влияние и конструкция щеток. Главное требование к узлу щеткодержателя заключается в обеспечении устойчивого положения щеток, необходимого для стабильности условий токосъема. Практически такое требование выполнить трудно.

При перекосе щетки возникает касательная составляющая силы нажатия (рис. 36, *а*). Ее величина зависит от высоты щетки. Если щетка новая, то эта сила меньше, так как меньше угол α. При износе щетки составляющая сила нажатия увеличивается. Эта сила может возрастать также и с увеличением ширины щеток. При вращении коллектора появляется сила трения

$$F_{тр.щ}=P\cos\alpha f_{тр.щ},$$

где P — сила нажатия на щетку;

$f_{тр.щ}$ — коэффициент трения щетки о коллектор.

Коэффициент трения $f_{тр.щ}$ зависит от многих факторов. Так, на его величину влияют температура контакта, марка щеток, скорость вращения, состояние поверхности коллектора, влажность окружающего воздуха и т. д. Таким образом, сила трения непостоянна. При вращении кол-

лектора по часовой стрелке и колебании силы $F_{тр.щ}$ около $P \sin \alpha$ положение щетки становится неустойчивым, и появляется вибрация щетки с частотой, зависящей от размеров щетки, условий нажатия и т. д.

При вращении коллектора против часовой стрелки силы $P \sin \alpha$ и $F_{тр.щ}$ совпадают. Нижняя часть щетки при этом будет прижата к стенке щеткодержателя, и положение щетки делается более устойчивым.

Часто нажатие на щетку производится под некоторым углом (рис. 36, *б*). В этом случае касательная сила $P \sin \alpha$ поворачивает щетку около точки *в*, прижимая нижнюю часть щетки к стенке щеткодержателя. Сила прижатия зависит от размера h_1 и высоты гнезда щеткодержателя. При вращении коллектора против часовой стрелки возможно неустойчивое положение щетки и появление вибрации. Касательная сила также зависит от конструкции контакта в точке *а*. При большом коэффициенте трения в контакте касательная сила сравнительно велика. При проекти-

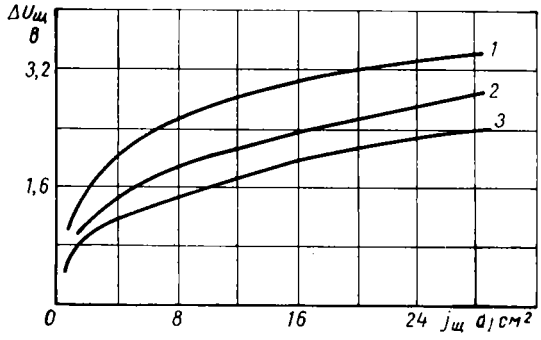


Рис. 35. Вольт-амперные характеристики щеток:
1 — CEG 97B; *2* — ЭГ-74; *3* — ЭГ-2А

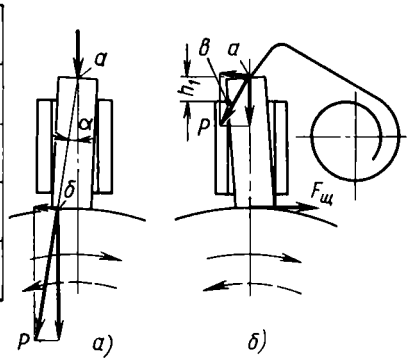


Рис. 36. Определение механических условий работы щеток

ровании щеткодержателей необходимо выбирать конструкции, обеспечивающие минимальное значение этой силы.

Для смягчения контакта в точке *а* между нажимным пальцем и щеткой иногда применяют резиновые прокладки. Однако в этом случае также при неблагоприятном сочетании условий возможен поворот щетки относительно точки *в* и, следовательно, неустойчивая работа контакта.

Из рис. 36, *а* видно, что для уменьшения касательной силы необходимо снижение угла α. Наряду с сокращением зазора между щеткой и щеткодержателем этого можно достигнуть уменьшением ширины щетки. Так как ширину щетки выбирают из условий допустимой плотности тока и обеспечения необходимой ширины зоны коммутации, то практически наиболее приемлемым решением в данном случае является применение разрезных щеток. При этом элементарная щетка работает как бы самостоятельно. Поэтому ширина щетки становится в 2 или 3 раза меньше, уменьшается возможное отклонение поверхности контакта *б* от осевой линии. Это снижает касательную силу и улучшает условия работы контакта.

Однако при применении разрезных щеток возрастает их износ по ширине вследствие увеличения числа трущихся поверхностей. При перекоммутации вследствие некоторой неточности настройки дополнительных полюсов бо́льшему износу подвержен более нагруженный набегающий край щетки, и точка контакта *б* перемещается в сторону вращения коллектора (рис. 37). При перекосе щетки (на угол α) появляется касательная сила, направленная в сторону вращения. При совпадении по направлению этой силы и силы трения создается постоянное прижатие щетки

к стенке щеткодержателя, и положение щетки становится более устойчивым. При недокоммутации интенсивному износу подвержен сбегающий край щетки. В этом случае точка *б* имеет тенденцию смещения против направления вращения, а касательная составляющая силы нажатия направлена против силы трения. При определенном соотношении этих сил возможно неустойчивое положение щетки и появление ее вибрации. Поэтому в отношении обеспечения устойчивой работы щеток недокоммутация нежелательна.

При выборе технологических допусков, например для воздушных зазоров под дополнительными полюсами, поле допуска следует принимать в сторону уменьшения зазора. При настройке коммутации двигателей, работающих на постоянном токе, необходимо предусматривать некоторую их перекоммутацию.

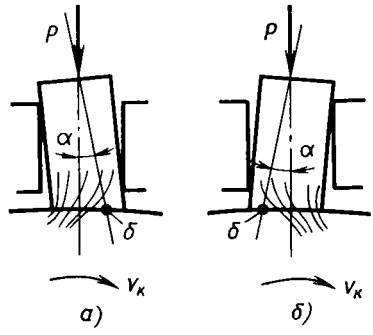


Рис. 37. Определение влияния характера коммутации на механические условия работы щеток:

а — перекоммутация; *б* — недокоммутация; $v_к$ — окружная скорость коллектора

Правильный выбор конструкции щеткодержателя и марки щеток оказывает большое влияние на формирование механических условий токосъема. При этом важное значение имеет соотношение размеров щеток, способ нажатия на них, жесткость нажимного устройства, механические свойства щеток и т. д. Однако каким бы совершенным ни был щеткодержатель, факторами, определяющими коммутацию, являются конструкция и технология изготовления коллектора.

Установлено, что если на коллекторе имеются неровности (выступание отдельных пластин на 3—10 *мкм*), добиться хорошей коммутации трудно. Плавность хода щетки по коллектору нарушается при прохождении неровностей коллектора под щеткой. При этом предполагают, что начало нарушения плавности хода щетки возникает в тот момент, когда неровность коллектора касается набегающего края щетки. Сделав некоторые допущения, можно предположить, что энергия, развиваемая в этот момент, частично рассеивается в виде тепла и преобразуется в работу деформации коллекторных пластин, частично передается щетке и обусловливает возникновение ее вибраций. Размеры щеток для тяговых двигателей выбирают с учетом многих факторов, так как размеры щеток в значительной степени определяют надежность работы всего узла токосъема. Иногда оптимальные размеры и конструкцию щеток выбирают путем сравнительных испытаний щеток на двигателе. Длина щеток обычно составляет 50—30 *мм*. Более длинные щетки применяют в двигателях с меньшей окружной скоростью коллектора. Более благоприятная работа щеток будет при меньшей их длине, но ее уменьшение ограничивается усложнением конструкции щеткодержателя. В тяговых двигателях обычно применяют щетки шириной 16—25 *мм*, причем лучше работают узкие щетки. При выборе размеров щеток учитывают следующие факторы:

1. Величину реактивной э. д. с. Для ее снижения целесообразно применять более широкие щетки. Однако при расширении щеток увеличивается зона коммутации и усиливается влияние главных полюсов на коммутацию.

2. Удельные потери на коллекторе. При увеличении ширины щеток возрастают пропорционально удельные потери на коллекторе, что повышает его нагрев и температуру щеток.

3. Равномерность давления на щетки. Увеличение ширины щеток при несовершенстве нажимного устройства и наличии зазоров между щеткой и щеткодержателем приводит к неравномерному распределению давления на щетки, повышая износ щеток и коллектора. При этом появляется необходимость применения разрезных щеток, что, однако, не обеспечивает полностью равномерного давления. При размещении отдельных элементов разрезных щеток в разных гнездах усложняется щеткодержатель, поэтому такое размещение элементов применяется редко.

4. Плотность тока. Размеры щеток определяются также допустимой плотностью тока, выбор которой, в свою очередь, зависит от многих факторов. При повышении плотности тока под щеткой увеличивается износ и повышается нагрев щеток, а также снижается надежность крепления токоотводящих проводов. На практике плотность тока при номинальном режиме составляет 10—15 *а/см²*. Меньшие значения принимают при меньших отношениях номинальной силы тяги к нагрузке на колесную пару. Плотности тока под щетками $j_щ$ рекомендуется выбирать в соответствии с рис. 38 и с учетом унификации их размеров.

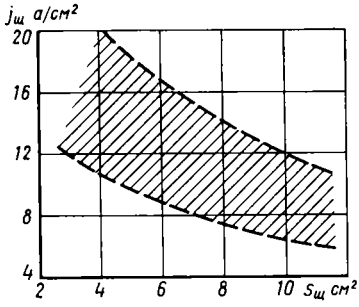


Рис. 38. Зависимость номинальной плотности тока под щеткой от ее сечения $s_щ$

5. Длину коллектора. Осевые размеры коллектора определяются размерами щеток. При выбранном диаметре коллектора и скорости вращения двигателя длина коллектора ограничена механическими напряжениями в его элементах, что надо учитывать при выборе ширины щеток.

6. Размеры щеток. Размеры щеток для тяговых двигателей выбирают в соответствии с рекомендациями стандарта. Обычно длина щеток составляет 32, 36, 40 или 50 *мм*, ширина — соответственно для цельных и разрезных щеток 16(8 + 8), 20(10 + 10), 25(12,5 + + 12,5) *мм*.

7. Конструкцию щеткодержателя. Размеры щетки зависят также от конструкции щеткодержателя. Для щеткодержателей обычной конструкции целесообразно уменьшать ширину щеток, что повышает их механическую устойчивость. При необходимости расширения зоны коммутации (увеличения расчетной ширины щеток) и желании сохранить благоприятные условия для работы щеток применяют щеткодержатели с двумя рядами окон (тандем). Высоту щеток принимают с учетом обеспечения достаточной износостойкости, обычно в пределах 40—55 *мм* для новой щетки. Меньшая высота соответствует щеткам меньших поперечных размеров.

§ 14. РАСЧЕТ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ВОЗДУШНОМ ЗАЗОРЕ

Магнитные поля в воздушном зазоре зависят от намагничивающих сил обмотки главных полюсов, реакции якоря и обмотки дополнительных полюсов. При расчете полей в зазоре и их анализе обычно считают, что сердечники магнитопровода не насыщены. Это позволяет упростить расчеты. Для удобства сначала рассматривают магнитные поля при включении отдельных обмоток двигателя, а потом — результирующее поле в зазоре. Наибольший интерес для практики представляет картина магнитного поля у поверхности якоря, в зоне, расположенной между наконечниками соседних главных полюсов.

Картину распределения индукции в воздушном зазоре получают, обычно используя метод единичных магнитных трубок [56]. При этом

предполагают, что распределение магнитного поля в сечениях, перпендикулярных к оси двигателя, по длине сердечника якоря одинаково и что поверхности полюсного башмака и якоря являются поверхностями равного потенциала, которые пересекаются магнитными линиями в зазоре под прямым углом. Кроме того, допускают, что ось дополнительных полюсов, внутренняя поверхность ярма и поверхность якоря по условиям симметрии имеют одинаковый потенциал. Катушку полюса заменяют н. с. в тонком слое на боковой поверхности сердечника полюса (рис. 39).

Высоту сердечника полюса с распределенной н. с. делят на несколько равных частей — уровней магнитного потенциала. Все межполюсное пространство и пространство воздушного зазора делят на единичные трубки и разделяют равнопотенциальными поверхностями. При построе-

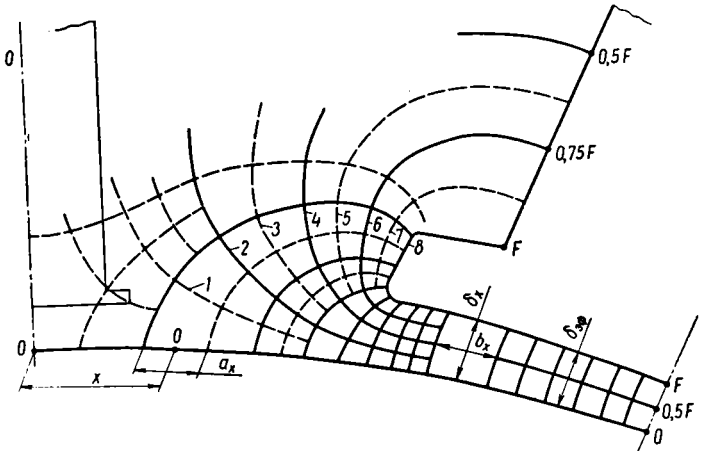


Рис. 39. Магнитное поле при возбуждении главных полюсов:
1 — 8 — номера единичных трубок

нии сетки соблюдают условие равенства средней ширины b_x и средней длины δ_x каждого элемента. Построение единичных трубок начинают с трубок, расположенных под серединой полюса.

Обычно зазор под полюсом делят на m частей (две — четыре) равнопотенциальными поверхностями, пересекающими магнитные линии под прямым углом. При равномерном зазоре единичные трубки под полюсом одинаковы.

При расходящемся зазоре за исходную трубку принимают трубку, расположенную на участке, где зазор равен эффективному зазору $\delta_{эф}$; эффективный зазор

$$\delta_{эф} = \delta' K_\delta,$$

где δ' — эффективное значение эксцентричного зазора; $\delta' \approx 0{,}75\delta_1 + 0{,}25\delta_2$;

δ_1 и δ_2 — зазоры под серединой и краем полюса; обычно $\delta_2 \leqslant 2{,}5\delta_1$.

Средняя ширина исходной единичной трубки $b_{исх} = \delta_{эф}$.

Для более точного построения поля в зоне между полюсами дополнительно подразделяют единичные трубки и уровни потенциала. Тогда индукция на поверхности якоря в любой точке определится из соотношения

$$B_x = B_{\delta\,эф} \frac{\delta_{эф}}{m_x a_x} M, \qquad (95)$$

где $B_{б\,эф}$ — расчетная индукция в зазоре в *гс*;

m_x — число подразделений уровня магнитного потенциала в рассматриваемой точке;

a_x — ширина рассматриваемого элемента единичной трубки, замеренная по поверхности якоря, в *см*;

x — расстояние по поверхности якоря от нейтральной оси до середины рассматриваемого элемента единичной трубки в *см*;

M — масштаб чертежа.

Расчетные данные сводят в форму 1.

ФОРМА 1

x в *см*	a_x в *см*	m_x	B_x в *гс*	Примечание

Из условий симметрии при $x = 0$ индукцию на поверхности якоря также принимают равной нулю. Магнитное поле строят ориентировочно: точность расчета сравнительно невысока. По данным формы 1 строят

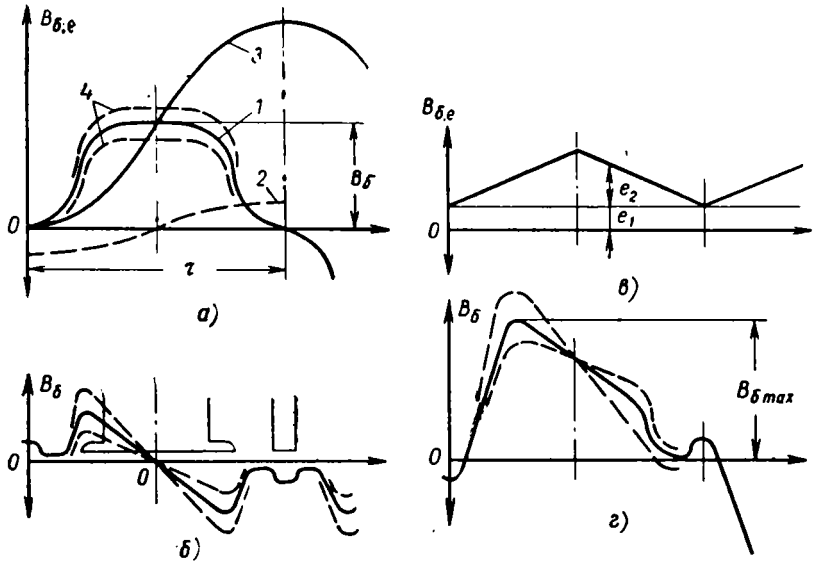


Рис. 40. Распределение индукции в зазоре и межламельных напряжений:
а — при возбуждении главных полюсов; *б* и *в* — при включении якоря; *г* — при включении якоря, главных и дополнительных полюсов

кривую распределения индукции в зазоре для половины полюсного деления, а с учетом симметрии — для всего деления (рис. 40, *а*, кривая *1*).

Кривая распределения индукции по поверхности якоря в случае его вращения будет представлять собой в другом масштабе кривую распределения межламельных напряжений по окружности коллектора. Межламельное напряжение в любой точке x окружности коллектора

$$e_x = k_e B_x \text{ в}, \tag{96}$$

где k_e — расчетный коэффициент.

Расчетный коэффициент

$$k_e = \frac{\pi 2 p D_я l_я \cdot 10^{-8}}{60a} n. \tag{97}$$

Максимальное межламельное напряжение при холостом ходе для равномерного зазора

$$e_{max} = \frac{2eU}{aK}.$$

Полученная кривая представляет собой также изменение во времени э. д. с. каждой секции якоря. Э. д. с. между двумя разнополярными щетками — сумма мгновенных значений э. д. с. проводников, находящихся между щетками, и выражается суммой ординат кривой, соответствующих каждому проводнику. Диаграмму нарастания э. д. с. при перемещении точки по окружности коллектора называют потенциальной кривой (рис. 40, *а*, кривая *3*). Если обмотки главных полюсов питаются пульсирующим током, то кривая магнитного поля, а следовательно, и потенциальная кривая имеют отклонения, соответствующие пульсации тока (при отсутствии насыщения). В связи с тем, что частота вращения

$$f_я = \frac{pn}{60}$$

и частота пульсации тока возбуждения f_n обычно одного порядка, изменение во времени э. д. с. каждой секции происходит по кривой, в пределах кривых *4*. Переменная составляющая пульсирующего основного потока наводит в секциях также трансформаторную э. д. с.

$$e_{тр} = 4{,}44K_{n\Phi}\Phi_0 f_n \cdot 10^{-8}\ в,$$

где $K_{n\Phi}$ — коэффициент пульсации магнитного потока;

Φ_0 — основной магнитный поток.

Распределение значений трансформаторной э. д. с. секций в пределах полюсного деления показано кривой *2* (рис. 40, *а*).

Включение якоря. Рассматривая этот случай, предполагают, что стальные участки магнитопровода не насыщены и их магнитным сопротивлением можно пренебречь. Обмотку якоря условно представляют в виде равномерного слоя меди, имеющего объем тока на единицу длины по окружности якоря, равный величине линейной нагрузки. Тогда индукция в зазоре на расстоянии x от середины полюса (рис. 40, *б*)

$$B_x = \frac{A}{0{,}8\delta_x K_\delta}x,$$

где δ_x — величина воздушного зазора на расстоянии x от середины полюса.

В случае равномерного зазора индукция возрастает прямолинейно до конца полюсной дуги, а между наконечниками полюсов в связи с увеличением зазора индукция уменьшается, но под дополнительными полюсами она вновь возрастает. Пользуясь методом единичных магнитных трубок, можно построить картину поля в воздушном зазоре. При питании только якоря и его вращении в секциях наводится э. д. с. вращения. При питании якоря пульсирующим током положение кривой магнитного поля изменяется с частотой, соответствующей частоте пульсации тока; кривая поворачивается около точки *O* в пределах ординат для каждой точки кривой, равных $b_x(1 \pm K_{nI})$. Э. д. с. вращения каждой секции при этом изменяется в соответствии с распределением индукции.

Переменная составляющая пульсирующего тока, кроме того, вызывает падение напряжения на индуктивностях секции. При этом рассматривают составляющие э. д. с. самоиндукции секций e_1 и e_2 переменным потоком рассеяния, сцепленным с секциями одного паза и пульсациями

потока реакции якоря. Так как условия для потоков рассеяния всех пазов примерно одинаковы, то э. д. с. e_1 также одинаковы (рис. 40, *в*). Э. д. с. самоиндукции e_2 имеет наибольшее значение для секций, находящихся под серединой главного полюса.

Результирующее поле под главным полюсом. Результирующее поле под главным полюсом получают суммированием полей полюсов и якоря. Результирующее поле при отсутствии насыщения, соответствующего обычно работе при ослабленном поле, показано на рис. 40, *г*. Влияние насыщения сказывается в некотором уменьшении максимальных индукций под полюсом и в понижении наибольших межламельных напряжений на коллекторе. Если двигатель питается пульсирующим током, то, как правило, пульсация тока якоря значительно больше, чем тока обмотки главных полюсов. В этом случае результирующее поле пульсирует с частотой

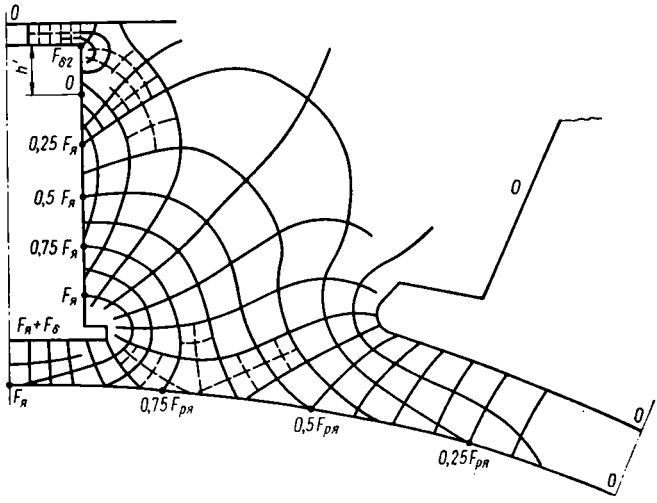


Рис. 41. Магнитное поле при включении якоря и дополнительных полюсов

f_n в пределах, ограниченных на рис. 40, *г* штриховыми линиями. Таким образом, при отсутствии насыщения межламельные напряжения на коллекторе пульсируют в зоне наконечников полюса и максимальные значения напряжения повышаются на 10—15%. Наличие компенсационной обмотки устраняет искажающее влияние реакции якоря на поле главных полюсов, и результирующая кривая поля остается симметричной относительно середины главного полюса.

Поле в зоне коммутации. Для анализа процессов коммутации значительный интерес представляет рассмотрение поля в зоне дополнительных полюсов (рис. 41). Магнитное поле в зоне дополнительного полюса строят также с использованием метода единичных трубок. Н. с. катушки дополнительного полюса $F_{\partial n}$ предполагают равномерно распределенной в тонком слое по боковой поверхности на высоте полюса $h_{\partial n}$. Если между полюсами и ярмом отсутствует зазор, то нулевое значение магнитного потенциала принимают у основания полюса, а максимальное значение — на его наконечнике. Магнитное напряжение зазора под полюсом у якоря

$$F_\delta = \frac{1}{0{,}4\pi} B_{\delta\,\partial n\,\max} \delta_{\partial n} K_{\delta\,\partial n},$$

где $B_{\delta\,\partial n\,\max}$ — максимальное значение индукции под дополнительным полюсом;

$\delta_{\partial n}$, $K_{\delta\,\partial n}$ — соответственно воздушный зазор под дополнительным полюсом и его коэффициент.

Величину $B_{\delta\,\partial n\,\max}$ определяют из выражения

$$B_{\delta\,\partial n\,\max} = \frac{e_{p\,\max}\cdot 10^8}{2 l_я v_я},$$

где $e_{p\,\max}$ — максимальное значение реактивной э. д. с. в *в*.

Н. с. реакции якоря принимают также равномерно распределенной в тонком слое по окружности якоря. Нулевое значение магнитного потенциала принимают под серединой главного полюса, максимальное значение — под серединой дополнительного полюса. Магнитное напряжение зазора усиливает н. с. якоря в виде нарастающих уровней магнитного потенциала; при этом

$$F_{ря} + F_{\delta} = F_{\partial n}.$$

Точки на поверхности якоря и точки в зазоре на осевой линии дополнительного полюса соединяют на глаз с соответствующими точками (имеющими тот же потенциал) на боковой поверхности полюса линиями равного потенциала. Единичные трубки и их подразделения строят так же, как и для поля главного полюса, предполагая, что внутренняя поверхность ярма, контур главного полюса и осевая линия главного полюса в зазоре имеют нулевой потенциал.

Если под дополнительным полюсом у ярма предусмотрен второй зазор δ_2, его магнитное напряжение

$$F_{\delta_2} = F_{\partial n} - (F_{ря} + F_{\delta}).$$

Нулевое значение потенциала предполагают на поверхности ярма (рис. 41), а напряжение F_{δ_2} — у поверхности основания полюса. Зазор δ_2 разбивают на ряд уровней. Поскольку потенциал основания полюса принят равным F_{δ_2}, то точку с нулевым потенциалом переносят от основания по направлению к якорю на расстояние

$$h' = \frac{F_{\delta_2}}{A_{\partial n}},$$

где

$$A_{\partial n} = \frac{F_{\partial n}}{h_{\partial n}}.$$

Точки одинакового потенциала на осевой линии дополнительного полюса во втором зазоре и на боковой поверхности полюса соединяют линиями равного потенциала.

После построения картины поля находят величину индукции в зазоре у основания каждой трубки. За начало координат принимают точку *O* пересечения окружности якоря с осью дополнительного полюса. При максимальной индукции под центром полюса индукция в каждой точке *x*

$$B_x = B_{\delta\,\partial n\,\max}\frac{\delta_{эф}}{m_x a_x} M,$$

где

$$\delta_{эф} = \delta K_{\delta\,\partial n}.$$

Данные расчета сводят в форму, подобную форме 1. По этим данным из условий симметрии строят кривую магнитного поля в зазоре под до-

полнительным полюсом (рис. 42, *а*, кривая *2*). На этом же графике наносят часть кривой поля от главного полюса (кривая *3*) и результирующую кривую *1*, обусловленную н. с. якоря, дополнительных и главных полюсов. Так как в тяговых двигателях обмотки якоря выполняют с укороченным шагом, равным $\varepsilon=0{,}5t_1$, то для получения усредненной кривой поля всей катушки полученную кривую вычерчивают дважды со смещением ε и затем строят по ним среднюю кривую с началом координат, сдвинутым от середины полюса на величину $0{,}5\varepsilon$ (рис. 42, *б*). Усредненная кривая магнитного поля в зазоре в другом масштабе представляет собой коммутирующую э. д. с. $e_к$ (рис. 42, *в*). Сравнивая кривую $e_к$ с кривой пазового поля,

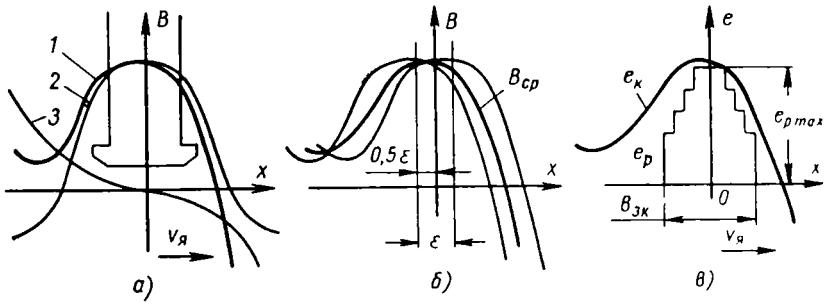


Рис. 42. Распределение индукции в зоне коммутации

делают заключение о целесообразной форме наконечника дополнительного полюса, правильности выбора щеточного перекрытия, степени влияния поля главных полюсов в зоне коммутации.

§ 15. РАСЧЕТ ПОТЕНЦИАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ НА КОЛЛЕКТОРЕ

Сравнительно большие средние межламельные напряжения на коллекторе, высокие окружные скорости коллектора и глубокое ослабление поля вызывают необходимость обязательного анализа потенциальных условий коммутации тяговых двигателей. Этому вопросу при проектировании двигателей уделяют значительное внимание.

Некомпенсированные двигатели. Обеспечение приемлемой потенциальной напряженности особенно существенно для некомпенсированных двигателей. Вследствие значительного искажения магнитного поля в воздушном зазоре при глубоком ослаблении поля возникают высокие межламельные напряжения, которые приводят при определенных условиях к круговому огню и перебросам по коллектору.

Как следует из уравнений (96) и (97), среднее межламельное напряжение, соответствующее среднему значению индукции в зазоре B_δ,

$$e_{ср}=B\,\frac{\pi p D_я l_я\cdot 10^{-8}}{30a}\,n. \qquad (98)$$

Максимальное межламельное напряжение

$$e_{\max}=e_{ср}\frac{B_{\delta\max}}{B_\delta}\,e_{ср}k',$$

где k' — коэффициент искажения магнитного поля в зазоре, соответствующий отношению $B_{\delta\max}$ и B_δ на рис. 40, *а* и *г*.

Поскольку величина индукции под полюсом на расстоянии x от его середины определяется результирующей н. с.

$$F_x = F_\delta + F_z + F_{ря} + xA,$$

где x — расстояние, отложенное от середины полюса по направлению повышения индукции (против направления вращения двигателя), и величиной магнитного сопротивления в точке x (величиной зазора δ_x), то можно подобрать такую форму наконечника главного полюса, при которой повышение индукции на расстоянии x не превысит индукции под серединой полюса $B_{\delta\,ср}$, максимальной при холостом ходе, т. е.

$$B_{\delta\,x} \leqslant B_{\delta\,ср} = B_{\delta\,\max}. \qquad (99)$$

Учитывая, что в наиболее тяжелом режиме по потенциальным условиям (наиболее глубоком ослаблении поля) н. с. главных полюсов затрачивается в основном в воздушном зазоре и зубцах якоря, то н. с. в точке x можно представить в виде

$$F_x = F_{гп} + xA,$$

где $F_{гп}$ — н. с. главного полюса.

Величина зазора, удовлетворяющая условию уравнения (99),

$$\delta_x \geqslant 0{,}4\pi \frac{F_{гп} + xA}{B_{\delta\,\max}}. \qquad (100)$$

Практически форму зазора выбирают несколько отличной от формы, получающейся из данного выражения. Межламельное напряжение в любой точке

$$e_x = \frac{2pU}{\alpha K}\left(1 + x\frac{F_{ря}}{F_{гп}}\right)\frac{\delta}{\delta_x}\ в, \qquad (101)$$

где $F_{ря}$ — н. с. реакции якоря;

δ — расчетный зазор.

Напряжение на 1 *см* окружности коллектора

$$\varepsilon_x = \frac{e_x}{\beta_к}\ в/см.$$

Максимальные межламельные напряжения, определенные по уравнению (101), несколько отличаются от действительных из-за неточности определения коэффициента магнитного перекрытия, отсутствия учета пульсаций магнитного поля в зубцах и т. д. Максимальные напряжения $e_{\max}$ между соседними пластинами, полученные по выражению (101), не должны превышать указанные ниже значения для стационарных режимов при наиболее глубоком ослаблении поля.

Толщина межламельной изоляции Δ в *мм*	0,8	1,0	1,2	1,5
Максимальное напряжение $e_{\max}$ в *в*	35	40	45	50

Максимальное напряжение на 1 *см* окружности коллектора $\varepsilon_{\max}$ не должно превосходить 80—90 *в/см*. Приведенные значения $e_{\max}$ и $\varepsilon_{\max}$ являются усредненными; они зависят от состояния коллектора и щеток, качества коммутации, окружной скорости коллектора, величины коллекторного деления, частоты и качества переходных процессов в цепи двигателя и т. д. В связи с невозможностью точно учесть все факторы максимальные межламельные напряжения практически принимают на 5—10% меньше.

При практических расчетах потенциальные условия можно предварительно оценивать отношением

$$K_y = \frac{\beta_{\min} F_{гп}}{\alpha F_{ря}} = \frac{2\beta_{\min} F_{гп}}{\alpha A \tau} \geqslant 0{,}75 \div 1{,}1, \qquad (102)$$

где K_y — коэффициент устойчивости;

$\beta_{\min}$ — минимальный коэффициент ослабления поля.

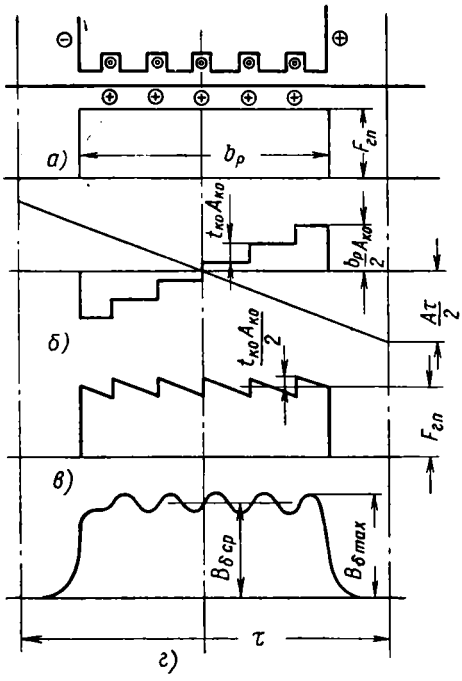


Рис. 43. К расчету потенциальных условий на коллекторе:

а — распределение н. с. главных полюсов на полюсной дуге; *б* — распределение н. с. компенсационной обмотки и н. с. реакции якоря на полюсной дуге; *в* — распределение суммарной н. с. на полюсной дуге; *г* — распределение индукции на полюсной дуге

Меньшие значения принимают при меньших средних межламельных напряжениях, большей толщине межламельной изоляции и большей величине коллекторного деления.

Компенсированные двигатели. В тяговых двигателях компенсационную обмотку выполняют так, чтобы ее линейная нагрузка была примерно равна линейной нагрузке якоря:

$$A_{ко} \approx A.$$

Так как компенсационную обмотку укладывают в пазы, то при суммировании ее н. с., н. с. главного полюса и якоря получается пилообразная кривая (рис. 43), характеризующая изменения н. с. и индукции в зазоре. Максимальное значение н. с. в зазоре

$$F_{\delta\,\max} = F_{гп} + \frac{t_{ко}A_{ко}}{2} = F_{гп}\left(1 + \frac{t_{ко}A_{ко}}{2F_{гп}}\right),$$

где $t_{ко}$ — шаг пазов компенсационной обмотки.

При условии

$$A_{ко} = A; \quad \frac{b_p}{t_{ко}} = Z_{ко}$$

(где $Z_{ко}$ — число пазов компенсационной обмотки на полюс, b_p — ширина полюсной дуги) получим

$$F_{\delta\,\max} = F_{гп}\left(1 + \frac{b_p A}{Z_{ко} 2F_{гп}}\right) = F_{гп}\left(1 + \frac{1}{Z_{ко}k}\right),$$

где $k = \dfrac{2F_{гп}}{b_p A}$.

Минимальное значение н. с.

$$F_{\delta\,\min} = F_{гп}\left(1 - \frac{1}{Z_{ко}k}\right).$$

Коэффициент искажения поля при этом

$$k' = \frac{e_{\max}}{e_{ср}} = \frac{F_{\delta\,\max}}{F_{\delta\,ср}} = 1 + \frac{1}{Z_{ко}k},$$

откуда

$$e_{\max}=e_{ср}\left(1+\frac{1}{Z_{ко}k}\right)=\frac{2pU}{ak}\left(1+\frac{1}{Z_{ко}k}\right). \qquad (103)$$

Более точное выражение, учитывающее наличие зубцов на полюсе, скоса пазов и укорочения обмотки якоря для простой петлевой обмотки, имеет вид [59]

$$e_{\max}=\frac{2pU}{aK}\left\{1+\left[(K_{\delta гп}-1)+\frac{1}{Z_{ко}k}\right]\times\right.$$
$$\left.\times K_{ск}\cos\left(\frac{\pi}{2}\cdot\frac{t_1}{t_{ко}}\right)\right\}, \qquad (104)$$

где $K_{\delta гп}$ — коэффициент зазора, учитывающий зубчатость полюсного наконечника;

$K_{ск}$ — коэффициент скоса.

Коэффициент скоса

$$K_{ск}=\frac{\sin\frac{c}{t_{ск}}\frac{\pi}{2}}{\frac{c}{t_{ск}}\frac{\pi}{2}},$$

где c — величина скоса;

$t_{ск}$ — шаг скашиваемых пазов.

Как показывает расчет и практика, пульсации межламельных напряжений при компенсационной обмотке могут быть значительными, а поэтому принимают меры к их снижению (увеличивают число пазов на полюс, скос пазов якоря, применяют закрытые пазы на полюсе и т. д.). Используя уравнения (101) и (103) и сравнивая проектируемый двигатель с работающими, устанавливают потенциальную напряженность двигателя. Из этих же соотношений устанавливают минимальный коэффициент ослабления поля.

§ 16. ОСОБЕННОСТИ КОММУТАЦИИ ПРИ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

При переходных режимах наблюдаются следующие особенности процесса коммутации двигателей:

1) в результате насыщения магнитной цепи дополнительных полюсов при значительных перегрузках нарушается линейная зависимость между коммутирующими потоком и током якоря, что приводит к неполной компенсации реактивной э. д. с.;

2) вихревые токи, возникающие в магнитопроводе, вызывают отставание по времени изменения коммутирующего потока от изменений тока якоря;

3) при изменении магнитного потока главных полюсов во времени в коммутируемых секциях возникает дополнительная трансформаторная э. д. с.;

4) значительно ухудшаются потенциальные условия коммутации.

Магнитную цепь дополнительных полюсов тяговых двигателей проектируют так, чтобы она не насыщалась при 1,5—2-кратной перегрузке по току. Однако из-за различного значения индукции на отдельных участках цепи, особенно при применении магнитных болтов крепления дополнительных полюсов, зависимость коммутирующего потока $\Phi_к$ от н. с. $F_{дп}$ может становиться нелинейной (рис. 44, *а*). При коммутации, настроенной в номинальном режиме, переход двигателя на работу с пони-

женной нагрузкой приводит к перекоммутации. Этот эффект усиливается еще и тем, что реактивная э. д. с. при понижении нагрузки уменьшается относительно быстрее под возрастающим влиянием вихревых токов при повышении скорости вращения. Если перегрузки значительны и превышают в 2—2,5 раза номинальную нагрузку, то из-за насыщения магнитной цепи пропорциональность между величинами $\Phi_к$ и $I_я$ нарушается в большей степени, чем следует из кривой намагничивания магнитной цепи (кривая *1* на рис. 44, *б*). Это вызывается потоком рассеяния дополнительных полюсов Φ_s, превышающим $\Phi_к$ в несколько раз (рис. 44, *в*).

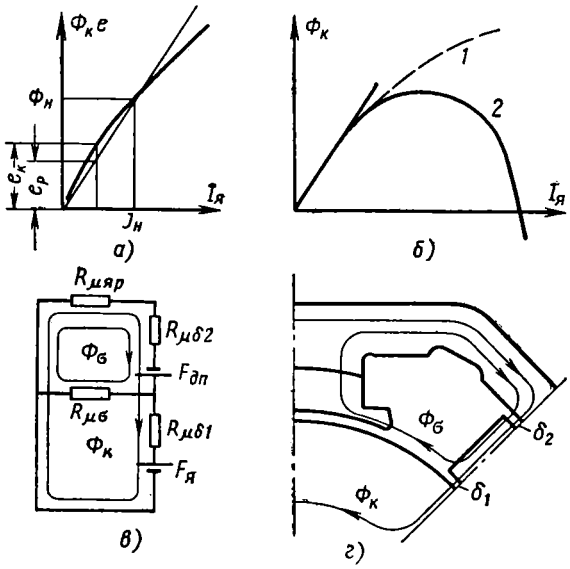


Рис. 44. К определению характеристик магнитной цепи дополнительного полюса:

а — при наличии быстронасыщающихся участков; *б* — при перегрузках; *в* — эквивалентная электрическая цепь; *г* — пути замыкания потоков; $R_{\mu\delta_1}$ и $R_{\mu\delta_2}$ — магнитные сопротивления воздушных зазоров под дополнительным полюсом у якоря и в ярме; $R_{\mu яр}$ и $R_{\mu\delta}$ — магнитные сопротивления ярма и пути потока рассеяния; $\Phi_н$ — номинальный поток

Для эквивалентной цепи имеем

$$F_{дп} - F_{ря} = \Phi_к R_{\mu\delta_1} + \Phi_{дп} R_{\mu\delta_2} + \Phi_{дп} R_{\mu яр},$$

где $\Phi_{дп}$ — поток дополнительного полюса;

отсюда коммутирующий поток

$$\Phi_к = \frac{(F_{дп} - F_{ря}) - \Phi_{дп}(R_{\delta\mu_2} + R_{\mu яр})}{R_{\delta\mu_1}}. \quad (105)$$

Сопротивления $R_{\mu\delta_1}$ и $R_{\delta\mu_2}$ постоянны. Сопротивление $R_{\mu яр}$ зависит от степени насыщения ярма и полюса потоком $\Phi_{дп}$. При значительных перегрузках произведение $\Phi_{дп} \times (R_{\mu\delta_2} + R_{\mu яр})$ растет быстрее, чем разность $F_{дп} - F_{ря}$, за счет потока рассеяния и увеличения сопротивления $R_{\mu яр}$. При этом характер зависимости $\Phi_к = \Phi_к(I_я)$ показан на рис. 44, *б* (кривая *2*). Таким образом, при значительных перегрузках может даже измениться знак коммутирующего потока. Как видно из выражения (105) для потока $\Phi_к$, постоянство сопротивления $R_{\mu\delta_2}$ препятствует этому изменению знака потока, в связи с чем в дополнительных полюсах тяговых двигателей предусмотрен второй зазор.

Резкое изменение потока дополнительных полюсов в сердечнике полюса и в ярме (при их массивной конструкции) сопровождается наведением вихревых токов, вызывающих отставание изменений потока во времени и его демпфирование. Коммутирующий поток в переходном режиме

$$\Phi_к = F_{дп} - (F_{ря} + F_{вихр})\lambda_{\mu\delta}, \quad (106)$$

где $F_{вихр}$ — н. с. вихревых токов;

$\lambda_{\mu\delta}$ — проводимость зазоров в цепи коммутирующего потока.

Проводимость зазоров в цепи коммутирующего потока

$$\lambda_{\mu\delta} = \mu_0 \frac{l_я(b_к + 2{,}5\delta_{\partial n})}{\delta_{\partial n} K_{\delta\partial n}} + \mu_0 \frac{l_{\partial n}(b_{\partial n} + 2{,}5\delta_2)}{\delta_2 \sigma_{\partial n}},$$

где $l_я$ и $l_{\partial n}$ — длина сердечников якоря и дополнительного полюса;

$b_к$ и $b_{\partial n}$ — ширина сердечника дополнительного полюса со стороны якоря и ярма;

$\delta_{\partial n}$ и δ_2 — зазоры под дополнительным полюсом у якоря и ярма.

Величиной падения магнитного напряжения на стальных участках магнитопровода можно пренебречь.

Из соотношения (106) видно, что при неустановившемся режиме нарушается пропорциональность между коммутирующим потоком $\Phi_к$ и током.

На рис. 45, *а* приведены принципиальные кривые изменения тока, коммутирующего потока и э. д. с., отражающие работу дополнительного полюса при восстановлении напряжения двигателя. Масштабы подобраны так, что кривые I и e_p совпадают; также совпадают кривые $\Phi_к$ и $e_к$,

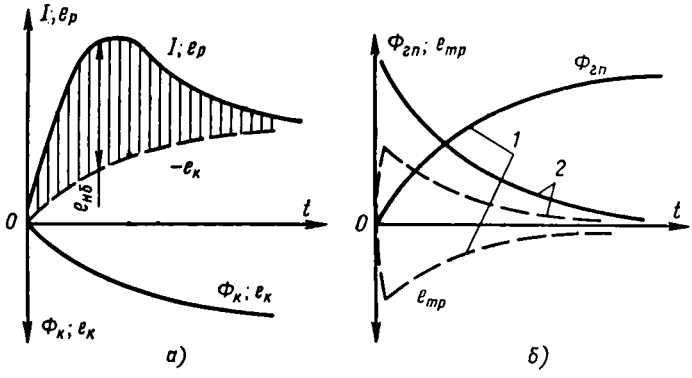


Рис. 45. К определению э. д. с. в коммутируемых секциях при переходном режиме:

а — характер изменения реактивной и коммутирующей э. д. с.; *б* — характер изменения трансформаторной э. д. с.; *1* — при нарастании потока; *2* — при убывании потока

поскольку $e_p \equiv I$ и $e_к \equiv \Phi_к$. Разница между значениями $e_к$ и e_p представляет собой небалансную э. д. с. $e_{нк}$, вызывающую искрение щеток. Если величина $e_{нк}$ значительно превысит запас по коммутации, т. е. $e_{нк} \gg \Delta e$, то вспышка искрения может быть такой интенсивной, что в определенных условиях возникнет круговой огонь.

При изменении во времени потока главных полюсов в коммутируемой секции наводится трансформаторная э. д. с.

$$e_{тр} = \frac{d\Phi_{гп}}{dt} 10^{-8}.$$

Трансформаторная э. д. с. имеет наибольшую величину в начальный момент переходного процесса и может достигать нескольких вольт. При нарастании главного потока трансформаторная э. д. с. совпадает с коммутирующей э. д. с., что улучшает условия коммутации. При уменьшении потока трансформаторная э. д. с. направлена против коммутирующей э. д. с. (рис. 45, *б*).

Для уменьшения демпфирующего влияния вихревых токов на коммутирующий поток применяют шихтованные дополнительные полюсы, неметаллические прокладки под дополнительными полюсами и т. п.

Опытными данными установлено, что демпфирующий эффект вихревых токов может быть снижен при применении шихтованных полюсов на 15—20%, неметаллических прокладок (при шихтованных полюсах) — на 10—20%, компенсационной обмотки — на 10%. Большой эффект достигается при шихтованной конструкции магнитной цепи дополнительных полюсов (шихтованные вставки). В этом случае демпфирующий эффект вихревых токов уменьшается на 50—60%.

Действенным средством улучшения коммутации при переходных процессах является использование индуктивных шунтов и индивидуальных сглаживающих реакторов на электровозах переменного тока. Так, введение индуктивных шунтов при ослабленном поле снижает бросок тока при толчках напряжения на 20—40%.

§ 17. ПОТЕНЦИАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ НА КОЛЛЕКТОРЕ И КРУГОВОЙ ОГОНЬ

В процессе эксплуатации электровозов нередки случаи возникновения круговых огней на коллекторе и перебросов электрической дуги на заземленные части двигателя. Иногда даже, несмотря на срабатывание защиты и отключение двигателей от источника питания, круговой огонь может полностью вывести двигатели из строя.

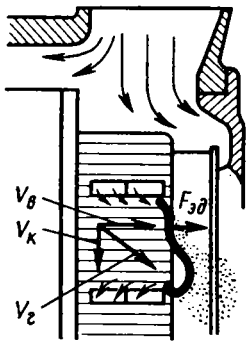


Рис. 46. Силы, действующие на электрическую дугу при круговом огне:

$v_в$ — скорость воздуха; $v_к$ — скорость коллектора; $v_г$ — скорость ионизированных газов; $F_{эд}$ — электродинамическая сила

Под круговым огнем или перебросом электрической дуги по коллектору понимают возникновение мощной электрической дуги, замыкающей щеткодержатели разноименной полярности и сопровождающейся ослепительной вспышкой и звуковым эффектом. Так как на электровозе двигатели часто соединены электрически, то возникновение кругового огня на одном из них вызывает глубокие переходные процессы на других.

Возникновение электрической дуги, имеющей сравнительно малое сопротивление, между разнополярными щеткодержателями равносильно короткому замыканию двигателя, а поэтому ток в дуге может достигать больших значений. Горение дуги поддерживается э. д. с. якоря, так как скорость вращения двигателя остается прежней, а по обмотке возбуждения протекает ток. Дуга на коллекторе не остается неподвижной, а под действием электродинамических сил и потока вентилирующего воздуха вытягивается, перемещаясь по направлению к торцам пластин, т. е. в сторону конуса коллектора (рис. 46). Иногда дуга под действием этих сил перебрасывается на корпус щеткодержателя, на торец конуса коллектора через изоляционный конус, на подшипниковый щит или ближайшие выступающие части двигателя. При возникновении кругового огня оплавляются торцы пластин, детали щеткодержателей и траверсы, образуются капли расплавленного металла на рабочей поверхности коллектора, разрушаются щетки и т. п.

При последовательном соединении двигателей возникновение кругового огня на одном из них приводит к резкому повышению напряжения на остальных двигателях, что создает условия для возникновения кругового огня также и на этих двигателях. При параллельном соединении двигателей круговой огонь на одном приводит к тому, что другие двигатели могут перейти в генераторный режим. Так как сопротивление в цепи мало, генераторный ток быстро нарастает, и он может превысить ток

предшествующего двигательного режима в 1,5—3 раза. Ток в обмотке полюсов аварийного двигателя и электрической дуге может достигать 5—7-кратного номинального значения. Эти условия достаточны для возникновения кругового огня и на других двигателях.

Возникновение круговых огней можно объяснить следующим образом. При нарушении нормальной коммутации при переходных процессах или нарушении контакта щетки с коллектором наряду с интенсивным искрением могут возникать коммутационные дуги между сбегающим краем щетки и выходящей из-под нее пластиной коллектора. Наиболее вероятно появление дуг на анодной щетке и при выходе из-под щетки пластин, соединенных с последними секциями в пазах, наиболее склонными к искрению. Дуга может погаснуть или же вытянуться по направлению вращения коллектора. Возможно многократное возникновение и погасание дуг, а также одновременное существование нескольких горящих дуг

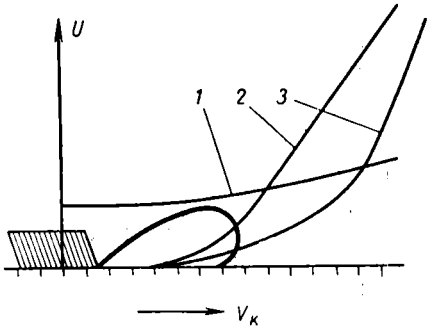


Рис. 47. Возникновение кругового огня при вспышке под щеткой:

1 — характеристика дуги; *2* и *3* — потенциальные кривые при различных конструкциях наконечников главных полюсов

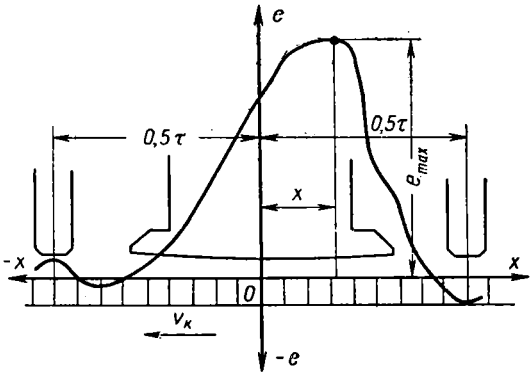


Рис. 48. Распределение межламельных напряжений на полюсном делении при предельном ослаблении поля

между соседними пластинами и между щеткой и очередной пластиной, выходящей из-под нее.

Движение дуг по окружности коллектора вызывается, по-видимому, как электродинамическими силами, так и механическим вытягиванием дуги при вращении коллектора. Несмотря на неустойчивость горения, срывы и повторные зажигания, общий процесс распространения дуг в направлении вращения коллектора идет со скоростью, меньшей или примерно равной его окружной скорости.

Когда дуга достигает на коллекторе точки с достаточным напряжением для поддержания ее устойчивого горения (рис. 47), процесс ускоряется, отдельные дуги сливаются и перекрывают все расстояние между двумя разнополярными щеткодержателями, а иногда даже весь коллектор. Таким образом, круговой огонь может возникнуть, если достаточно велико напряжение между смежными пластинами. Это может быть при большом повышении напряжения двигателя, возникновении переходных процессов, вызывающих значительное повышение межламельных напряжений у сбегающего края щетки.

Вероятность возникновения кругового огня возрастает с повышением температуры коллектора, ухудшением его поверхности, при благоприятном направлении вентилирующего воздуха вблизи сбегающего края щетки и т. п. Возникновение кругового огня возможно также при отсутствии искрения и дуг, вызванных нарушением коммутации. Так, если во время работы двигателя при ослабленном поле переходные процессы сопровож-

даются повышением напряжения, что, резко ухудшая потенциальные условия на коллекторе, может привести к максимальным межламельным напряжениям до 50—80 *в* у некомпенсированных двигателей (рис. 48). При высоких межламельных напряжениях и случайном засорении канавки между пластинами, например частицами щеток, могут возникать проводящие мостики, выгорание которых вызывает электрические дуги и круговой огонь. Единичная вспышка может при этом перейти в устойчивую дугу, которая под действием электродинамических сил растягивается как в направлении вращения коллектора, так и против вращения. Для возникновения подобного процесса большое значение имеют такие незначительные дефекты, как заусенцы на коллекторе после продорожки или устранения следов предыдущих круговых огней, скалывание щеток и их интенсивный износ.

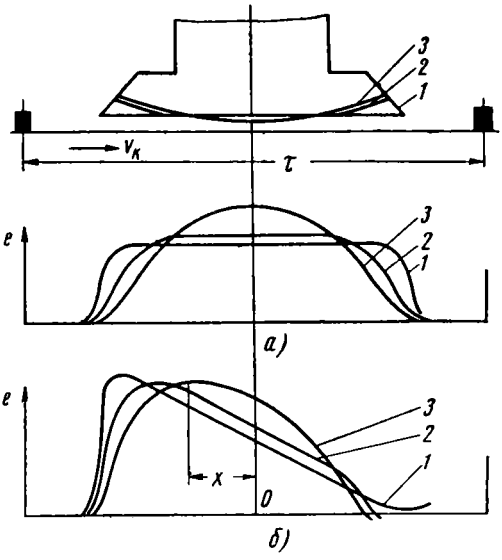


Рис. 49. Влияние формы зазора под главным полюсом на распределение межламельных напряжений:

а — при протекании тока в катушках главных полюсов; *б* — при протекании тока в катушках главных полюсов и обмотке якоря; *1* — равномерный зазор; *2* — равномерный зазор со скосом на наконечнике; *3* — неравномерный (расходящийся) зазор

Из изложенного следует, что для возникновения кругового огня необходимы достаточные напряжения между пластинами коллектора. Практикой тягового электромашиностроения для двигателей электровозов установлен максимальный предел среднего межламельного напряжения $e_{ср}=16\div17$ *в*. При этом предполагают, что максимальные межламельные напряжения не будут превосходить 35—40 *в*.

Для компенсированных двигателей это условие выдержать сравнительно легко. У некомпенсированных двигателей магнитное поле под главными полюсами значительно искажается реакцией якоря, что вызывает появление максимальных межламельных напряжений и их наибольшего градиента у сбегающего края щетки. В данном случае предотвратить возникновение кругового огня очень трудно.

Для снижения градиента напряжения у сбегающего края щетки магнитное перекрытие приходится уменьшать, что, однако, увеличивает индукцию в зазоре и повышает межламельные напряжения. С той же целью делают скос на наконечниках главного полюса и применяют неравномерные зазоры (рис. 49). При этом для уменьшения градиента у сбегающего края щетки наиболее эффективным является последнее мероприятие.

При выборе формы зазора следует учитывать, что если зазор под краем полюса равен приблизительно удвоенному зазору под серединой полюса, то расстояние от середины полюса до места с максимальным значением межламельного напряжения примерно авно $0{,}25\frac{\tau}{2}$, а не $0{,}45\frac{\tau}{2}$ при равномерном зазоре.

Более тяжелые потенциальные условия возникают при переходных процессах, что следует из формулы для определения межламельных напряжений:

$$e_x = \frac{2pUK_u}{\alpha K K_\alpha}\left(1 + x\frac{F_{ря}\gamma_я K_{дя}}{F_{гп}\gamma_{гп}K_{дгп}}\right)\frac{\delta_x}{\delta_{эф}},$$

где K_u — коэффициент, учитывающий снижение напряжения на коллекторе вследствие падения напряжения на активных и индуктивных сопротивлениях обмоток дополнительных, главных полюсов и сглаживающих реакторов;

K_α — коэффициент, учитывающий уменьшение коэффициента магнитного перекрытия из-за искажения поля;

$\gamma_я$, $\gamma_{гп}$ — отношение максимальных значений тока к установившимся значениям при переходном процессе соответственно для якоря и главных полюсов;

$K_{дя}$, $K_{дгп}$ — степень демпфирования потока вихревыми токами в магнитопроводе для якоря и главных полюсов;

$F_{ря}$, $F_{гп}$ — н. с. реакции якоря и обмотки возбуждения при наиболее глубоком ослаблении поля и номинальной нагрузке.

Расчет межламельных напряжений при переходных процессах очень затруднен тем, что приведенные коэффициенты зависят от многих факторов (скорости протекания переходных процессов, начальной нагрузки, соотношения индуктивностей обмоток, глубины переходного процесса и т. д.).

Для наиболее характерного переходного процесса — восстановления полного напряжения двигателя после его кратковременного отключения перечисленные коэффициенты имеют следующие примерные значения: $K_u \approx 0{,}9$; $K_\alpha \approx 0{,}75$; $\gamma_я = 2 \div 3$; $\gamma_{гп} = 1 \div 1{,}2$; $K_{дгп} \approx 0{,}9$ для шихтованного ярма и $K = 0{,}1 \div 0{,}3$ для массивного ярма. Данные соответствуют работе двигателя при наиболее глубоком ослаблении поля, установившемуся току, близкому к номинальному, и наличию индуктивности в цепи шунтировки обмотки возбуждения.

Снижение вероятности возникновения глубоких переходных процессов в двигателе достигается повышением надежности электрооборудования электровоза и улучшением защиты. Для снижения вероятности возникновения круговых огней осуществляют ряд мероприятий. Так, практика эксплуатации показывает, что улучшение состояния коллектора и узла токосъема позволяет сократить число случаев возникновений круговых огней. При использовании индуктивных шунтов в цепи ослабления поля снижается вероятность появления круговых огней примерно в 3 раза. Одновременное применение компенсационной обмотки в двигателе и индуктивных шунтов в цепи ослабления поля может уменьшить вероятность возникновения круговых огней в 6 раз. Если на щеткодержателях имеются специальные фибровые рамки, надетые на щетки между коллектором и щеткодержателем и скользящие при работе двигателя по коллектору, уменьшается вероятность возникновения круговых огней на $^1/_3$. Применение шихтового ярма, даже только с частичной шихтовкой, также позволяет резко снизить вероятность возникновения круговых огней. Круговые огни чаще возникают на двигателях с большим напряжением на коллекторе, с большей его окружной скоростью, а также на двигателях, изготовленных с малой точностью. Вероятность появления круговых огней уменьшается при тщательном уходе за двигателями в процессе эксплуатации и умелом управлении электровозом.

ГЛАВА IV

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 18. ПОРЯДОК ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Для того чтобы выполнить многочисленные требования, предъявляемые к тяговым двигателям, и обеспечить высокий уровень проектирования, оно проводится отдельными этапами, основными из которых являются:

а) разработка, согласование и утверждение технического задания;

б) разработка эскизного проекта;

в) разработка технического проекта;

г) разработка конструкторской документации опытного производства;

д) изготовление, конструкторские (заводские) испытания опытного образца;

е) приемка проекта, корректировка технической документации по результатам приемки проекта двигателя.

Допускается выполнение отдельных этапов проектирования различными организациями.

Техническое задание — исходный технический документ для проектирования тягового двигателя. Оно разрабатывается, как правило, организацией, проектирующей двигатель, совместно с заказчиком. При разработке технического задания учитывают технические требования к электровозу, уровень отечественной и зарубежной техники, патентную литературу. Оно не должно ограничивать инициативу проектировщика при поиске и выборе оптимальных решений. Техническое задание обосновывают пояснительной запиской с кратким анализом технического уровня разрабатываемого двигателя на основе сравнения с отечественными и зарубежными конструкциями, оценкой перспективности и его преимуществ перед существующими конструкциями, а также с предварительным технико-экономическим обоснованием.

В техническом задании указывают основание к выполнению проекта, начало и срок окончания разработки, исполнителей, цель и назначение разработки двигателя, технические требования, этапы разработки и сроки, перечень технической документации, представляемой на согласование и утверждение, предполагаемое предприятие-изготовитель и перечень заинтересованных организаций.

Для рассмотрения эскизного проекта организация, разрабатывающая проект, представляет следующие материалы:

а) техническое задание;

б) пояснительную записку, содержащую краткое описание конструкции двигателя, обоснование принятого направления разработки, предварительные данные по технико-экономическому анализу и результаты экспертизы на патентную чистоту, перечень используемых технических материалов и литературы;

в) предварительные расчеты (электромагнитные, механические, тепловые, вентиляционные, расчет надежности и др.);

г) чертеж общего вида (поперечный и продольный разрез);

д) расчетную записку;

е) электромеханические характеристики, приведенные к оси электровоза;

ж) результаты экспериментальных работ, протоколы испытаний макетных образцов (если они изготовлялись).

Перед утверждением эскизный проект рассматривается в организации, разрабатывающей проект, с участием заказчика и представителя предприятия-изготовителя.

К техническому проекту проектирующая организация прилагает следующие материалы;

а) техническое задание;

б) пояснительную записку с обоснованием принятых в проекте решений, технической характеристикой двигателя, его технологической оценкой и технико-экономическим обоснованием, обоснованием выбора дефицитных материалов, данными о применяемости унифицированных и нормализованных узлов и деталей;

в) чертежи общего вида и основных узлов (якорь, обмотка якоря, секция якоря, коллектор, щеткодержатель, подшипниковые узлы; остов в сборе, катушки полюсов, коробка выводов и др.);

г) расчетную записку;

д) комплект расчетов;

е) электромеханические характеристики, приведенные к оси электровоза;

ж) проект технических условий на опытный образец двигателя;

з) программу и результаты испытаний макетных образцов;

и) рекомендации по специальным технологическим процессам, подлежащим разработке;

к) технические требования на новые комплектующие изделия и материалы;

л) данные о нормах расхода материалов.

Технический проект рассматривается научно-техническим советом организации, которая утверждает проект.

Конструкторскую документацию для производства опытных двигателей разрабатывают на основе утвержденного технического проекта, а если он не предусмотрен, то на основании технического задания. В состав технической документации опытного производства входят:

а) конструкторская документация (расчеты, чертежи, ведомости и др.);

б) технологическая документация на принципиально новые технологические процессы;

в) технические условия;

г) инструкции по эксплуатации.

Разработку конструкторской документации опытного производства обычно выполняют при участии предприятия-изготовителя, уточняющего такие вопросы, как обеспечение технологичности деталей и узлов для серийного производства, соответствие конструкторской документации

требованиям нормалей и ГОСТов, использование существующих деталей и узлов, учет оснащенности оборудованием и т. п.

После изготовления и проведения конструкторских (заводских) испытаний (наладочные испытания, типовые испытания, контрольные испытания, специальные испытания) производят приемку двигателя и его технической документации. По результатам испытаний производят корректировку конструкторской документации и принимают решение об изготовлении партии двигателей для установки на электровозе.

При разработке конструкции двигателя на этапе эскизного проекта выбирают и обосновывают принципиальные решения по всем основным узлам. Исходя из требований технического задания на проектирование опытных данных, возможностей производства и перспективы развития выбирают: тип передачи и подвешивания двигателя; конструкцию ярма остова, полюсов и катушек, клеммовой коробки; основные параметры конструкции (диаметр якоря, число полюсов, длина якоря); параметры обмотки якоря (число пазов, коллекторных пластин, тип обмотки, расположение проводников в пазу, крепление обмотки); конструкции коллектора, щеткодержателя, щеток, крепления щеткодержателя; конструкции подшипниковых узлов; схемы вентиляции двигателя.

Конструкцию двигателя и его отдельных узлов выбирают с учетом особенностей условий работы двигателя на электровозе.

Как правило, в эскизном проекте разрабатывают несколько вариантов двигателя, а для технического проекта выбирают обычно один — два наилучших варианта.

§ 19. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Исходные данные для проектирования. Для проектирования тягового двигателя необходимы следующие исходные данные, вытекающие из задания на проектирование электровоза:

1) мощность двигателя в часовом режиме $P_ч$ в *квт*;
2) напряжение на зажимах двигателя U в *в*;
3) напряжение на изоляции двигателя $U_{из}$ в *в*;
4) ток (постоянный, переменный, пильсирующий);
5) электрическое соединение двигателей на электровозе;
6) скорость электровоза в часовом режиме $v_ч$ в *км/ч*;
7) максимальная скорость электровоза v_{max} в *км/ч*;
8) сила тяги на одну движущую колесную пару в часовом режиме $F_ч$ в *Т*;
9) сила тяги при максимальной скорости $F_{v\,max}$ в *Т*;
10) диаметр колеса электровоза $D_б$ в *мм*;
11) допустимый зазор между кожухом зубчатой передачи и головки рельса в *мм*;
12) ширина колеи в *мм*;
13) нагрузка на движущую колесную пару $П$ в *Т*;
14) тип передачи (односторонняя, двухсторонняя);
15) тип подвешивания двигателя (опорно-осевое, опорно-рамное);
16) ограничения по весу двигателя.

Кроме перечисленных данных, могут быть указаны также и другие данные, вытекающие из дополнительных требований к конкретному проектируемому двигателю электровоза. Так, могут задаваться система вентиляции двигателей, режимы работы электровоза, пределы колебания напряжения на зажимах двигателя, система привода (индивидуальный или групповой привод), величина пульсации тока, требования в отношении надежности, ремонтоспособности, унификации и т. д.

На различных этапах проектирования исходные данные уточняют по результатам предыдущих этапов. При проектировании двигателя учитывают возможность производства его на конкретном заводе-изготовителе при применении известных материалов и технологических процессов, а также общие требования, указанные в ГОСТе 2582—66.

Номинальная мощность. Требуемую номинальную расчетную мощность (обычно часовую) определяют по скорости и силе тяги, развиваемой одной движущей колесной парой электровоза (при индивидуальном приводе):

$$P_н = \frac{F_н v_н \cdot 10^3}{367 \eta_з} \text{ квт}, \tag{107}$$

где $\eta_з$ — к. п. д. тяговой передачи; $\eta_з \approx 0{,}975$.

Все величины в выражении (107) и других с индексами *н* относятся к номинальному режиму, например часовому. Расчетную силу тяги принимают в зависимости от заданной нагрузки на движущую колесную пару *П* и величины расчетного коэффициента сцепления ψ:

$$F_н = \psi П \ T. \tag{108}$$

Например, при нагрузке $П = 23$ *Т*, которая принята для грузовых электровозов, эксплуатируемых в СССР, расчетную силу тяги принимают не менее 5,5 *Т* для электровозов переменного тока и около 5 *Т* для электровозов постоянного тока.

Расчетная скорость электровоза в номинальном режиме зависит от назначения электровоза. Так, по рекомендациям утвержденного размерного ряда и типажа магистральных электровозов, расчетная (часовая) скорость для грузовых электровозов должна быть в пределах 50—60 *км/ч*, для пассажирских — 80—100 *км/ч*.

Правильный выбор расчетных значений силы тяги и скорости очень важен. Так, при некотором занижении силы тяги двигатели в процессе эксплуатации будут чаще работать с перегрузкой. При проектировании двигателя целесообразно расчетную силу тяги принимать с некоторым запасом. Завышение расчетной скорости (при принятой расчетной силе тяги) увеличивает необходимую мощность двигателя и другого электрооборудования электровоза, что повышает их вес. Однако при этом снижается разница между расчетной и максимальной скоростями электровоза, что облегчает проектирование двигателя. При выборе исходных данных для проектирования эти обстоятельства должны быть учтены.

Напряжение на зажимах двигателя. Для тяговых двигателей электровозов постоянного тока, питающихся от контактной сети с номинальным напряжением 3000 *в*, напряжение на зажимах двигателя принимают равным 1500 *в*; при этом минимальное число последовательно соединенных двигателей должно быть равно двум.

Расчетное номинальное напряжение по изоляции двигателя принимают равным номинальному напряжению на токоприемнике электровоза, т. е. $U_{из} = 3000$ *в*.

В отличие от электровозов постоянного тока для тяговых двигателей электровозов переменного тока имеется возможность принимать напряжения в широких пределах (750—1500 *в*), что облегчает выбор их оптимальных конструктивных параметров. При этом учитывают возможности унификации, особенности электрооборудования электровоза, требования в отношении снижения весов и т. д. Так, например, при сравнительно низких напряжениях на электровозах большой мощности приходится применять силовые трансформаторы только с регулированием напряже-

ния на первичной стороне. Повышение напряжения на двигателях позволяет применять регулирование на первичной и вторичной сторонах трансформатора.

Величина напряжения влияет на конструктивные параметры и вес двигателя. С повышением напряжения вес двигателя при одинаковой мощности возрастает главным образом из-за увеличения толщины корпусной изоляции, нормируемых изоляционных расстояний, ухудшения заполнения медью паза якоря и обмоточного пространства в остове. При этом также несколько ухудшаются условия коммутации из-за повышения градиента напряжения по окружности коллектора.

При снижении напряжения возрастает ток, что обусловливает увеличение размеров коллектора в осевом направлении, увеличение количества щеток. Кроме того, появляется необходимость увеличения числа полюсов, что усложняет конструкцию двигателя. Таким образом, оптимальное напряжение на двигателе зависит от многих факторов. Как правило, для тяговых двигателей с индивидуальным приводом наиболее целесообразно принимать величину напряжения ближе к нижнему пределу, а при групповом приводе — ближе к верхнему. Выполнение эскизных проектов вариантов двигателя, выбранной номинальной мощности, рассчитанных на различные напряжения, с разным числом полюсов и различными диаметрами якоря позволяет установить, какое напряжение является наиболее приемлемым для конкретного проектируемого электровоза.

Число полюсов. Обычно при индувидуальном приводе тяговые двигатели имеют четыре—шесть полюсов, при групповом приводе — шесть — восемь и более. Меньшие значения принимают при больших напряжениях двигателя, а большие — при меньших напряжениях. При одинаковых напряжении и номинальной мощности двигатель с меньшим числом полюсов имеет более простую конструкцию и менее трудоемок. Поэтому из производственных соображений целесообразно выбрать возможно меньшее число полюсов. Для мощных двигателей снижение числа полюсов ограничивается необходимостью удлинения коллектора из-за увеличения тока на один палец щеткодержателя, реактивной э. д. с. и затруднениями при размещении компенсационной обмотки. Взаимосвязь числа полюсов, мощности и напряжения можно установить из следующих соображений. Для тяговых двигателей применяют обычно простые петлевые одновитковые обмотки якоря, поэтому

$$I = i_я 2a = i_я 2p,$$

но

$$i_я = 0{,}5A\left(\frac{\pi D_я}{K}\right) = 0{,}5A\beta'_к,$$

где A — линейная нагрузка в *а/см*;

$\beta'_к$ — коллекторное деление, приведенное к диаметру якоря, в *см*.

Отсюда

$$I = Ap\beta'_к.$$

Выражение для мощности двигателя можно представить в виде

$$P_н = UI\eta_н \cdot 10^{-3}\ квт,$$

где $\eta_н$ — к. п. д. двигателя при номинальном режиме.

Получим

$$P_н = UAp\beta'_к\eta_н \cdot 10^{-3}\ квт. \qquad (109)$$

Отсюда число пар полюсов

$$p = \left(\frac{10^3}{A в'_к \eta_н}\right) \frac{P_н}{U} = K' \frac{P_н}{U},$$

где K' — постоянная.

Линейную нагрузку обычно принимают в пределах 350—650 *а/см*; коллекторное деление, приведенное к диаметру якоря, составляет 0,6—0,75 *см*. к. п. д. — около 0,94, поэтому при $A = 400 \div 600$ *а/см*

$$2p \approx (4{,}75 \div 8{,}85) \frac{P_н}{U}. \qquad (110)$$

Таким образом, при заданной мощности двигателя меньшее число полюсов легче осуществить при более высоком напряжении. При получении из соотношения (110) нескольких чисел полюсов более подробно анализируют меньшие значения.

Диаметр якоря. Из формулы машинной постоянной Арнольда

$$C_A = \frac{D_я^2 l_я n}{P_н}$$

объем якоря, а следовательно, и расход материалов равен

$$D_я^2 l_я = C_A \frac{P_н}{n},$$

т. е. размеры и вес якоря определяются вращающим моментом двигателя. Для получения минимальных размеров и веса при заданной мощности необходимо снижать момент двигателя, увеличивая скорость вращения. Это обстоятельство учитывают при проектировании тяговых двигателей, и скорость вращения выбирают наибольшей возможной, исходя из ограничений по выполняемости зубчатой передачи, предельной окружной скорости коллектора и т. д.

В связи с тем, что номинальная и максимальная расчетные скорости электровоза не совпадают и их отношение велико

$$\frac{v_{max}}{v_н} = \frac{n_{max}}{n_н} = k_v \approx 1{,}8 \div 2{,}5, \qquad (111)$$

номинальная скорость вращения двигателя не может быть значительной. Размеры якоря при этом определятся соотношением

$$D_я^2 l_я = C_A k_v \frac{P_н}{n_{max}}. \qquad (112)$$

Максимальная скорость вращения якоря ограничена максимальной окружной скоростью коллектора, принимаемой обычно в пределах 50—60 *м/сек*. Диаметр коллектора тяговых двигателей $D_к$ обычно мало отличается от диаметра якоря:

$$D_к = \gamma_D D_я = (0{,}75 \div 0{,}9) D_я, \qquad (113)$$

где γ_D — коэффициент, равный 0,75—0,9.

Заменяя в уравнении (112) с учетом уравнения (113) n_{max} через максимальную скорость коллектора $v_{к\,max}$, имеем

$$D_я l_я = \left(\frac{\pi \gamma_D C_A}{60 v_{к\,max}}\right) k_v P_н = C_1 k_v P_н,$$

где C_1 — постоянная величина.

Из полученного выражения следует, что размеры якоря, размеры и вес двигателя при заданной мощности определяются отношением максимальной и номинальной скоростей электровоза. Величины, стоящие в скобках, изменяются сравнительно мало, и поэтому коэффициент C_1 можно считать постоянной величиной; по опытным данным $C_1 = (0{,}14 \div 0{,}2) \times \times 10^{-3}$. Для предварительной оценки диаметр якоря можно поэтому определять по формуле

$$D_я = C_1 \frac{k_v}{l_я} P_н \ м, \tag{114}$$

где $l_я$ — длина сердечника якоря в *м*, которая по условиям вписывания двигателя в пространство между колесами составляет не более 0,40—0,45 *м*.

У якоря такого минимального диаметра проверяют потенциальную и тепловую напряженности. Кроме того, проверяют осуществимость предполагаемой зубчатой передачи (передаточного отношения) в связи с необходимостью согласования поперечных размеров двигателя и межцентрового расстояния передачи.

Потенциальную напряженность устанавливают из следующего. Число коллекторных пластин в зависимости от их толщины и потенциальных условий на коллекторе выражается соотношениями:

$$K = \frac{\pi D_я}{\beta'_к}; \quad K = \frac{2pU}{e_{ср}}, \tag{115}$$

где $e_{ср}$ — среднее межламельное напряжение для тяговых двигателей; принимают $e_{ср} \approx 17$ *в*.

Из этих соотношений диаметр якоря

$$D_я = \left(\frac{\beta'_к}{\pi e_{ср}}\right) 2pU = \frac{2pU}{k_v} \ см. \tag{116}$$

Коэффициент k_v для тяговых двигателей составляет 70—100 *в/см*. Меньшие его значения принимают для двигателей с низким напряжением на зажимах. Предварительная оценка якоря выбранного диаметра по коммутационной и тепловой напряженностям производится по величине его линейной нагрузки

$$A = \frac{i_я N}{\pi D_я},$$

где $i_я$ — ток ветви якорной обмотки;

N — число проводников якоря.

После подстановки в это выражение соотношений для значений $i_я$ и N диаметр якоря

$$D_я = \left(\frac{2 \cdot 10^3}{\pi e_{ср} \eta_н}\right) \frac{P_н}{A} = C_2 \frac{P_н}{A} \ см, \tag{117}$$

где C_2 — постоянный коэффициент; обычно $C_2 = 40 \div 50$.

При выбранном диаметре якоря, принятой максимальной окружной скорости коллектора, соотношении диаметров коллектора и якоря и заданном отношении максимальной и номинальной скоростей электровоза номинальная скорость вращения двигателя

$$n_н = \frac{60 v_{к\,max}}{k_v \pi \gamma_D D_я} \ об/мин.$$

Затем проверяют при полученной скорости вращения выполнимость передаточного отношения зубчатой передачи, если не предусматриваются

промежуточные зубчатые колеса (например, при опорно-осевом подвешивании). При этом минимально возможное межцентровое расстояние зубчатой передачи

$$Ц = \frac{D_я}{2} + b \text{ см}, \qquad (118)$$

где b — расстояние от центра колесной пары до поверхности якоря, равное обычно 24—25 *см*.

С другой стороны, межцентровое расстояние передачи

$$Ц = \frac{m}{2}\left(\frac{Z}{\mu} + Z\right) + 0{,}5m \text{ см}, \qquad (119)$$

где Z — число зубьев зубчатого колеса, принимается максимально возможным по условиям соблюдения габаритных ограничений;

m — модуль зацепления в *см*;

μ — передаточное отношение.

Передаточное отношение определяется

$$\mu = \frac{\pi D_б n_н \cdot 60}{v_н}$$

При выборе передаточного отношения число зубьев шестерни ограничено условием

$$z = \frac{Z}{\mu} > 16 \div 18.$$

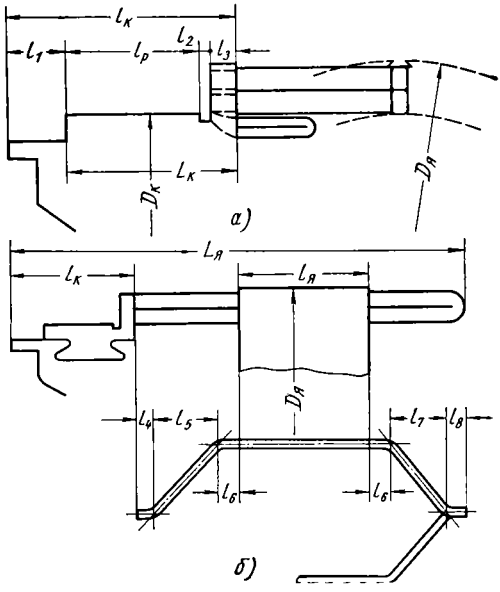


Рис. 50. Определение размеров якоря:
а — осевые размеры коллектора; *б* — осевые размеры якоря

Для односторонней передачи модуль принимают не менее $m \geqslant 12$, а для двухсторонней $m \geqslant 10$. Его величина уточняется при расчете передачи. Диаметр якоря обычно округляют в большую сторону до ближайшего значения нормализованного ряда диаметров: 493, 590, 660, 740, 850, 990 *мм*. При якорях больших диаметров возникает необходимость выполнять их сердечники из сегментов, в связи с чем целесообразно рассмотреть вариант двигателя в двухъякорном исполнении для обеспечения возможности изготовления цельных якорных листов.

Размеры коллектора. У тяговых двигателей со сравнительно малым диаметром якоря диаметр коллектора выбирают из условий удобства размещения концов проводников секции в петушки коллектора (рис. 50). При обычной глубине паза якоря 4,0—5,5 *см* диаметр коллектора

$$D_к \approx D_я - 2(4{,}0 \div 5{,}5) \text{ см}.$$

В якорях сравнительно бо́льших диаметров двигателей относительно низкого напряжения диаметр коллектора может быть несколько меньше и не ограничивается условиями размещения проводников в петушках. Для уменьшения диаметра коллектора в этом случае часто применяют приварные петушки. Коллектор выбранного диаметра проверяют на максимальную окружную скорость, которая при предварительном расчете не должна быть выше 50—55 *м/сек*.

Длина коллектора (рис. 50, *а*) зависит от длины его рабочей части l_p, которая определяется размерами щеток и предварительно находится из выражения

$$l_p = \left(\frac{P_н}{Up\eta_н}\right)\frac{10^3}{b_щ j_щ} + \Delta l_p, \qquad (120)$$

где $b_щ$ — ширина щетки, обычно принимаемая в пределах 1,6—2,5 *см*;

$j_щ$ — плотность тока под щеткой в часовом режиме; принимают $j_щ = 10 \div 15$ *а/см*^{2}; меньшими значениями обычно задаются при малом отношении номинальной силы тяги $F_н$ к нагрузке на колесную пару $П$;

Δl_p — припуск рабочей длины для компенсации разбега якоря, наличия фасок на концах пластин, смещения щеткодержателей и т. д. При двухсторонней передаче и отсутствии перегородок между щетками в щеткодержателе Δl_p равным 1,5 *см*.

Ширину пылевой канавки l_2 берут равной 0,8—1,0 *см*, а шириной петушка l_3 задаются из условия допустимой плотности тока в его контакте с секцией. Она обычно составляет 1,8—2,0 *см*, причем меньшие значения соответствуют сравнительно большим отношениям $F_н/П$. Вылет изоляционного конуса l_1 зависит от выбранного напряжения $U_{из}$ и обычно нормализовак. Ниже приведены величины размера l_1:

Напряжение $U_щ$ в *в*	500—800	800—1200	1200—2000	2000—3000
Размер l_1 в *см*	2,5	3,2	4,5	6,0

Длина якоря. Полная длина якоря ограничена осевыми размерами двигателя по условиям его вписывания между колесами электровоза (при индивидуальном приводе) или размещения на тележке, чем обусловлены жесткие требования к выбору длины отдельных элементов якоря. Так, например, при опорно-осевом или опорно-рамном подвешивании двигателя и индивидуальном приводе полную длину якоря $L_я$ (рис. 50, *б*) берут равной не более 850—900 *мм* для колеи 1524 *мм* (расстояние между гребнями колес при этом составляет 1440 *мм*). Остальное пространство используют для размещения зубчатой передачи с кожухами, подшипниковых узлов и внутренних вентиляционных каналов двигателя между подшипниковыми щитами и торцами якоря, а также для монтажных зазоров. При сравнительно малых диаметрах якоря его полную длину принимают ближе к нижнему пределу из-за трудности размещения подшипников.

Длина сердечника якоря

$$l_я = L_я - (l_к + 2l_л) \ см.$$

Длину лобовых вылетов катушек якоря $l_л$ предусматривают возможно меньшей по условиям выполнимости обмотки. Предварительно величину $l_л$ определяют следующим образом. Скошенные части

$$l_5 + l_7 = (0{,}4 \div 0{,}45)\frac{\pi D_я}{2p} \ см, \qquad (121)$$

причем бо́льшие значения соответствуют большему числу полюсов, а также более широким и менее глубоким пазам якоря. Более точно лобовые вылеты определяют при расчете размеров катушки якоря. Прямолинейные части вылетов l_6 при выходе катушек из пазов принимают одинаковыми с обеих сторон в зависимости от напряжения $U_{из}$. Ниже приведены размеры l_6, которые обычно являются нормализованными.

Напряжение $U_{из}$ в *в*	500—800	800—1200	1200—2000	2000—3000
Размер l_6 в *мм*	15	19	25	35

При более надежной изоляции величины l_6 могут быть несколько уменьшены.

Длину прямолинейного участка l_4 выбирают из условий выполнимости перехода от косой части катушки к петушкам коллектора. При вертикальном размещении проводников в пазу якоря и пайке концов проводников в петушки коллектора без предварительного уменьшения их толщины участок l_4 имеет длину 10 *мм*. В случае горизонтального размещения проводников в пазу и необходимости предварительного изменения формы концов секций для впайки в петушки (поворот на 90°, сплющивание) длина участка l_4 должна составлять 30—40 *мм*. Меньшие размеры вылетов получаются при меньшем отношении ширины проводника к его высоте. Точнее величину l_4 устанавливают при конструктивной разработке узла. Длина участка l_8 составляет обычно 25—30 *мм*. Большие значения принимают при сравнительно глубоком пазе якоря.

Окончательно длину сердечника якоря $l_я$ уточняют подробными расчетами и конструктивной разработкой отдельных узлов двигателя. При выборе длины сердечника якоря учитывают как условия размещения его, так и электромагнитные факторы (величина индукции в зубцах и спинке сердечника якоря, величина реактивной э. д. с. и др.).

Число пазов якоря и коллекторных пластин. Число пазов якоря выбирают путем сравнительных расчетов и оценки как преимуществ, так и недостатков рассматриваемых вариантов. Малое число пазов Z позволяет снизить суммарную толщину изоляции катушек по окружности якоря и при принятой величине индукции в зубцах уменьшить длину сердечника якоря $l_я$. Это особенно эффективно в двигателях с высоким напряжением, например в двигателях электровозов постоянного тока.

Однако при снижении числа пазов расширяется зона коммутации, ухудшается отдача тепла катушками, повышаются пульсации магнитного потока под полюсами и др. Зубцовое деление по окружности якоря

$$t_1 = \frac{\pi D_я}{Z}$$

берут в пределах 20—35 *мм*. Большие значения t_1 принимают, как правило, для двигателей, рассчитанных на большие напряжения и имеющих меньшее число полюсов. Число пазов на полюс

$$Z_p = \frac{Z}{2p}$$

обычно выбирают в пределах 12—16, хотя возможны отклонения в меньшую и большую сторону. Для тяговых двигателей с петлевыми обмотками наиболее часто число пазов на полюс L_p равно 12,5; 13,5; 14,5. От числа пазов якоря зависит число коллекторных пластин на паз

$$u_n = \frac{K}{Z}.$$

Этот показатель определяет конструкцию катушек якоря, форму и расположение проводников в пазу, коэффициент заполнения паза медью, условия коммутации и теплоотдачи катушек. В тяговых двигателях обычно $u_n = 3 \div 7$.

Ниже приведены значения u_n, рекомендуемые при различных напряжениях двигателей.

Напряжение на двигателе U в *в*	500—800	800—1200	1200—1500
Число коллекторных пластин на паз u_n	3	3; 4	5; 6; 7

Выбранное число коллекторных пластин должно удовлетворять следующему.

1. Технологической выполнимости коллектора, т. е.

$$\beta'_к = \frac{\pi D_я}{K} = 0{,}5 \div 0{,}75 \text{ см}; \quad \beta_к = \frac{\pi D_к}{K} \geqslant 0{,}4 \text{ см}.$$

2. Потенциальной напряженности коллектора

$$e_{ср} = \frac{2pU}{K} = 13 \div 19 \text{ в}; \quad \varepsilon_{ср} = \frac{e_{ср}}{\beta_к} = 25 \div 40 \text{ в/см}.$$

Обычно меньшие значения $e_{ср}$ принимают для двигателей, рассчитанных на более высокие напряжения, например для двигателей электровозов постоянного тока. Меньшие значения $\varepsilon_{ср}$ достигаются обычно на низковольтных двигателях. Большие значения допускаются для компенсированных двигателей.

3. Тепловой и коммутационной напряженности якоря, зависящей от линейной нагрузки:

$$A = \left(\frac{P_н \cdot 10^3}{\pi D_я p U \eta}\right) K = 400 \div 600 \text{ а/см}.$$

Обычно меньшие значения A принимают для высоковольтных двигателей, большие значения — для низковольтных двигателей, а также при кремнеорганической изоляции обмотки якоря и горизонтальном расположении проводников в пазу.

4. Обеспечивать необходимую величину фактора монолитности коллектора $\Phi_м$ при выбранных параметрах $D_к$ и $L_к$ в *см* максимальной окружной скорости $v_{к\max} = 50 \div 60$ *м/сек*. При этом фактор монолитности

$$\Phi_м = \frac{D_к L_к}{K\Delta} \geqslant 18 \div 20,$$

где Δ — толщина межламельной изоляции; обычно $\Delta = 0{,}1 \div 0{,}12$ *см*.

Фактор $\Phi_м$ характеризует распределение механических напряжений в коллекторе, вызываемых его нагреванием и центробежными силами.

5. Ограничивать удельные потери на коллекторе в допустимых пределах. При этом коэффициент, который характеризует общее тепловое состояние коллектора, зависящее от потерь на трение и при переходных процессах,

$$\gamma_1 = \frac{\sum b_щ}{\pi D_к} \cdot 100 \leqslant 8\%,$$

где $b_щ$ — суммарная толщина щеток по окружности коллектора в *см*.

Коэффициент, характеризующий условие отвода тепла из зоны щеточного контакта,

$$\gamma_2 = \frac{\beta_к - \Delta}{\sum b_щ} \cdot 100 \geqslant 3\%.$$

Установление необходимости компенсационной обмотки. Необходимость применения компенсационной обмотки устанавливают, рассматривая различные варианты двигателя.

Вопрос об установке компенсационной обмотки возникает, как правило, при значениях $k_v > 2$, а также в том случае, когда требуется при максимальной скорости реализовать мощность более $0{,}5P_н$. Обмотку целесообразно применять, если $\varepsilon_{ср} > 35 \div 40$ *в/см* или $e_{ср} > 17$ *в*, особенно когда $\Delta < 1{,}2$ *мм*, а вес двигателя, приходящийся на единицу мощности, должен быть минимальным при использовании массивного магнитного ярма.

Эту обмотку целесообразно устанавливать на двигателях большой мощности (более 700 *квт*) и работающих при глубоком ослаблении поля. При применении на электровозах переменного тока компенсированных двигателей имеется возможность уменьшить индуктивность сглаживающих реакторов и использовать при ослаблении поля индуктивные шунты с меньшей индуктивностью.

Выбор конструкции статора. В последнее время для двигателей большой мощности все чаще применяют остовы цилиндрической формы, наиболее технологичные по сравнению с многогранными остовами, широко распространенными ранее при индивидуальном тяговом приводе. В двигателях электровозов постоянного тока обычно предусматривают ярмо массивной конструкции, а в двигателях электровозов пульсирующего тока часто используют или массивное ярмо с шихтованными вставками, или полностью шихтованное ярмо, особенно для двигателей с групповым приводом. Необходимость применения статора с шихтованными элементами устанавливают анализом коммутационной напряженности двигателя при работе на пульсирующем токе. Шихтованную конструкцию применяют в тех случаях, когда реактивная э. д. с. при часовом режиме превышает 3,5—4 *в*. Коэффициент пульсации тока в часовом режиме свыше 25%, $k_v \cdot k_u > 1{,}25 \div 1{,}5$, а точность исполнения узлов, влияющих на коммутацию, не высокая.

Размеры двигателя. При принятых диаметре якоря $D_я$ и полной его длине $l_я$ предварительные размеры двигателя определяют из следующих соотношений.

Наружный диаметр остова

$$D_c \approx D_я + 1{,}57 \frac{D_я}{p} \text{ см}. \tag{122}$$

Длина двигателя (по наружным поверхностям подшипниковых щитов) при двухсторонней передаче и ширине колеи 1524 *мм*

$$L_{дв} \leqslant 103 \div 105 \text{ см}.$$

Вес двигателя. При принятых диаметре якоря $D_я$, длине сердечника якоря $l_я$ и числе полюсов $2p$ предварительный вес двигателя

$$G \approx \frac{40}{\sqrt{p}} D_я^2 l_я + 0{,}2 \text{ т}, \tag{123}$$

где диаметр $D_я$ и длина $l_я$ сердечника якоря дана в *м*.

Более точно вес и размеры определяют по данным электромагнитного расчета и конструктивной разработки.

§ 20. ВЫБОР ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЗУБЦОВОГО СЛОЯ ЯКОРЯ

Электромагнитная мощность электрических машин постоянного тока

$$P_э = \alpha B_\delta A D_я^2 l_я n = \alpha B_z \frac{b_z}{t_1} A D_я^2 l_я n, \tag{124}$$

где B_δ и B_z — расчетная индукция в воздушном зазоре и зубцах якоря;
b_z — расчетная толщина зубца якоря.

При заданной мощности габаритные и весовые показатели определяются выбором электромагнитных нагрузок зубцового слоя якоря.

Полюсное перекрытие. Расчетный коэффициент полюсного перекрытия α'_p, определяемый отношением расчетной ширины полюсного наконеч-

ника b_p к полюсному делению τ (рис. 51), выбирают максимально возможным по условиям ширины зоны коммутации:

$$b_{зк}=\beta'_к\left(u_п-\frac{a}{p}+\gamma+\varepsilon_к\right), \qquad (125)$$

где γ — щеточное перекрытие;

$\varepsilon_к$ — коэффициент укорочения обмотки якоря в коллекторных делениях.

Расчетная ширина полюсного наконечника

$$b_p=\tau-(b_{зк}+\Delta b),$$

где Δb — запас длины по окружности якоря между краями зоны коммутации и границами наконечников главных полюсов.

Так как действительная ширина полюсного наконечника может быть несколько больше расчетной, а также из-за расхождения магнитных силовых линий у полюсных наконечников в направлении к границам зоны коммутации, обычно $\Delta b\approx 2{,}5t_1$. При небольшом и равномерном воздушном зазоре под главным полюсом, например у компенсированных двигателей, когда расхождение силовых линий у наконечников мало, а расчетная ширина полюсного наконечника может быть более действительной его ширины b', т. е.

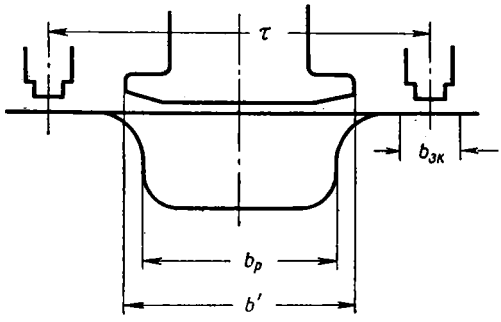


Рис. 51. Определение расчетной величины полюсной дуги

$$b_p\approx b'+2\delta,$$

то $\Delta b=2t_1$. При расходящемся воздушном зазоре или при скосах на наконечниках, способствующих значительному расхождению силовых линий, $\Delta b\geqslant 3t_1$.

Из этих соотношений коэффициент

$$\alpha'_p=\frac{\tau-(b_{зк}-2{,}5t_1)}{\tau}.$$

Для простой петлевой обмотки якоря из этого выражения можно получить выражение, связывающее основные конструктивные параметры и позволяющее оценивать их влияние на величину α'_p:

$$\alpha'_p=1-\left[8\frac{p}{Z}+\frac{b_щ}{\tau}\left(1-\frac{1}{\gamma_щ}\right)\right]. \qquad (126)$$

Величина α'_p зависит также от насыщения наконечника главного полюса, которое может возникать в некомпенсированных и компенсированных двигателях. При практических расчетах уменьшение коэффициента α'_p вследствие насыщения наконечников можно учитывать коэффициентом K_a, зависящим от максимальной индукции $B_{p\,max}$ в наконечнике (рис. 52) [25, 59].

Максимальная индукция в наконечнике

$$B_{p\,max}=B_\delta\frac{\alpha_p\tau-2a_p}{2b_p\gamma_c}, \qquad (127)$$

где γ_c — коэффициент заполнения наконечника сталью.

Коэффициент полюсного перекрытия с учетом насыщения

$$\alpha_p = K_\alpha \alpha'_p. \qquad (128)$$

Обычно $\alpha_p = 0{,}60 \div 0{,}65$; большие его значения принимают при меньшем числе полюсов, а также при большем числе пазов и наличии компенсационной обмотки.

Действительная ширина наконечника главных полюсов часто ограничивается условиями размещения и монтажа катушек дополнительных полюсов и устройств для их крепления.

Индукция в зазоре и линейная нагрузка. У тяговых двигателей индукцию в воздушном зазоре принимают предельно возможной, равной 10 000—11 000 *гс*. Это вызывается необходимостью уменьшения осевой длины якоря (из-за габаритных ограничений) и широкого ре-

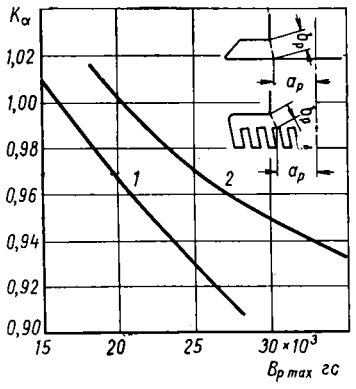


Рис. 52. Влияние насыщения наконечников главного полюса на величину магнитного перекрытия:

1 — при концентричном воздушном зазоре; *2* — при эксцентричном воздушном зазоре

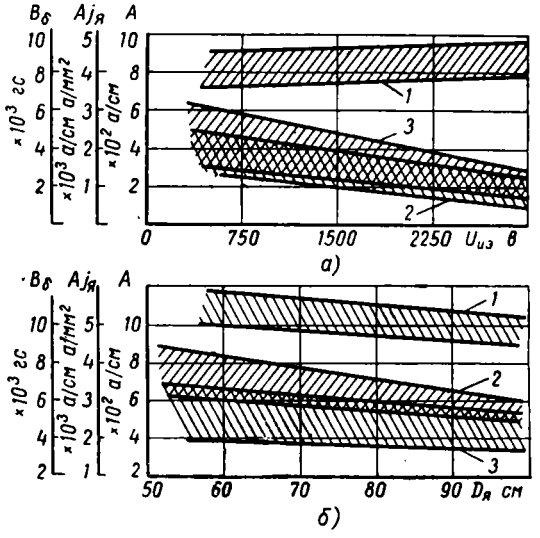


Рис. 53. Зависимость электромагнитных нагрузок тяговых двигателей:

а — от напряжения изоляции $U_{из}$ двигателя; *б* — от диаметра якоря; *1* — зона изменения магнитной индукции в воздушном зазоре; *2* — зона изменения линейной нагрузки; *3* — зона изменения фактора нагрева

гулирования возбуждения двигателя, а также условием обеспечения его высокой устойчивости при работе на ослабленном поле.

Высокая индукция в зазоре обусловливает значительную индукцию в зубцах якоря, а также на других участках магнитопровода. Допустимые значения индукции в зазоре практически не зависят от диаметра якоря. С увеличением напряжения двигателя допустимые значения индукции в зазоре, как показывает практика, несколько возрастают, что объясняется снижением числа полюсов (меньшей частотой перемагничивания). На рис. 53, *а* и *б* приведена зависимость индукции от напряжения двигателя и диаметра якоря, полученная на основании опытных данных.

Расчетные значения индукции в зубцах якоря при часовом режиме для тяговых двигателей находятся в пределах 20 000—24 000 *гс*. Большие значения индукций обычно принимают для четырехполюсных двигателей.

Для снижения размеров и веса двигателя линейную нагрузку, определяющую тепловую и коммутационную напряженность, выбирают возможно большей — обычно в пределах 350—650 *а/см*. Ее зависимость от напряжения двигателя приведена на рис. 53, *а*. Снижение линейной нагрузки *A* для высоковольтных двигателей объясняется ухудшением тепло-

отдачи вследствие увеличения толщины изоляции якорной обмотки. Большие значения A принимают также при горизонтальном расположении проводников в пазу якоря. Влияние диаметра якоря на величину линейной нагрузки в тяговых двигателях незначительно, хотя допустимые значения нагрузки при увеличении диаметра якоря несколько снижаются.

Наиболее полно тепловую напряженность якоря характеризует фактор его нагрева $Aj_я$, т. е. произведение линейной нагрузки на плотность тока. На рис. 53 приведена также опытная зависимость фактора нагрева от напряжения и диаметра якоря. Окончательно плотность тока в проводниках якоря устанавливают при тепловом расчете двигателя.

Отношение размеров зубца и паза якоря. Выбор рационального соотношения размеров зубца и паза якоря имеет большое значение. Глубину паза обычно предусматривают в пределах 40—55 *мм*, причем большие значения относятся к четырехполюсным двигателям высокого напряжения с малым числом пазов на полюс. Глубину паза ограничивают для понижения проводимости потоков рассеяния паза, а также по технологическим соображениям. Если пазы глубокие, то затрудняется укладка обмотки на якоре без повреждения изоляции, в связи с чем возникает необходимость в использовании разрезных секций с пайкой.

Отношение глубины паза к его ширине составляет 3,5—6. Меньшие значения относятся к двигателям с ненапряженной коммутацией, а большие значения — к двигателям большой реактивной э. д. с. В последнем случае требуется более тщательно изготовлять двигатели и более точно настраивать коммутацию.

Принятому соотношению глубины и ширины паза соответствует рациональное соотношение между шириной паза и шириной зубца [59], вытекающее из уравнения (124). При ширине $b_п$ паза, суммарной толщине $b_и$ изоляции по его ширине, высоте a меди одной стороны катушки и плотности тока $j_я$ в катушке линейная нагрузка

$$A = \frac{200a(b_п - b_и)}{t_1} j_я \ a/см;$$

фактор нагрева

$$Aj_я = \frac{200a(b_п - b_и)j_я^2}{t_1};$$

плотность тока в обмотке якоря

$$j_я = \sqrt{\frac{Aj_я t_1}{200a(b_п - b_{из})}}.$$

Из этих соотношений линейная нагрузка

$$A = \sqrt{\frac{200a(b_п - b_и)Aj_я}{t_1}}.$$

Индукция в зазоре может быть представлена в виде

$$B_б = B_z \frac{t_2 - b_п}{t_1}.$$

Для заданных значений фактора нагрева и индукции в зубцах, глубины паза и высоты меди проводника произведение

$$B_б A = \sqrt{\frac{200a(b_п - b_и)Aj_я}{t_1}} B_z \frac{t_2 - b_п}{t_1}$$

должно быть максимальным.

Определив максимум переменной b_n, получим

$$b_n = \frac{t_2+2b_{из}}{3}. \qquad (129)$$

В связи с необходимостью применения медных проводников стандартных размеров действительные значения ширины паза несколько отличаются от полученных по соотношению (129).

Толщина изоляции с учетом монтажного зазора зависит от напряжения на коллекторе и предварительно определяется из выражения

$$b_и = 0{,}4 \cdot n + b'_и \text{ мм},$$

где n — число проводников по ширине паза;

$b'_и$ — суммарная толщина корпусной изоляции по ширине паза.

Ниже приведены значения $b'_и$ в зависимости от напряжения на коллекторе:

Напряжение на коллекторе в *в*	500—800	800—1200	1200—2000	2000—3000
$b'_и$ в *мм*	2,0	2,5	3,0	4,0

Приведенные данные о толщине изоляции относятся к двигателям с опорно-осевым подвешиванием. В двигателях с опорно-рамным подвешиванием вследствие меньшего воздействия динамических усилий имеется возможность несколько уменьшить толщину изоляции.

При выборе соотношений размеров паза проверяют также величину реактивной э. д. с. e_p по формуле

$$e_p = \frac{8 i_я u_к w_c^2 \lambda_c l_я v_к}{b_{эк}} 10^{-8} \text{ в}, \qquad (130)$$

где λ — коэффициент проводимости потоков рассеяния паза; $\lambda \approx 3 \div 4$. Меньшее значение λ принимают при небольшой величине отношения глубины паза к его ширине.

Полученные значения не должны при предварительном расчете превышать 3,5—4 *в* в номинальном режиме.

§ 21. РАСЧЕТ МАГНИТНОЙ ЦЕПИ

После определения основных размеров якоря и остова, а также выбора параметров обмотки якоря и скорости его вращения в номинальном режиме производят расчет магнитной цепи двигателя и уточняют по данным этого расчета размеры отдельных участков магнитопровода. В процессе расчета магнитной цепи методом последовательных приближений добиваются наиболее оптимальных соотношений размеров якоря и остова полюсов и полюсных катушек. При этом каждый элемент конструкции разрабатывают так, чтобы наиболее рационально использовать обмоточное пространство и осевые размеры двигателя. Кроме того, вычерчивают эскиз магнитной цепи в масштабе 1 : 1, на который тщательно наносят расчетные размеры с учетом конструктивных и технологических соображений. Обычно наибольшие затруднения возникают при размещении катушек главных полюсов, что часто заставляет принимать не вполне технологические конструктивные решения. Так, для четырехполюсных двигателей в связи с этим приходится обычно применять остов многогранной формы.

Расчет магнитной цепи обычно производят в следующем порядке.

По номинальному значению основного магнитного потока в зазоре

$$\Phi_н = \frac{0{,}96U \cdot 60a \cdot 10^8}{pNn_н} \text{ мкс} \qquad (131)$$

и принимаемым или известным сечениям магнитопровода определяют индукцию на отдельных участках магнитной цепи (воздушный зазор, зубцы якоря, спинка якоря, полюс и ярмо), а по индукции и размерам участков находят их магнитное напряжение. Поскольку двигатель симметричен, расчет ведут для одного полюса. Расчетные данные магнитной цепи сводят в таблицу, подобную табл. 8.

Таблица 8

Участок магнитной цепи	Поток в *мкс*	Сечение в *см*²	Индукция в *гс*	Напряженность магнитного поля в *а/см*	Длина в *см*	Н. с. на полюс
Зазор	$\Phi_н$	S_δ	B_δ	—	δ	F_δ
Зубцы якоря	$\Phi_н$	$S_{z^1/_3}$	$B_{z^1/_3}$	H_z	h_z	F_z
Спинка якоря	$\Phi_н$	$S_я$	$B_я$	$H_я$	l_a	$F_я$
Зубцы компенсационной обмотки	$\sigma_1\Phi_н$	$S_{zк}$	$B_{zко}$	$H_{zко}$	$h_{Ко}$	$F_{zко}$
Полюс	$\sigma_2\Phi_н$	$S_{гп}$	$B_{гп}$	$H_{гп}$	$h_{гп}$	$F_{гп}$
Выход из полюса в ярмо	$\sigma_2\Phi_н$	$S_{вых}$	$B_{вых}$	$H_{вых}$	$l_{вых}$	$F_{вых}$
Ярмо	$\sigma_2\Phi_н$	$S_{яр}$	$B_{яр}$	$H_{яр}$	$l_{яр}$	$F_{яр}$

Индукцию на участках магнитопровода для тяговых двигателей в расчетном номинальном режиме, а также коэффициент рассеяния принимают согласно рекомендациям, данным выше. Сечение зазора

$$S_\delta = \alpha_p \tau l_я \text{ см}^2.$$

Средняя индукция в зазоре

$$B_\delta = \frac{\Phi_н}{S_\delta} \text{ гс}. \qquad (132)$$

Напряженность магнитного поля в зазоре

$$F_\delta = \frac{1}{\mu_0} B_\delta \delta K_\delta K_1, \qquad (133)$$

где μ_0 — магнитная проницаемость воздуха; $\mu_0 = 0{,}4\pi \approx 1{,}25$;
K_δ — коэффициент воздушного зазора;
K_1 — коэффициент, учитывающий неточность обработки; $K_1 \approx 1{,}03$.
Коэффициент

$$K_\delta = \frac{t_1 + 5\delta\left(1 + \frac{b_z}{b_n}\right)}{b_z + 5\delta\left(1 + \frac{b_z}{b_n}\right)}, \qquad (134)$$

где t_1 и b_z — зубцовое деление и ширина зуба по окружности якоря.

Сечения остальных участков магнитопровода можно определить из следующих соотношений.

Сечение зубцов якоря

$$S_{z\,1/3}=0{,}94b_{z\,1/3}Z_p\alpha l_я \ см^2;$$

сечение спинки якоря

$$S_я=0{,}94[D_я-(d_в+2h_п+n_к d_к\cdot 1{,}33)]l_я \ см^2,$$

где $d_в$ — диаметр внутреннего отверстия сердечника якоря;
$d_к$, $n_к$ — диаметр и число рядов вентиляционных каналов.

Сечение зубцов компенсационной обмотки

$$S_{zко}=\sum b_{zко}L_{гп}k' \ см^2,$$

где $\sum b_{zко}$ — суммарная ширина зубцов одного полюса в *см*. При сужающихся зубцах для расчета берут ширину $b_{zко}$ на расстоянии $^1/_3$, высоты зуба от его коронки;
k' — коэффициент заполнения, равный 0,94—0,96.

Сечение полюса

$$S_{гп}=b_{гп}L_{гп}k''k' \ см^2,$$

где k'' — коэффициент, учитывающий скосы углов полюса; $k''\approx 0{,}97$.

Сечение ярма

$$S_{яр}=k'b_{яр}L_{яр} \ см^2,$$

где $L_{яр}$ — осевая длина ярма; $L_{яр}\approx l_я+0{,}5\tau$ *см*;
$b_{яр}$ — толщина ярма в *см*.

При массивном ярме $k'=1$.

Сечение перехода от полюса к ярму (сечение выхода)

$$S_{вых}\approx 0{,}5(S_{яр}+S_{гп}) \ см^2.$$

Удельную напряженность магнитного поля стальных участков находят по кривой намагничивания $B(H)$ для соответствующего материала или по табличным данным, приведенным ниже. Задаваясь различными

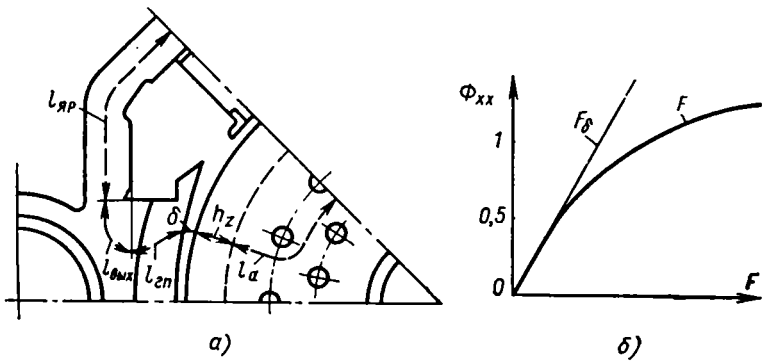


Рис. 54. Магнитная цепь главных полюсов и кривая намагничивания:
а — магнитная цепь; *б* — кривая намагничивания

значениями основного потока (обычно 0,5; 0,75; 1,0; 1,15; 1,25 от номинального), определяют зависимость $\Phi(F_{xx})$ и строят кривую намагничивания двигателя (рис. 54, *б*). При определении н. с. главного полюса некомпенсированных двигателей для компенсации размагничивающего влияния реакции якоря к полученному значению н. с. холостого хода прибавляют величину, составляющую 12—18% н. с. реакции якоря $F_{ря}$, причем бо́льшие значения относятся к четырехполюсным двигателям. Для компенсированных двигателей к полученному значению н. с. прибавляют величину, равную 5% н. с. реакции якоря.

У правильно рассчитанных некомпенсированных двигателей в номинальном режиме выдерживаются соотношения

$$\frac{F_\delta+F_z+F_я}{aF_{ря}} = 1{,}6 \div 2{,}3; \qquad (135)$$

$$\frac{F_{xx}}{F_\delta} = 1{,}6 \div 2{,}3. \qquad (136)$$

При этом большие значения относятся к двигателям, рассчитанным на большие напряжения.

§ 22. РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК ДВИГАТЕЛЯ

Магнитная характеристика. Расчет магнитной цепи двигателя позволяет определить необходимую н. с. холостого хода, обеспечивающую номинальное значение потока $\Phi_н$ и размеры отдельных участков магнитопровода. Для построения магнитной характеристики задаются несколькими значениями потока и по размерам магнитной цепи находят величину индукции, напряженность, н. с. для отдельных участков и всей цепи. Данные расчета для каждого значения потока сводят в таблицу, подобную

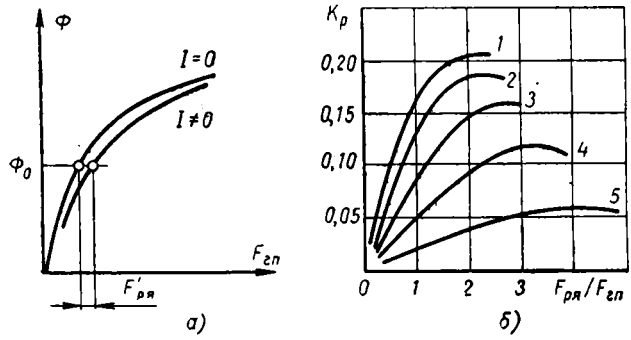


Рис. 55. Определение размагничивающего влияния реакции якоря:

а — характеристики холостого хода и нагрузочная; *б* — зависимость коэффициента размагничивания от отношения н. с. реакции якоря и главных полюсов при различной индукции в зубцах; *1* — $B_{z^1/3} = 2-2{,}5 \cdot 10^4$ *гс*; *2* — $B_{z^1/3} \approx 1{,}8 \cdot 10^4$ *гс*; *3* — $B_{z^1/3} \approx 1{,}5 \cdot 10^4$ *гс*; *4* — $B_{z^1/3} \approx 1{,}2 \cdot 10^4$ *гс*; *5* — $B_{z^1/3} \approx 0{,}8 \cdot 10^4$ *гс*

табл. 8. При расчете обычно задаются значениями потока, равными $0{,}5\Phi_н$; $0{,}74\Phi_н$; $\Phi_н$; $1{,}125\Phi_н$; $1{,}25\Phi_н$. Под данным таблицы строят характеристику намагничивания при холостом ходе $\Phi = \Phi(F_{xx})$.

Нагрузочные характеристики. При работе двигателя под нагрузкой размагничивающее влияние реакции якоря снижает магнитный поток. Степень размагничивания зависит от отношения н. с. возбуждения и реакции якоря. Необходимая н. с. главных полюсов при нагрузке (рис. 55, *а*)

$$F_{гп} = F_{xx} + F'_{ря}, \qquad (137)$$

где $F'_{ря}$ — н. с., необходимая для компенсации размагничивающего влияния реакции якоря.

Величину $F'_{ря}$ можно выразить через н. с. реакции якоря:

$$F'_{ря} = K_p F_{ря} = K_p \frac{A\tau}{2},$$

где K_p — степень размагничивания.

Степень размагничивания K_p определяется многими факторами (насыщенностью полюсных наконечников и зубцов якоря, точностью настройки коммутации и др.) и точно определить ее значение трудно. При практических расчетах пользуются кривыми (рис. 55, *б*), полученными опытным путем [25]. Задаваясь различными токами якоря, находят значение $F_{ря}$ и значение F_{xx} для различных потоков. По кривым (рис. 55, *б*) определяют величины K_p и $F'_{ря}$ и по данным расчета строят нагрузочные характеристики $\Phi(F_{гп})$.

Скоростные характеристики. Скорость вращения двигателя при постоянном напряжении

$$n = \frac{E}{C\Phi} = \frac{U - I\sum r}{\frac{pN}{60}\Phi \cdot 10^{-8}}. \qquad (138)$$

Задаваясь различными значениями тока I двигателя, находят падение напряжения в его обмотках и в месте контакта щеток $\Delta U_щ$:

$$I\sum r = I(r_я + r_{дп} + r_{ко}) + I\beta r_{ов} + \Delta U_щ, \qquad (139)$$

где β — коэффициент ослабления поля, для которого строят скоростную характеристику;

$r_я$, $r_{дп}$, $r_{ко}$, $r_{ов}$ — соответственно сопротивления обмоток якоря, дополнительных полюсов, компенсационной и возбуждения.

Величину потока определяют из нагрузочных характеристик. Данные расчета сводят в форму 2.

ФОРМА 2

I в *а*	$I\Sigma r$ в *в*	E в *в*	$I\beta$ в *а*	Φ в *мкс*	n в *об/мин*

По данным расчета строят зависимость $n = n(I)$. Этим методом можно выполнять расчет как для полного, так и для ослабленного поля. Так как такой расчет не очень точен и требует много времени, часто ограничиваются расчетом зависимости $n = n(I)$ только для полного поля, а скоростные характеристики при ослабленном поле получают пересчетом этой зависимости.

При пересчете задаются значением скорости на графике $n = n(I)$ полного поля для различных токов $I_{пп}$. Для тех же скоростей, но при ослабленном поле ток якоря

$$I_{оп} \approx \frac{I_{пп}}{\beta}.$$

По полученным данным строят скоростную характеристику при ослабленном поле. Указанный способ менее точен и используется при предварительных расчетах.

Для предварительных расчетов скоростных характеристик при полном и ослабленном поле можно использовать также способ, основанный на применении универсальной магнитной характеристики. При этом для

номинального коэффициента насыщения, полученного при электромагнитном расчете,

$$K_н = \frac{F_{xx}}{F_\delta}.$$

По универсальной магнитной характеристике (рис. 56) находят отношения отрезков

$$\frac{ac}{ab} = \frac{F_{xx}}{F_\delta} = K_н$$

и устанавливают относительные значения потока $\Phi_{отн}$ и н. с. $F_{отн}$ в номинальном режиме.

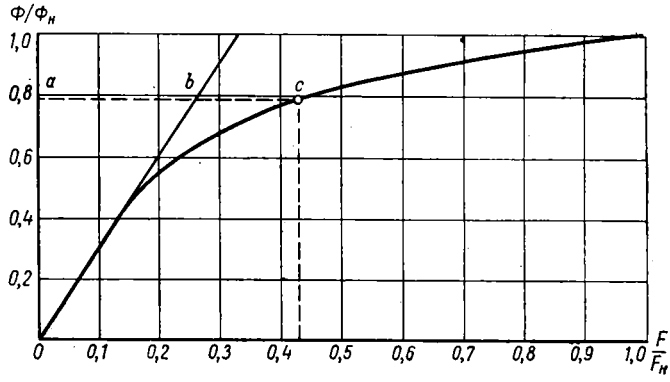


Рис. 56. К расчету характеристик $n(I)$ по универсальной магнитной характеристике $\frac{\Phi}{\Phi_n}\left(\frac{F}{F_н}\right)$

По относительным и номинальным значениям потока и н. с. главных полюсов определяют масштабы для потока

$$m_\Phi = \frac{\Phi_н}{\Phi_{отн}}$$

и н. с.

$$m_F = \frac{F_н}{F_{отн}}.$$

Задаваясь несколькими значениями коэффициента нагрузки двигателя, например $K_{нагр}=0{,}5$; 0,75; 1,25; 1,5, и определяя н. с. для этих точек

$$F_{xx}=K_{нагр}F_{xxн},$$

находят относительные значения н. с., соответствующие этим точкам:

$$F_{xx.отн} = \frac{F_{xx}}{m_F}.$$

По универсальной характеристике находят относительные значения потока $\Phi_{отн}$ и по ним определяют действительные потоки

$$\Phi_{xx}=m_\Phi\Phi_{отн}.$$

Далее можно производить расчет в обычном порядке.

К. п. д. Зависимость к. п. д. двигателя от тока якоря $\eta\eta(I)$ строится исходя из выражения

$$\eta = \frac{IU - \sum\Delta P}{IU}\,100\%.$$

Методика определения потери ΔP рассмотрена в гл. V.

Вращающий момент. Вращающий момент на валу двигателя определяется по следующей формуле, используя данные скоростной характеристики $n=n(I)$ и характеристики к. п. д. для различных коэффициентов ослабления поля:

$$M=0{,}974\frac{UI\eta}{n}\ кГ\cdot м.$$

По данным расчета строят характеристику $M=M(I)$.

Тяговые характеристики. При заданном диаметре колеса $D_б$ электровоза и выбранной передаче μ скорость электровоза определяют по формуле

$$v=\frac{\pi D_б n\cdot 60\cdot 10^{-3}}{\mu}\ км/ч.$$

По характеристике $n=n(I)$ рассчитывают зависимость $v(I)$. Используя характеристику $v=v(I)$ и $\eta=\eta(I)$, а также зависимость к. п. д. передачи $\eta_з$ от нагрузки, строят зависимость тягового усилия от тока двигателя $F=F(I)$, определяя тяговое усилие из выражения

$$F=\frac{367UI\eta\eta\cdot 10^{-3}}{v}\ кГ.$$

По данным расчета строят зависимости $F=F(I)$ и $F=F(v)$.

ГЛАВА V

НАГРЕВАНИЕ И ОХЛАЖДЕНИЕ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 23. ПОТЕРИ В ТЯГОВОМ ДВИГАТЕЛЕ

Современные тяговые двигатели постоянного и пульсирующего тока, как правило, выполняют высокоскоростными со сравнительно большими электромагнитными нагрузками. Это приводит, наряду с увеличением основных потерь, к появлению добавочных потерь в меди обмоток, в зубцах сердечника, бандажах и полюсных наконечниках.

В тяговых двигателях, питаемых пульсирующим током, возникают добавочные потери в проводниках обмоток в связи с повышением действующего значения тока, от вихревых токов, вызванных пульсацией магнитных полей, пронизывающих обмотки. В стальных элементах магнитопровода возникают потери от гистерезиса и вихревых токов, а также потери от вихревых токов, наведенных в отдельных деталях, которые находятся в сфере пульсирующих полей. Практикой установлено, что сумма добавочных пульсационных потерь в тяговом двигателе составляет 1—2% номинальной мощности.

Суммарные потери в тяговом двигателе с предельным использованием активных материалов достигают значительных величин и существенно влияют на его тепловую мощность. В общем случае тепловая мощность тягового двигателя зависит не только от его потерь, но также от характеристик изоляции обмоток и интенсивности вентиляции. При повышении мощности тяговых двигателей или при снижении их веса и размеров необходимо уменьшать потери в двигателях, например, применяя магнитные материалы с пониженными удельными потерями, улучшать теплопроводность и теплоотдачу изоляции обмоток, выбирать наиболее рациональные конструкции.

Для определения перегревов активных частей тягового двигателя необходимо знать потери мощности в этих частях. Потери чаще всего определяют для длительного режима работы двигателя.

При тепловом и вентиляционном расчете тяговых двигателей потери необходимо определять более тщательно и детально, чем при предварительном расчете двигателя. В этом случае важны не только общие потери мощности в двигателе $\sum\Delta P$, но и потери мощности в отдельных его частях. С особой тщательностью требуется определять дополнительные потери, которые при предварительном проектировании оценивают лишь ориентировочно.

Основные электрические потери в обмотках якоря. Потери мощности в обмотке якоря $\Delta P_{мя}$ определяют при температуре 110° С:

$$\Delta P_{мя}=I^2_{я.дл}r_я, \qquad (140)$$

где $I_{я.дл}$ — ток якоря, соответствующий длительному режиму работы двигателя;

$r_я$ — сопротивление обмотки якоря в нагретом состоянии. Для изоляции классов B, F и H оно должно быть отнесено к температуре 110° С.

При питании двигателя пульсирующим током потери, определенные для условий питания двигателя постоянным током, должны быть умножены на коэффициент увеличения основных потерь в меди:

$$k_{рм} = 1 + 0{,}5K_{nI}^2,$$

где K_{nI} — коэффициент пульсации тока.

Ниже приведены значения коэффициента увеличения основных потерь в меди $k_{рм}$ при различных коэффициентах пульсации тока K_{nI}:

K_{nI} в % . .	5	10	15	20	25	30	40	50	60
$k_{рм}$	1,001	1,005	1,015	1,020	1,031	1,045	1,080	1,125	1,180

Коммутационные потери. Эти потери вызваны вихревыми токами и неравномерностью распределения тока в поперечном сечении проводников якоря, расположенных в зоне коммутации.

Для определения коммутационных потерь необходимо знать коэффициент e, равный отношению длины неактивной части обмотки к длине ее активной части:

$$e = \frac{l_{ср} - l_я}{l_я}, \tag{141}$$

где $l_{ср}$ — средняя длина проводника в *см*.

Затем находят приведенную высоту проводника в *см*:

$$\xi = h_{пр}\sqrt{\frac{b_м f_{дл}\lambda_t}{b_п \cdot 2500}}, \tag{142}$$

где $b_м$ — общая толщина проводников по ширине паза, включая и межвитковую изоляцию, в *см*;

$h_{пр}$ — высота проводника в *см*; если стержень разделен по высоте, то должна браться суммарная высота;

$f_{дл}$ — частота перемагничивания якоря при длительном режиме;

λ_t — проводимость меди обмотки якоря при ожидаемом перегреве в *м/мм²·ом*;

$b_п$ — ширина паза в *см*.

После этого определяют коэффициент длительности коммутации

$$\mu = \frac{31p\left(u_к + \gamma - \frac{a}{p}\right)}{K\xi^2}, \tag{143}$$

где γ — число перекрытых щеткой коллекторных пластин.

Коэффициент коммутационных потерь

$$\psi = \frac{1{,}8}{2+\mu}. \tag{144}$$

Им определяется коэффициент $u_п$, характеризующий увеличение потерь в активной пазовой части меди проводников:

$$u_п = 1 + 0{,}425m^2\xi^2\psi, \tag{145}$$

где m — число слоев проводников, уложенных по высоте паза.

Далее определяют коэффициент Фильда:

$$K_{\Phi} = \frac{u_n + e}{1 + e} \tag{146}$$

и коммутационные потери

$$\Delta P_к = \Delta P_{мя}(K_{\Phi} - 1). \tag{147}$$

Потери в меди якоря от главного пазового поля. Эти потери возникают в том случае, если при вращении якоря магнитная индукция в его зубцах достигает 1600 *гс* и более и в пазах якоря появляется поперечное поле, особенно под краем полюсного башмака. При пересечении этим полем обмотки якоря в ее проводниках, занимающих различное положение по высоте, этой составляющей поля наводятся э. д. с. разной величины, вследствие чего в пазовой части проводников появляются вихревые токи.

Потери от этих токов при нагрузке двигателя вычисляют по эмпирической формуле

$$\Delta P'_{мя} = 1{,}5N \frac{h_{пр}^2}{b_п} f_{дл}^{1,5} F_{zдл} b_{пр} l_я \cdot 10^{-6}, \tag{148}$$

где $F_{zдл}$ — н. с. зубцового слоя на один полюс при длительном режиме;
$b_{пр}$ — ширина проводника в *см*.

Так как при холостом ходе поле не искажается реакцией якоря, то при определении потерь для этого режима в уравнении (148) коэффициент 1,5 можно опустить.

Таким образом, при нагрузке двигателя суммарные потери в меди обмотки якоря

$$\sum \Delta P_{мя} = \Delta P_{мя} + \Delta P'_{мя} + \Delta P_к \ вт. \tag{149}$$

Коммутационные потери и потери от главного пазового поля в тяговых двигателях достигают значительных величин и существенно влияют как на нагревание обмоток якорей, так и на к. п. д. двигателя. Из уравнений (142) и (148) видно, что наиболее эффективным способом снижения потерь является уменьшение высоты проводников обмотки якоря. Для этого применяют стержни, разделенные по высоте на два или три параллельных проводника, выполняют обмотки якоря с горизонтальным расположением проводников в пазах, а также используют транспозиции (см. рис. 192).

Обычно в современных тяговых двигателях (НБ-412М, НБ-406 и др.) каждый стержень обмотки разделяют на два проводника; высота каждого из них при этом не превышает 9 *мм*. Проводник изолируют отдельно для того, чтобы вихревой ток замыкался в его пределах. Добавочные потери в обмотке якоря такой конструкции составляют примерно 35% от добавочных потерь в обмотке с неразделенными стержнями. При делении стержней по высоте на три параллельных проводника добавочные потери уменьшаются до 20%. Но в практике такую конструкцию применяют редко (тяговый двигатель ТА0 649) из-за значительного снижения механической прочности проводников, усложнения конструкции и технологии изготовления обмотки и повышения ее стоимости.

Более широко применяется обмотка якоря с горизонтальным расположением стержней (тяговые двигатели НБ-418, НБ-414, НБ-420 и др.). При такой обмотке добавочные потери значительно снижаются. Кроме того, ее изготовление проще, чем обмотки с тремя параллельными проводниками в стержне.

Транспозицию проводников якоря применяют значительно реже (тяговые двигатели ДПЭ-400 и НБ-411). Для выполнения транспозиции

стержень на длине активной части рассекают на 2—3 части. Затем транспозиция может быть осуществлена или перекрещиванием, или скручиванием стержня. В обоих этих случаях получается контур, в котором взаимно компенсируются э. д. с. от пронизывающего потока и устраняются циркуляционные токи. При этом отдельные части стержня должны быть изолированы одна от другой. Чтобы добавочные потери не превышали 15% основных потерь обмотки, высота частей стержня $h_{пр}$ в *см* после его рассечения должна быть определена из выражения

$$h_{пр} = \frac{K}{\sqrt{f_я}},$$

где K — коэффициент, который берется в пределах 5,9—6,7, причем его величина в этих пределах тем меньше, чем короче лобовые части обмотки.

Потери в стали (магнитные потери). Потери в стали сердечника якоря $\Delta P_{ся}$ определяют для длительного режима работы в зависимости от марки стали из выражения

$$\Delta P_{ся} = K_c(p_z G_z + p_я G_я) \ вт, \qquad (150)$$

где G_z, $G_я$ — соответственно вес стали зубцов и спинки якоря;
p_z, $p_я$ — соответственно удельные потери в зубцах и в спинке якоря;
K_c — коэффициент потерь в стали.

Удельные потери для зубцов и спинки якоря находят раздельно по формуле

$$p = \left[0{,}044 f_{дл} + 5{,}6\left(\frac{f_{дл}}{100}\right)^2\right]\left(\frac{B}{10\,000}\right)^2 \ вт/кг. \qquad (151)$$

При определении потерь p_z для зубцов в формулу (151) вместо индукции B следует подставить индукцию $B_{z^{1/3}}$ в зубцах на $^1/_3$ их высоты, а если требуется найти потери $p_я$ для спинки якоря, вместо значения B необходимо подставлять индукцию $B_я$ в спинке якоря. Ниже приведены значения коэффициента K_c для различных марок стали.

Сталь	Э12	Э13	Э21	Э22
Коэффициент потерь K_c . .	2,7	2,55	2,4	2,25

При более точном определении потерь в стали сердечника якоря для некомпенсированных двигателей учитывают влияние искажения поля реакцией якоря. Уточненная величина потерь в стали

$$\Delta P'_c = C_н \Delta P_c \ вт, \qquad (152)$$

где $C_н$ — коэффициент, учитывающий искажение поля.

Коэффициент

$$C_н = \sqrt{1 + \alpha \frac{F_{ря}}{F_в}},$$

где $F_в$ и $F_{ря}$ — н. с. возбуждения и н. с. реакции якоря при длительном режиме.

По физической природе к потерям в стали относятся и некоторые добавочные потери. Так, при детальном определении добавочных потерь возникает необходимость расчета потерь в полюсных башмаках $\Delta P_{пов}$,

вызываемых зубцовыми пульсациями магнитного потока. Для некомпенсированных двигателей потери

$$\Delta P_{пов} = K\left(\frac{Zn}{10\,000}\right)^{1,5} \cdot \left[\frac{(K_\delta - 1)B_\delta t_1}{1000}\right]^2 \cdot \frac{2p\alpha\tau l_я}{10\,000}\ вт. \qquad (153)$$

В выражении (153) все размеры даны в сантиметрах. Все переменные величины в выражении (153) отнесены к длительному режиму. Ниже приведены значения коэффициента K, зависящего от толщины листов сердечника.

Толщина листов сердечника в *мм*	0,5	1,0	1,5	2,0
Коэффициент K	1,5	2,8	4,0	5,2

Потери $\Delta P_{пов}$ в компенсированных двигателях находят из выражения

$$\Delta P_{пов} = \left(\frac{Zn}{10\,000}\right)^{1,5} \cdot \left[\frac{(K_\delta - 1)B_\delta t_1}{1000}\right]^2 \frac{2pl_{гп}b_{гко}Z_{ко}}{10\,000}\ вт, \qquad (154)$$

где $Z_{ко}$ — число зубцов компенсационной обмотки.

При этом коэффициент воздушного зазора K_δ должен учитывать зубцовое строение не только якоря, но и полюса.

К дополнительным потерям относят и потери в металлических проволочных бандажах, которые по природе также близки к потерям в стали. Потери в бандажах

$$\Delta P_б = D_я m_б p^2 d_б \left(\frac{n}{100}\right)^2 \cdot \left(\frac{B_\delta}{1000}\right)^2 l_б \cdot 10^{-4}\ вт, \qquad (155)$$

где $m_б$ — число бандажей;

$d_б$ — диаметр бандажной проволоки в *см*;

$l_б$ — ширина бандажа в одной канавке в *см*.

Для того чтобы предотвратить распаивание бандажей, спаянных оловом, при номинальном режиме работы в двигателях с независимой вентиляцией отношение потерь в бандажах к их поверхности должно быть не более 0,5 *вт/см*^{2}.

Несмотря на то, что для расчета дополнительных пульсационных потерь в стали двигателей пульсирующего тока разработано несколько методик, результаты расчетов по ним недостаточны. Поэтому обычно при проектировании эти потери не рассчитывают.

Потери в полюсных катушках. Определение потерь в обмотках полюсов и компенсационных обмотках аналогично с определением потерь в якоре. В некоторых случаях катушки главных полюсов имеют переменное сечение меди вследствие фрезерования скосов. В этом случае потери в катушках главных полюсов определяют по формуле

$$\Delta P_{мгп} = I^2 \beta_п^2 r_{гп} k_{ск}, \qquad (156)$$

где $\beta_п$ — коэффициент, учитывающий постоянную шунтировку обмотки главных полюсов;

$k_{ск}$ — коэффициент, учитывающий увеличение сопротивления катушек главных полюсов вследствие уменьшения сечения витков обмотки при фрезеровании скосов;

$r_{гп}$ — сопротивление обмотки возбуждения при температуре 110° С.

Коэффициент

$$k_{ск} = \frac{w_{гп} - w_{ск}}{w_{гп}} + \frac{w_{ск} q_{гп}}{w_{гп} q_{ск}}, \qquad (157)$$

где $w_{гп}$ и $w_{ск}$ — полное число витков катушки и число витков катушки со скосом;

$q_{гп}$ и $q_{ск}$ — поперечное сечение нескошенных витков и среднее сечение скошенных витков.

Сопротивление рассчитано при предположении, что все витки катушки имеют поперечное сечение $q_{гп}$.

Для тяговых двигателей пульсирующего тока основные потери в меди катушек дополнительных полюсов и компенсационной обмотки должны быть умножены на коэффициенты увеличения потерь, приведенные выше. В обмотке главных полюсов увеличение потерь практически незначительно, так как обмотка зашунтирована активным шунтом и пульсация тока в ней мала.

Потери на коллекторе. Переходные (электрические) потери на коллекторе

$$\Delta P_{кэ} = \Delta U_{щ} I \approx 2I \text{ вт}. \qquad (158)$$

Механические потери на коллекторе от трения щеток

$$\Delta P_{ктр} = 9{,}81 S_{щ} v_{к} p f_{трщ} \text{ вт},$$

где $S_{щ}$ — суммарная площадь всех щеток двигателя в *см*²;

$v_{к}$ — окружная скорость коллектора в *м/сек*;

p — давление в *кГ/см*²;

$f_{трщ}$ — коэффициент трения щеток.

Механические потери в подшипниках. Механические потери в подшипниках определяют из выражения

$$\Delta P_{мех} \approx 2IU \cdot 10^{-3} \text{ вт}.$$

Раздельное определение добавочных потерь $\Delta P_{д}$ не всегда необходимо. Чаще коммутационные потери, потери от главного пазового поля, потери в магнитных проволочных бандажах, поверхностные потери в полюсных башмаках учитывают на основании опытных данных в процентах от потерь холостого хода в активной стали двигателя:

$$\Delta P_{д} = K_{д} \Delta P_{c},$$

где $K_{д}$ — коэффициент дополнительных потерь.

Коэффициент дополнительных потерь $K_{д}$ для различных нагрузок согласно рекомендациям стандарта на тяговые двигатели принимают по приведенным ниже данным.

Ток нагрузки в процентах от номинального тока	20	60	80	100	130	160	200
Коэффициент дополнительных потерь $K_{д}$ в %	22	23	26	30	38	48	65

§ 24. ВЕНТИЛЯЦИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

От интенсивности вентиляции зависит теплорассеяние с нагретых поверхностей тягового двигателя и его установившаяся температура при одних и тех же потерях мощности, причем температура тем ниже, чем интенсивнее вентиляция.

Современные тяговые двигатели магистральных электровозов имеют независимую систему вентиляции. Это наиболее совершенная система, так как она обеспечивает подачу в двигатель постоянного количества охлаждающего воздуха, независимо от скорости движения электровоза. При независимой вентиляции сравнительно легко осуществлять регулирование количества воздуха, продуваемого через двигатель. Это может достигаться изменением производительности вентилятора, зависящей

от его напора и аэродинамического сопротивления вентиляционной системы двигателя.

Оптимальное количество воздуха, необходимого для охлаждения тягового двигателя, определяют с учетом того, что при более интенсивной вентиляции повышается длительный ток двигателя. Однако если расход воздуха превысит 2 *м*³/*мин* на 1 *квт* потерь, перегрев снижается уже незначительно вследствие того, что наступает так называемое насыщение двигателя воздухом.

Насыщение двигателя воздухом объясняется тем, что при очень больших скоростях воздух недостаточно обдувает нагретые поверхности и не успевает эффективно отводить тепло. Наилучшая теплоотдача имеет место при завихрениях, образующихся у обдуваемых поверхностей, приобретающих устойчивый характер при определенных скоростях воздуха. Поэтому при дальнейшем увеличении объема и скорости воздуха это состояние нарушается, и теплоотдача повышается незначительно. Например, в тяговом двигателе НБ-412М при увеличении объема охлаждающего воздуха на 25% по сравнению с номинальным снижается перегрев обмоток якоря и главных полюсов на 5° С, а обмотки дополнительных полюсов — только на 2° С. Уменьшение объема охлаждающего воздуха на 25% от номинального приводит к повышению перегрева обмотки якоря на 11° С, а полюсных обмоток — на 9° С. Таким образом, повышение объема воздуха, продуваемого через двигатель, выше известного предела незначительно увеличивает длительную мощность двигателя, но при этом значительно повышается расход энергии на вентиляцию.

Из табл. 3 видно, что количество воздуха, продуваемого через электродвигатели, составляет 2,3—3 *м*³/*мин* на 1 *квт* потерь в длительном режиме и 2,1—2,7 *м*³/*мин* при часовом режиме.

Мощность, потребляемая вентилятором, растет пропорционально расходу воздуха в третьей степени, который надо выбирать в зависимости от потерь мощности в двигателе.

Расход воздуха Q в *м*³/*мин*, необходимый для охлаждения тягового двигателя,

$$Q = \frac{60\sum\Delta P_{дл}K_o}{C\Delta\tau}, \qquad (159)$$

где $\sum\Delta P_{дл}$ — полные потери в длительном режиме в *вт*;

K_o — коэффициент неравномерности обдувания, равный для двигателей с независимой вентиляцией 1,3;

C — теплоемкость воздуха, равная 1,2 *квт*/(*м*³·*град*);

$\Delta\tau$ — перегрев вентилирующего воздуха, среднее значение которого для двигателей с продувкой принимают равным 22,5° С.

На практике уравнением (159) пользуются сравнительно редко. При проектировании тяговых двигателей, как правило, стремятся использовать для их охлаждения существующие конструкции вентиляторов. Удельный расход воздуха в современных тяговых двигателях должен быть в пределах 2—2,5 *м*³/*мин* на 1 *квт* потерь мощности.

Движение охлаждающего воздуха в тяговых двигателях, как правило, осуществляется двумя параллельными потоками. Один из них поступает в коллекторную камеру, проходит через вентиляционные каналы якоря и выходит из двигателя через отверстия в подшипниковом щите. Второй воздушный поток, омывая рабочую поверхность коллектора и наружную поверхность якоря, проходит через воздушный зазор и межкатушечное пространство и выходит из двигателя через отверстия в торцовой стенке остова или через отверстия в подшипниковом щите со сторо-

ны, противоположной коллектору. В правильно спроектированном тяговом двигателе первый поток внутри якоря должен составлять не менее 25—35% общего количества охлаждающего воздуха. Так, например, по опытным данным в тяговом двигателе НБ-412М через каналы якоря проходит 26% охлаждающего воздуха, через воздушный зазор — 33% и через межкатушечное пространство — 41%.

Для определения давления (напора), под действием которого воздух проходит через двигатель, необходимо найти сечения отдельных участков

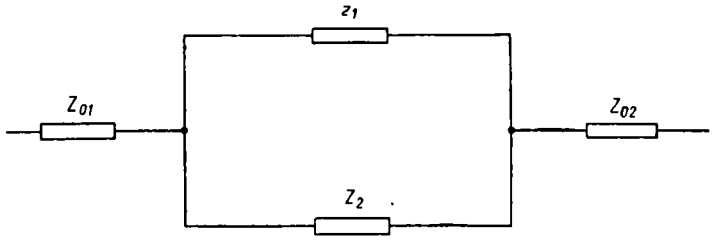


Рис. 57. Принципиальная схема воздухопроводов тягового двигателя

воздухопровода. Их соотношения позволяют определить аэродинамическое сопротивление двигателя или аэродинамическую постоянную его воздухопроводов, зависящую преимущественно от соотношения их сечений.

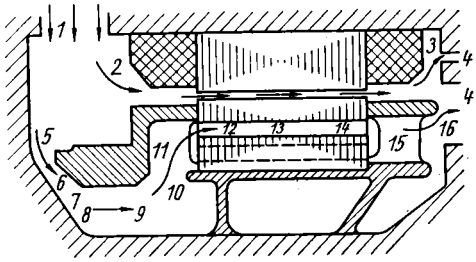


Рис. 58. Воздухопроводы тягового двигателя

Принципиальная схема воздухопроводов тягового двигателя представлена на рис. 57. При параллельной вентиляции воздух сначала движется одним потоком; на этом участке воздушный поток преодолевает аэродинамическое сопротивление Z_{01}. Затем поток разделяется на две струи, преодолевающие сопротивления Z_1 или Z_2. На выходе со стороны, противоположной коллектору, обе струи снова образуют общий поток с сопротивлением Z_{02}.

Полное аэродинамическое сопротивление тягового двигателя при такой схеме

$$Z = Z_{01} + \frac{Z_1 Z_2}{(\sqrt{Z_1} + \sqrt{Z_2})^2} + Z_{02}. \qquad (160)$$

Необходимый напор в коллекторной камере

$$H = ZQ^2 \text{ мм вод. ст.} \qquad (161)$$

К вентиляционному расчету приступают после разработки конструкции тягового двигателя. Расчет производят в такой последовательности.

1. Пользуясь чертежами, определяют особенности отдельных участков воздухопроводов и их сечения.

2. Выполняют эскиз воздухопроводов двигателя (рис. 58) и их принципиальную схему.

3. В соответствии с эскизом воздухопроводов и их схемой определяют аэродинамическую постоянную двигателя. Для этого надо составить таблицу, подобную табл. 9. При этом следует иметь в виду, что коэффициент

Таблица 9

Номер участка на рис. 58	Участок	Площадь поперечного сечения участка S_i в $м^2$	Характеристика участка	Коэффициент сопротивления $\xi \cdot 10^3$	$S_i^2 \cdot 10^4$ в $м^4$	$\frac{\xi}{S_i^2}$
			Общий поток			
1	Входное отверстие	0,104	Потеря динамического напора	62	108	5,74
						$Z_{01} = 5,74$
			Поток, проходящий между катушками			
2	Вход в межкатушечное пространство	0,0392	Отверстие с открытыми краями	35	15,3	23
3	Выход в заднюю камеру	0,0392	Потеря динамического напора	62	15,3	40,5
						$Z_1 = 63,5$
4	Вход и выход в выхлопные отверстия	0,1464	Отверстие с открытыми краями и потеря динамического напора	92	214	4,3
						$Z_{02} = 4,3$
			Поток, проходящий внутри якоря			
5	Вход под коллекторную втулку	0,0332	Отверстие с острыми краями и поворот на 90°	100	110	90,09
6	Вход с сужением в камеру нажимного конуса	0,0363	$\frac{0,0363}{0,0503} = 0,722$ — сужение	11,6	13,2	8,8
7	Поворот воздухопровода на $\alpha = 135°$	0,0363	$\alpha = 135°$	32	13,2	24,3
8	Камера нажимного конуса	0,0476	$\frac{0,0363}{0,0476} = 0,77$ — расширение	3,5	22,65	1,54
9	Вход во втулку коллектора	0,0331	$\frac{0,0331}{0,0475} = 0,695$ — сужение	12,5	10,95	11,4
10	Расширенная часть канала втулки коллектора	0,108	$\frac{0,0331}{0,108} = 0,306$ — расширение	30	116,8	2,57
11	Поворот воздухопровода на $\alpha = 90°$	0,108	$\alpha = 90°$	70	116,8	6
12	Суживающийся вход в якорные каналы	0,0318	$\frac{0,0318}{0,108} = 0,294$ — сужение	26,3	10,1	26
13	Якорные каналы	0,0318	$6,25 \frac{l_d}{d_к}$	91,4	10,1	90,5
14	Выход из якорных каналов с расширением потока	0,0318	$\frac{0,0318}{0,108} = 0,294$ — расширение	31	10,1	30,7
15	Вход в каналы обмоткодержателя	0,1165	$\frac{0,0318}{0,1165} = 0,294$ — расширение	33,5	136	2,46
16	Выход в кольцевое пространство	0,143	Потеря динамического напора	62	204,5	3,04
						$Z_2 = 297,4$

выходного сопротивления $\xi_a = 62 \cdot 10^{-3}$, а величина коэффициента входного сопротивления может быть принята при выступающих краях входного отверстия $\xi_в = 62 \cdot 10^{-3}$, при прямоугольных краях $\xi_в = 30 \cdot 10^{-3}$ и закругленных краях $\xi_в = (12{,}5 \div 0) \cdot 10^{-3}$. Коэффициенты сопротивлений $\xi_в$ для резкого расширения воздухопроводов можно определять по графику, данному на рис. 59.

Если канал постоянного сечения имеет поворот, то на его преодоление потребуется напор воздуха, пропорциональный коэффициенту сопротивления ξ_a, равному для углов 135° и 90° соответственно $32 \cdot 10^{-3}$ и $70 \cdot 10^{-3}$. Падение напора в вентиляционных каналах сердечника якоря

$$h_z = 6{,}25 \frac{l_я}{d_к} v^2 \cdot 10^{-3}, \qquad (162)$$

где $d_к$ — диаметр канала в *см*;
v — скорость движения воздуха в канале в *м/сек*.

Зная отношение $\frac{\xi}{\zeta_i^2}$, подсчитывают сопротивления Z_{01}, Z_1, Z_2, Z_{02}.

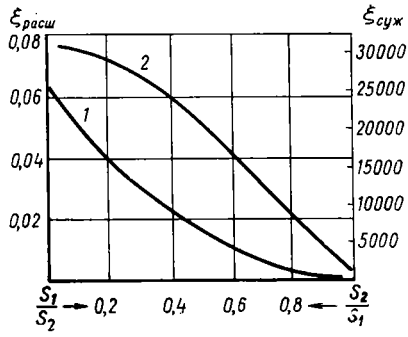


Рис. 59. Частичные потери напора при расширении и сужении каналов:
1 — $\xi_{расш} = f_1\left(\frac{S_1}{S_2}\right)$;
2 — $\xi_{суж} = f_2\left(\frac{S_2}{S_1}\right)$

4. По уравнению (160) находят аэродинамическое сопротивление всего двигателя.

5. Принимают или рассчитывают по уравнению (159) полный расход воздуха в двигателе.

6. По уравнению (161) подсчитывают необходимый напор в коллекторной камере.

7. Находят соотношение между количеством воздуха, протекающего в якоре, и количеством воздуха, проходящего через межкатушечное пространство, по формуле

$$\frac{Q_1}{Q_2} = \frac{\sqrt{Z_1}}{\sqrt{Z_2}} = A. \qquad (163)$$

8. Определяют количество воздуха, протекающего внутри якоря:

$$Q_1 = \frac{1}{A+1} Q; \qquad (164)$$

количество воздуха, протекающего в межкатушечном пространстве,

$$Q_2 = \frac{A}{A+1} Q. \qquad (165)$$

§ 25. НАГРЕВАНИЕ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ И ИХ ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ

Условиями нагревания в значительной мере определяется использование тяговых двигателей. Неточная оценка условий нагревания может привести к недостаточному использованию мощности или при чрезмерном перегревании обмоток к преждевременному старению изоляции и сокращению срока службы тяговых двигателей. Поэтому большое значение имеют: правильный расчет нагревания двигателей и контроль их темпера-

туры в эксплуатации; определение перегрева обмоток для длительного режима, наиболее близкого к длительным эксплуатационным нагрузкам.

При неизменном режиме работы двигателя процесс нагревания его обмоток описывается кривой $\tau=\tau(t)$, имеющей характер экспоненты асимптотически приближающейся к кривой температуры длительного перегрева $\tau_{дл}$. Если начальная температура перегрева $\tau_0=0$, т. е. температура обмоток равна температуре окружающего воздуха, то

$$\tau = \frac{\sum \Delta P}{B}\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \qquad (166)$$

где $\sum \Delta P$ — потери мощности, вызывающие нагрев обмотки, в *вт*;
B — теплоотдача обмотки в *вт/град*;
T — постоянная времени в *ч*.

Постоянная времени

$$T = \frac{A}{B}, \qquad (167)$$

где A — эквивалентная теплоемкость обмотки в *вт · ч/град*.

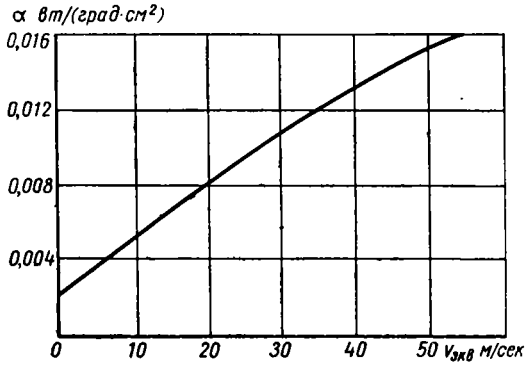


Рис. 60. Зависимость коэффициента теплопередачи двигателя от эквивалентной скорости

Из уравнения (166) видно, что при $t=T$ температура перегрева обмоток $\tau=0{,}63\tau_{дл}$, а при $t=4T$ $\tau=0{,}98\tau_{дл}$, т. е. при $t=4T$ температура перегрева обмоток практически устанавливается постоянной. Так как при $t>4T$ в длительном режиме $e^{-\frac{t}{T}} \approx 0$, то уравнение (166) имеет вид

$$\tau_{дл} \approx \frac{\sum \Delta P}{B}. \qquad (168)$$

Таким образом, при работе тяговых двигателей в длительном режиме все тепловые потери передаются охлаждающему воздуху, и наступает тепловое равновесие, перегревы обмоток остаются неизмененными, как бы долго они не работали. Нагревание обмоток при длительном режиме определяется их теплоотдачей

$$B=\alpha S, \qquad (169)$$

где S — поверхность обмотки, отдающая тепло, в *см*²;
α — коэффициент теплоотдачи в *вт/(град · см²)*.

Величина коэффициента теплоотдачи α зависит от скорости воздушного потока (*м/сек*) относительно обдуваемой поверхности и может быть определена из выражения

$$\alpha=\alpha_0(1+\sqrt{v_{экв}}), \qquad (170)$$

где α_0 — коэффициент теплоотдачи с необдуваемой поверхности обмоток; $\alpha_0=0{,}002$ *вт/(град · см²)*;
$v_{экв}$ — эквивалентная скорость воздуха в *м/сек*.

Но более точные значения коэффициента α для тяговых двигателей могут быть найдены по кривой, приведенной на рис. 60.

Для обмотки якоря скорость $v_{экв}$ может быть представлена как сумма векторов абсолютной скорости охлаждающего воздуха и окружной скорости якоря, которые в общем случае направлены одна относительно другой под углом, несколько меньшим 90°. Эта скорость может быть определена из выражения

$$v_{экв} = \sqrt{1{,}5\left(\frac{8Q}{D_я^2 - d_в^2}\right)^2 + v_я^2}, \qquad (171)$$

где $D_я$ и $d_в$ — наружный и внутренний диаметры якоря в *дм*.

Для полюсных катушек расчетная скорость охлаждающего воздуха

$$v_{экв} = \frac{8Q}{D_я^2 - d_в^2}. \qquad (172)$$

Так как тепло выделяется в меди обмоток, а отдается с их внешней поверхности, то при расчете перегревов меди обмоток необходимо учитывать теплопроводность изоляции

$$\Delta = \lambda S \ \text{т/град}, \qquad (173)$$

где λ — удельная теплопроводность изоляции в *вт/(град·см²)*;

S — поверхность, через которую проходит тепловой поток, в *см²*.

Удельная теплопроводность изоляции

$$\lambda = \frac{\Delta}{b_и}, \qquad (174)$$

где $b_и$ — эффективная толщина изоляции в *см*;

Δ — коэффициент теплопроводности материала изоляции в *вт/(град·см)*.

Величины коэффициента теплопроводности Δ и теплоемкости различных материалов, применяемых при изготовлении электрических машин, приведены в табл. 10.

Таблица 10

Материалы	Теплопроводность в *вт/(град · см)*	Теплоемкость в *вт-ч/(кг · град)*	Удельный вес	Материалы	Теплопроводность в *вт/(град · см)*	Теплоемкость в *вт-ч/(кг · град)*	Удельный вес
Медь	3,8	0,108	8,9	Миканит	0,0025	0,255	2,3
Электротехническая сталь	0,63* / 0,015	0,132* / 0,132	7,7* / 7,7	Асбест	0,002	0,288	2,1
Сталь	0,63	0,132	7,8	Пропиточный лак	0,0025	0,205	1,2
Электрокартон, пропитанный в масле	0,0025	0,416	1,15	Лакоткань	0,0021	0,47	1,2
Стеклоткань	0,009	0,235	2,25	Изоляция класса А	0,001	0,417	1,3
Слюда	0,0036	0,240	2,9	Изоляция класса В	0,0012	0,35	2,3
Микалента	0,0026	0,25	2	Изоляция класса Н (ориентировочно)	0,0014	0,35	2,5

* В числителе даны параметры, определенные вдоль листа стали в пакете, а в знаменателе — определенные поперек листа.

С учетом воздушных прослоек, имеющихся в якорных и полюсных катушках, расчетный коэффициент теплопроводности их изоляции обычно принимают равным 0,0013 *вт/(град·см)*. При подсчете толщины изоляции с учетом всех воздушных промежутков необходимо учитывать толщину витковой (внутренней) $b_{вн}$ и корпусной (наружной) $b_н$ изоляции:

$$b_и = b_н + b_{вн}. \tag{175}$$

При вертикальном расположении проводников в пазу толщина внутренней изоляции

$$b_{вн} = \frac{n}{4} b'_и \ см, \tag{176}$$

где $b'_и$ — толщина изоляции проводника, приходящаяся на обе его стороны, в *см*;

n — число слоев проводников, уложенных по ширине паза.

Толщина наружной изоляции

$$b_н = \frac{b_п - n \cdot b'_{пр}}{2} \ см. \tag{177}$$

При горизонтальном расположении проводников в пазу толщина изоляции

$$b_и = \frac{b_п - b_{пр}}{2} \ см, \tag{178}$$

где $b_{пр}$ — ширина неизолированного проводника.

Тепловой расчет тягового двигателя из-за сложности распределения тепловых и вентиляционных потоков является приближенным. Для более точной оценки тепловых показателей вновь проектируемого двигателя часто их сравнивают с опытными данными для тяговых двигателей, близких по размерам и исполнению к проектируемому.

Расчеты нагрева тяговых двигателей обычно производят по методам, разработанным д-ром техн. наук А. Е. Алексеевым и канд. техн. наук А. Б. Иоффе [1, 25].

Наиболее удобным является метод замещения тепловых схем электрическими, предложенный д-ром техн. наук А. Е. Алексеевым, так как позволяет наглядно представить процессы нагревания частей электродвигателя. Источники тепловой энергии при этом заменяются электрическими мощностями ΔP, а вместо удельной теплопроводности λ и теплоотдачи B в расчет вводят обратные им величины — термические сопротивления R_T.

Для упрощения расчета нагрева обмоток двигателей с независимой вентиляцией и сравнительно небольшой длиной сердечников считают, что:

1) нагрев той или иной части тягового двигателя зависит только от потерь в этой части и ее теплоотдачи;

2) температура меди обмотки якоря и полюсных катушек одинакова для всего объема меди в каждой из рассматриваемых обмоток;

3) температура сердечника якоря одна и та же для всего его объема, включая и зубцы;

4) коэффициент подогрева воздуха, вентилирующего двигатель, для всех воздушных путей двигателя один и тот же;

5) рассеивание тепла, передаваемого остову двигателя от полюсных катушек, осуществляется только с внешней поверхности остова.

Тепловой расчет якоря. Большая часть тепла, возникающего в меди обмотки якоря, передается сердечнику якоря и вместе с теплом, обусловленным магнитными потерями, рассеивается с наружной поверхности сердечника, а также с поверхности вентиляционных каналов, и отводится охлаждающим воздухом. Меньшая часть выделяемого тепла рассеивается лобовыми частями обмотки и обмоткодержателями.

Весь процесс установившегося режима якоря может быть представлен тепловой схемой, показанной на рис. 61 [21].

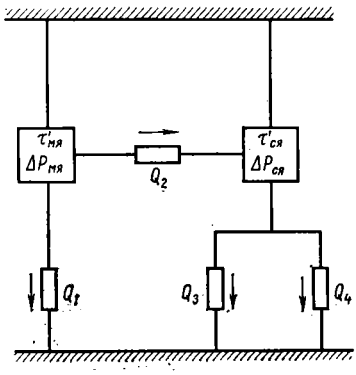


Рис. 61. Тепловая схема установившегося режима якоря

При этом приняты следующие обозначения:

$\Delta P_{мя}$ — полные потери в меди якоря;

$\Delta P_{ся}$ — потери в стали якоря;

$\tau'_{мя}$ и $\tau'_{ся}$ — средние превышения температур меди и стали над температурой вентилирующего воздуха;

Q_1 — часть тепла, выделяемого в меди якоря и передаваемого воздуху от лобовых частей обмотки;

Q_2 — часть тепла, выделяемого в меди и передаваемого стали якоря через стенки пазов;

Q_3 — часть тепла, передаваемого вентилирующему воздуху от наружной поверхности сердечника;

Q_4 — часть тепла, отдаваемая вентилирующему воздуху поверхностями вентиляционных каналов якоря.

Тепло

$$Q_1 = \alpha \pi D_я l_л \tau'_{мя}, \tag{179}$$

где $l_л$ — сумма вылетов передней и задней лобовых частей в *см*.

Часто принимают $l_л = 0{,}5\tau$, но при этом величина $l_л$ получается значительно заниженной (на 20—40%). Поэтому для тепловых расчетов величину $l_л$ рекомендуется принимать по чертежам или из расчета размеров якорных катушек.

Тепло

$$Q_2 = \lambda Z p' l_я (\tau'_{мя} - \tau'_{ся}), \tag{180}$$

где p' — расчетный периметр паза якоря в *см*; $p' = 2b_п + 2h_z$ для бандажного крепления и $p' = 1{,}38b_п + 2h_z$ для клинового крепления обмотки.

Тепло

$$Q_3 = \alpha \pi D_я l_я \tau'_{ся}. \tag{181}$$

Тепло

$$Q_4 = \frac{\alpha}{2} n_к d_к l_я \tau'_{ся}. \tag{182}$$

В соответствии с тепловой схемой (рис. 61) могут быть составлены следующие уравнения:

$$\left.\begin{aligned} \Delta P_{мя} &= Q_1 + Q_2; \\ \Delta P_{ся} + Q_2 &= Q_3 + Q_4. \end{aligned}\right\} \tag{183}$$

Подставив в уравнения (183) значения Q_1, Q_2, Q_3 и Q_4 и решив эту систему для $\tau'_{мя}$, после соответствующих преобразований получим

$$\tau'_{мя} = \frac{\Delta P_{мя}\left(1 + \frac{n_к d_к}{2D_я} + \frac{\lambda p'}{\alpha t_1}\right) + \Delta P_{ся}\left(\frac{\lambda p'}{\alpha t_1}\right)}{Z\left[(\alpha t_1 l_л + \lambda p' l_я)\left(1 + \frac{n_к d_к}{2D_я}\right) + \lambda p' l_л\right]}. \quad (184)$$

Превышение температуры меди якоря над температурой окружающего воздуха

$$\tau_{мя} = \tau'_{мя} + \tau_в, \quad (185)$$

где $\tau_в$ — среднее превышение температуры вентилирующего воздуха над температурой окружающего воздуха, которое может быть определено по кривой, представленной на рис. 62.

Тепловой расчет полюсных катушек. Точный тепловой расчет полюсных катушек более сложен, чем тепловой расчет якоря. Это объясняется большой зависимостью монолитности катушек от технологии их изготовления, а также тем, что теплоотдача от одной и той же изоляции с разных поверхностей катушек различна.

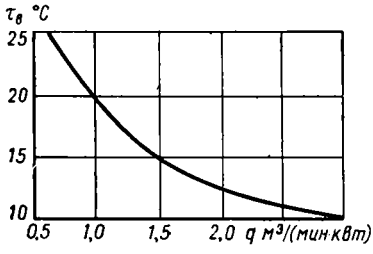


Рис. 62. Зависимость среднего перегрева вентилирующего воздуха от его удельного расхода

Тепловой расчет полюсных катушек производят в такой последовательности.

1. По выражению (172) определяют эквивалентную скорость воздуха, обдувающего катушки.

2. В зависимости от полученной скорости воздуха находят коэффициент теплоотдачи (рис. 60).

3. По уравнению (175) находят эквивалентную толщину изоляции.

Однако в этом случае толщину внутренней изоляции $b_{вн}$ определяют по формуле

$$b_{вн} = \frac{w}{10} b'_и, \quad (186)$$

где $b'_и$ — толщина межвитковой изоляции.

4. Находят удельную теплопроводность изоляции.

5. По чертежам (например, квадрату магнитной цепи тягового двигателя) определяют периметр катушки (рис. 63, *а* — *в*):

$$p = p_1 + p_2 + p_3 + p_4. \quad (187)$$

Для различных поверхностей катушек и их сопряжений с остовом и элементами полюсов коэффициенты теплопередачи разные, что учитывают коэффициентами приведения K_i этих поверхностей. Если поверхность катушки плотно прилегает к поверхности остова, то для нее $K_1 = 1$. Если же между этими поверхностями имеется пружинная рамка или если остов имеет цилиндрическую форму, в катушке сделаны выравнивающие клинья из изоляционного материала; при этом $K_1 = 0{,}2$, так как в таких условиях возникает значительное добавочное термическое сопротивление. Для боковых поверхностей катушек с горизонтальной намоткой $K_2 = 0{,}5$, а для катушек, намотанных на ребро, $K_2 = 0{,}2$. Для поверхности катушек, плотно укрепленных на полюсном наконечнике, коэффициент

$K_3 = K_1$. Для внутренней поверхности катушки, укрепленной на полюсе, коэффициент $K_4 = 1$.

6. После определения коэффициентов K_1, K_2, K_3 и K_4 находят приведенный периметр катушки в *см*:

$$p' = K_1 p_1 + K_2 p_2 + K_3 p_3 + K_4 p_4. \quad (188)$$

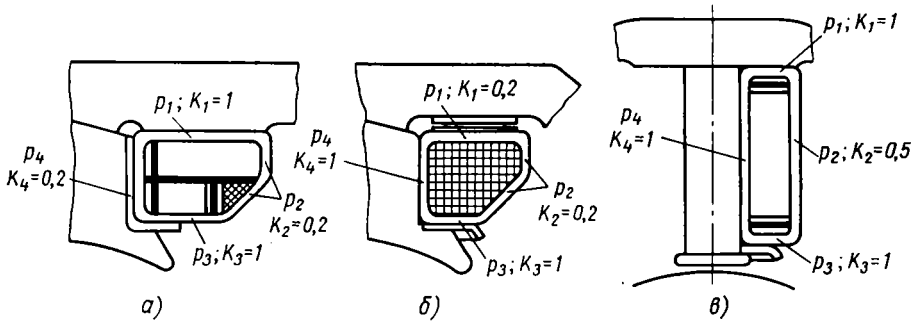


Рис. 63. К тепловому расчету полюсных катушек

7. Составляют уравнения при установившемся нагревании:

$$\Delta P_м = (\tau'_м - \tau'_c) p' \lambda l_{ср};$$
$$\Delta P_м = \alpha p l_{ср} \tau'_c, \quad (189)$$

где $l_{ср}$ — средняя длина витка катушки в *см*.

8. Решают уравнение (189) относительно $\tau'_м$; получают зависимость для определения превышения температуры меди катушек над температурой вентилирующего воздуха в °С:

$$\tau'_м = \frac{\Delta P_м \left(\frac{p'}{p} + \frac{\alpha}{\lambda} \right)}{\alpha p' l_{ср}}. \quad (190)$$

Превышение температуры меди катушки над температурой окружающего воздуха определяют по формуле (185).

По рассмотренной методике могут быть определены перегревы катушек главных и дополнительных полюсов. При этом в расчете используют данные проектируемой катушки.

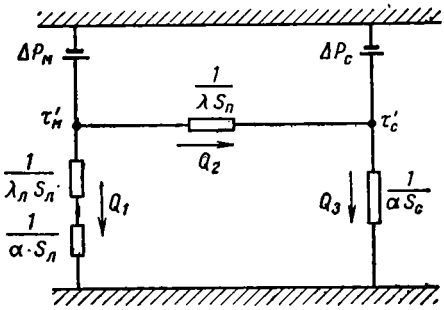


Рис. 64. Тепловая схема замещения компенсационной обмотки

Тепловой расчет компенсационной обмотки. Тепловая схема замещения для компенсационной обмотки показана на рис. 64 [22]. При этом приняты следующие обозначения:

$\Delta P_{мко}$ — потери в меди компенсационной обмотки при питании двигателя пульсирующим током, умноженным на коэффициент увеличения потерь;

ΔP_c — поверхностные потери в полюсных башмаках;

$\tau'_{мко}$ и τ'_c — средние превышения температуры меди и стали над температурой вентилирующего воздуха;

Q_1 — часть тепла, выделяемого в меди и отдаваемого вентилирующему воздуху от лобовых частей компенсационной обмотки;

Q_2 — часть тепла, выделяемого в меди и отдаваемого стали зубцового слоя через стенки пазов;

Q_3 — тепло, переходящее в вентилируемый воздух от поверхности стали зубцового слоя.

Тепло

$$Q_1 = \frac{\alpha\lambda_л S_л}{\alpha+\lambda_л}\tau'_м, \tag{191}$$

где $S_л$ — поверхность лобовых частей обмотки;

$\lambda_л$ — удельная теплопроводность лобовых частей.

Тепло

$$Q_2=\lambda S_п(\tau'_м-\tau'_с), \tag{192}$$

где $S_п$ — поверхность, от которой передается тепло обмотки к зубцовому слою.

Тепло

$$Q_3=\alpha S_с\tau'_с, \tag{193}$$

где $S_с$ — поверхность, от которой передается тепло зубцового слоя вентилирующему воздуху.

Согласно тепловой схеме (рис. 64)

$$\Delta P_м=Q_1+Q_2, \quad \Delta P_с=Q_3-Q_2. \tag{194}$$

Подставив в систему уравнений (194) значения Q_1, Q_2 и Q_3 и решив эту систему относительно $\tau'_м$, получим

$$\tau'_м=\frac{\Delta P_м\left(1+\frac{\alpha S_с}{\alpha S_п}\right)+\Delta P_с}{\frac{\alpha\lambda_л}{\alpha+\lambda_л}S_л\left(1+\frac{\alpha S_с}{\lambda S_п}\right)+\alpha S_с}. \tag{195}$$

Так как компенсационная обмотка обдувается тем же воздухом, как и наружная поверхность якоря, то коэффициент теплоотдачи α для обмотки можно принять таким же, что и для якоря. Удельную теплопроводность изоляции пазовой λ и лобовой $\lambda_л$ частей определяют по уравнению (174), а коэффициент теплопроводности принимают по табл. 10. Поверхность, передающую тепло от меди к стали, определяют из выражения

$$S_п=2pZ_{ко}(2h_{пко}+b_{пко})l_{гп}\ см^2, \tag{196}$$

где $h_{пко}$ и $b_{пко}$ — ширина и высота паза компенсационной обмотки.

При определении поверхностей $S_л$ и $S_п$ необходимо учесть неравномерность обдува и возможность образования «мертвых» зон со стороны, обратной направлению потока воздуха. Тогда для поверхности $S_с$, передающей тепло от стали зубцового слоя, получим

$$S_с=2p(Z_{ко}b_{zко}+2h_{пко})l_{гп}\ см^2. \tag{197}$$

Для поверхности, передающей тепло от лобовых частей, необходимо также учесть ее конструктивное исполнение. При наложении общей корпусной изоляции на все проводники в лобовых частях в пределах полюсного деления поверхность

$$S_л=1{,}1\pi D_я(2h_{пко}+Z_{ко}b_{пко})\ см^2. \tag{198}$$

При расслоении лобовых частей и наложении корпусной изоляции на каждый проводник, если зазор между ними не менее 5 *мм*, поверхность $S_л$ определяют следующим образом:

$$S_л = 0{,}75\pi D_я Z_{ко}(h_{пко} + b_{пко}) \ см^2. \qquad (199)$$

Среднее превышение температуры меди компенсационной обмотки над температурой окружающего воздуха определяют из выражения (195), прибавив к значению $\tau''_м$ среднюю температуру перегрева вентилирующего воздуха $\tau_в$. При использовании рассмотренной методики получается хорошая сходимость расчетных данных с опытными (—5÷÷—7° С).

Тепловой расчет коллектора. Удельный тепловой поток $(вт/см)^2$ от суммарных потерь в коллекторе, отнесенных к его активной поверхности,

$$A_к = \frac{\Delta P_к}{\pi D_к l_к}, \qquad (200)$$

где $\Delta P_к$ — суммарные потери на коллекторе от трения щеток и в щеточном контакте.

Превышение температуры коллектора над температурой вентилирующего воздуха

$$\tau_к = \frac{A_к}{\alpha_к}, \qquad (201)$$

где $\alpha_к$ — коэффициент теплоотдачи наружной поверхности коллектора, принимаемый в зависимости от его окружной скорости $v_к$ (рис. 65).

Так как в тяговых двигателях охлаждающий воздух входит со стороны коллектора, то превышение температуры коллектора над температурой окружающего воздуха $\tau_к = \tau'$.

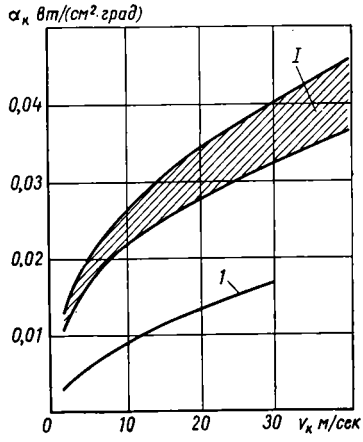


Рис. 65. Средние значения коэффициентов теплопередачи коллектора:

1 — зона для коллекторов со стальными деталями; *I* — кривая для коллекторов на пластмассе

Допустимое нагревание обмоток и методы контроля нагревания. Максимально допустимые в эксплуатации температуры перегревов обмоток тяговых двигателей, определенные методом сопротивления при температуре окружающей среды, не превышающей 40° С, ГОСТ 2582—66, приведены в табл. 1.

Срок службы изоляции зависит от класса ее нагревостойкости и от температурного режима работы. Его можно определить по эмпирической формуле

$$t = C \cdot l^{-\alpha\tau}, \qquad (202)$$

где t — срок службы изоляции в днях;

C и α — постоянные коэффициенты, определяемые опытным путем (табл. 11);

τ — температура в ° С.

Установлено, что основная причина выхода из строя изоляционных материалов — их тепловое старение, т. е. воздействие рабочих температур, которые вызывают в изоляции химические и некоторые физические процессы, ухудшающие ее механические свойства. По-видимому, основной причиной этого является растрескивание изоляции как следствие полимеризации или улетучивания некоторых ее компонентов. На старение изоляции оказывают влияние такие факторы, как окружающая тем-

пература, влажность, электрическое напряжение, механические вибрации, воздействие химически активных газов, характер режимов работы, загрязненность и т. д.

Допустимое нагревание устанавливают с учетом того, чтобы срок службы изоляции класса Н был в пределах 8—10 лет, а изоляции класса В — 4 — 5 лет. Поэтому при выборе весовых норм поездов не следует допускать превышения температуры, указанной в табл. 1, так как это приведет к снижению срока службы изоляции тяговых двигателей.

Поэтому большое значение приобретает непосредственный контроль нагревания обмоток тяговых двигателей в процессе их работы. Температуру обмоток главных и дополнительных полюсов можно сравнительно легко измерять известными методами.

Значительно более сложным является контроль температуры вращающегося якоря. Для этой цели на электровозах ВЛ60 была разработана и испытана система бесконтактного контроля температуры вращающихся якорей тяговых двигателей, в основу которой положен метод радиотелеметрии.

На рис. 66, *а* показана блок-схема системы, состоящей из передающего и приемного устройства. Передающую часть вместе с блоком питания располагают на ребрах корпуса коллектора на пути воздушного потока. Температурный датчик размещен в пазу якоря в зоне максимальных температур. Концы от датчиков подведены к передающей части. Приемная часть *Пр* системы установлена в кабине машиниста. Она связана с антенной передающей части кабелем РК-3.

Принципиальная схема передающей части системы

Таблица 11

Коэффициенты	Класс изоляции	
	В	Н
C	$420 \cdot 10^4$	$435 \cdot 10^4$
α	0,07	0,06

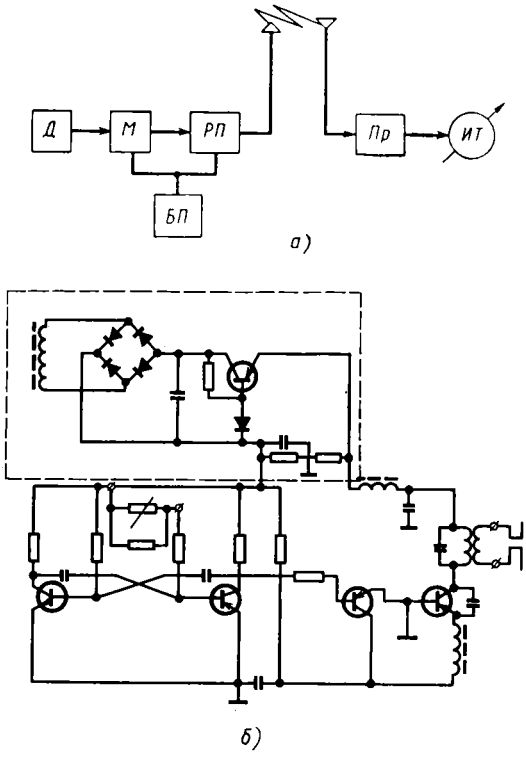


Рис. 66. Блок-схема и принципиальная схема передающей части радиометрической системы контроля температуры якоря и ее блока питания:

а — блок-схема; *б* — схема передающей части; *Д* — телеметрический датчик; *М* — модулятор; *РП* — радиопередатчик; *Пр* — приемник; *ИТ* — измеритель температуры; *БП* — блок питания

и ее блока питания показана на рис. 66, *б*. Генератором поднесущей частоты в передающей части системы служит транзисторная схема мультивибратора, собранного на кремниевых транзисторах. Температурный датчик (термосопротивление) включен последовательно с сопротивлением базы транзистора. Для модуляции сигналов радиопередатчика используют выходное напряжение генератора поднесущей частоты.

Антенна генератора выполнена из двух медных трубок — штырей диаметром 3 *мм*, длиной 300 *мм*, изогнутых по окружности.

Конструктивно передающая часть системы выполнена на плате размером 70×42 *мм* с помощью печатного монтажа. Для надежности монтажа все навесные элементы залиты эпоксидным компаундом и размещены в металлическом корпусе.

Питание мультивибратора и цепи коллектора высокочастотного генератора передающей части системы осуществляется двумя напряжениями постоянного тока раздельно. Источником питания являются специальные витки, заложенные в пазы якоря и вырабатывающие при его вращении э. д. с.

Для выпрямления и стабилизации переменной э. д. с. использована схема транзисторного компенсационного стабилизатора, основные элементы которого — кремниевый стабилизатор, используемый как источник опорного напряжения, и транзистор, играющий роль регулирующего и усилительного элемента. Схема стабилизирует под нагрузкой постоянное напряжение при изменении входного напряжения от 15 до 50 *в*. Для получения двух напряжений в схеме стабилизатора применен делитель напряжения на двух сопротивлениях.

Конструктивно блок питания ничем не отличается от передающей части системы и установлен на корпусе коллектора диаметрально противоположно передающей части.

В тяговом двигателе НБ-412М постоянное питание передающей части в пределах от маневровой скорости электровоза до максимальной обеспечивается тремя специальными витками, уложенными в пазы якоря с шагом $y=8$. Сигналы передающей части воспринимаются приемной частью, во входном устройстве которой применен ультракоротковолновой блок. С этого блока сигнал поступает на трехкаскадный усилитель промежуточной частоты. После усиления промежуточной частоты сигнал усиливается двумя усилителями напряжения и синхронизирует мультивибратор с частотой 1200 *гц*. Затем сигнал поступает на следующий мультивибратор. После мультивибратора сигнал прямоугольной формы подается на усилитель мощности и на счетчик импульсов, а потом — на измерительный прибор, проградуированный в °С. Для настройки приемной части на несущую частоту используют индикатор настройки. Источник питания собран на специальном трансформаторе. Напряжение на выходе стабилизировано.

Приемная часть рассчитана на питание переменным током частотой 50 *гц* напряжением 110, 127 и 220 *в*. При промышленных испытаниях электровоза ВЛ60-1499 установлено, что суммарная погрешность измерения температуры до 200° С составляет ±3% от верхнего предела измерения.

§ 26. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ТЯГОВОГО ДВИГАТЕЛЯ

В рассмотренных тепловых расчетах, а также при контрольных и типовых испытаниях тяговых двигателей определяют лишь среднюю температуру обмоток по изменению сопротивления. Такой метод далеко не полностью характеризует температурное состояние отдельных их частей, так как температура в различных точках обмотки существенно отличается от средней. Оценка только среднего перегрева ведет или к недостаточному использованию мощности двигателя, или к перегреву обмоток в отдельных местах выше допустимого предела для принятого класса

изоляции. Так, например, по данным тепловых исследований тягового электродвигателя НБ-412М разница между максимальными превышениями температур обмоток двигателя над температурой окружающей среды и средними, определяемыми по изменению сопротивления, составляет в часовом режиме для якорной обмотки 46° С, для обмотки главных полюсов 26° С, а в длительном режиме — соответственно 25 и 36° С [7].

В связи с указанным целесообразно рассмотреть расчетный метод [17], который позволяет определять не только средние превышения температур обмоток над температурой окружающего воздуха, но и максимальные превышения, так как, в конечном итоге, именно максимальная температура определяет срок службы изоляции, а следовательно, и срок службы электродвигателя. Этот метод расчета основан на решении дифференциальных уравнений теплопроводности, составленных для активных частей тягового электродвигателя (см. рис. 58).

Ниже даны методы теплового расчета якоря, главного и дополнительного полюсов. В их основу положены следующие общие допущения:

указанные основные узлы электродвигателя в тепловом отношении не зависимы один от другого;

изменение температуры подогрева воздуха по длине двигателя линейное и коэффициент пропорциональности может быть определен отношением суммарных потерь к общему расходу воздуха;

омические потери постоянны и не зависят от температуры;

они определяются коэффициентом электропроводности меди, взятым при средней температуре [42, 57];

коэффициенты теплоотдачи интегральные, полученные опытным путем, на тяговом электродвигателе [6]; те коэффициенты теплоотдачи, которые не были определены опытным путем, вычислялись при помощи известных критериальных зависимостей [41];

коэффициенты теплопроводности электротехнических материалов приняты по табл. 10.

Расчет якоря. На рис. 67 приведена конструктивная схема якоря. Из-за наличия коллектора двигатель не симметричен по длине. Поэтому рассматриваются три основных его участка:

$0 \leqslant x_1 \leqslant l_1$ — лобовая часть со стороны коллектора;

$0 \leqslant x_2 \leqslant l_2$ — пазовая часть;

$0 \leqslant x_3 \leqslant l_3$ — лобовая часть со стороны, противоположной коллектору.

В данном случае индексы 1, 2, 3, I, II и III обозначают номера участков; индекс *о* — обычное исполнение катушки (без скоса), индекс *в* — воздух.

Температура в поперечном сечении обмотки принята постоянной и равной средней температуре для данного сечения. Теплоотдача из пазовой части обмотки в воздушный зазор и в аксиальные каналы определяется тепловым сопротивлением

$$R = \frac{b_{u2}}{\lambda_u p_{u2}} + R_c,$$

где R_c — тепловое сопротивление между сталью якоря и охлаждающим воздухом;

$$R_c = \frac{1}{\alpha_к \frac{\pi d_к n_к}{Z} + \alpha_2 t_1 + \alpha_в K_{op} \frac{\pi d_в}{Z}};$$

p_{u2} — периметр обмотки, заложенной в пазу;

b_{u2} — толщина изоляции в пазу;

K_{op} — коэффициент оребрения.

Теплоотдачей с торцов сердечника якоря пренебрегают и изменение его температуры по длине не учитывают. Такое упрощение приводит к некоторому завышению расчетной температуры обмотки якоря (на 5—10%) по сравнению с известными методами расчета.

В результате принятых допущений задача сводится к одномерной. Температурное состояние рассматриваемых участков якоря описывается

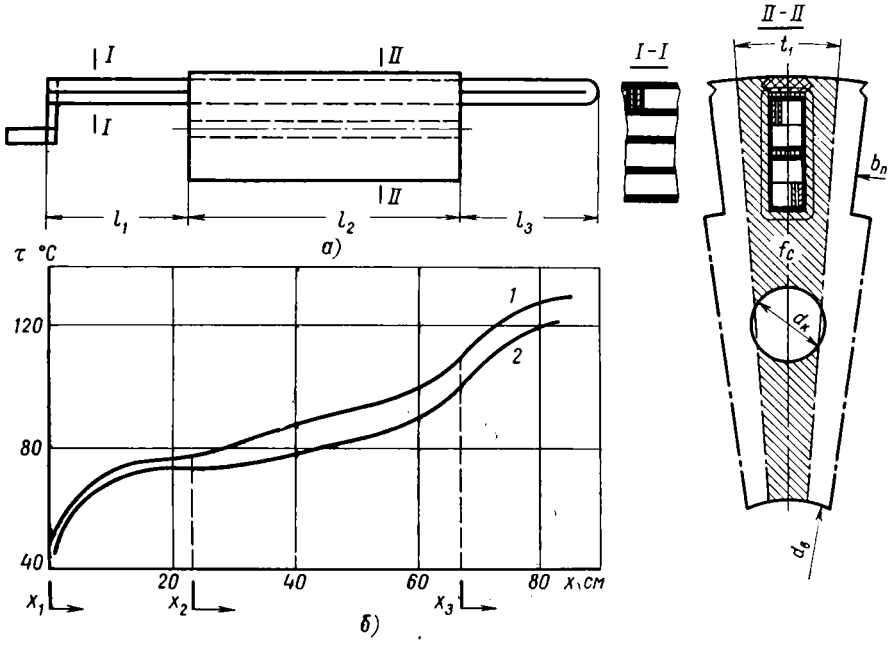


Рис. 67. К тепловому расчету якоря тягового двигателя НБ-412М:
а — конструктивная схема; *б* — зависимость перегрева якоря от его длины; *1* — расчетная кривая; *2* — опытная кривая

дифференциальными уравнениями. Для лобовой части со стороны коллектора

$$\frac{d^2\tau_1}{dx_1^2} - r_1^2\tau_1 + a_1 = 0, \tag{203}$$

где

$$r_1^2 = \frac{2K_1 b_n}{f_м \lambda_м}; \quad a_1 = \frac{q_м}{\lambda_м}; \quad K_1 = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{b_{u1}}{\lambda_u}}$$

$f_м$ — площадь поперечного сечения меди;
$q_м$ — выделение тепла в единице объема;
K_1 — коэффициент теплоотдачи;
$\lambda_м$ и λ_u — коэффициенты теплопроводности меди и изоляции.

Для пазовой части

$$\frac{d^2\tau_2}{dx_2^2} - r_2^2\tau_2 + a_2 + b_2 x_2 = 0, \tag{204}$$

где

$$r_2^2 = \frac{1}{f_м \lambda_м R}; \quad a_2 = \frac{q_м}{\lambda_м} + q_c R_c f_c r_2^2;$$

$$b_2 = \beta r_2^2; \quad \beta = \frac{\Sigma \Delta P}{1{,}1 Q} l_2.$$

Для лобовой части со стороны, противоположной коллектору,

$$\frac{d^2\tau_3}{dx_3^2} - r_1^2\tau_3 + a_3 = 0, \tag{205}$$

где

$$a_3 = a_1 + \beta l_2 r_1^2.$$

Температурное состояние участков описывается также граничными условиями.

При $x_1 = 0$ граничными условиями являются

$$\alpha_к F_к \tau_1 = \Delta P_к \lambda_м f_м Z \frac{d\tau_1}{dx_1};$$

при $x_1 = l_1 \mid x_2 = 0 \mid$

$$\tau_1 = \tau_2, \quad \frac{d\tau_1}{dx_1} = \frac{d\tau_2}{dx_2};$$

при $x_2 = l_2 \mid x_3 = 0 \mid$

$$\tau_2 = \tau_3, \quad \frac{d\tau_2}{dx_2} = \frac{d\tau_3}{dx_3};$$

при $x_3 = l_3$

$$\frac{d\tau_3}{dx_3} = 0.$$

Общее решение уравнений (203) — (205) имеет вид

$$\tau_1 = \frac{a_1}{r_1^2} + C_1 e^{r_1 x_1} + C_2 e^{-r_1 x_1}; \tag{206}$$

$$\tau_2 = \frac{a_2}{r_2^2} + \beta x_2 + C_3 e^{r_2 x_2} + C_4 e^{-r_2 x_2}; \tag{207}$$

$$\tau_3 = \frac{a_1}{r_1^2} + \beta l_2 + C_5 e^{r_1 x_3} + C_6 e^{-r_1 x_3}. \tag{208}$$

После подстановки выражений (206) — (208) в граничные условия получаем систему линейных алгебраических уравнений относительно постоянных интегрирования:

$$\begin{gathered}
\left(1 - \frac{\lambda_м f_м Z r_1}{\alpha_к F_к}\right) C_1 + \left(1 + \frac{\lambda_м f_м Z r_1}{\alpha_к F_к}\right) C_2 = \frac{\Delta P_к}{\alpha_к F_к} - \frac{a_1}{r_1^2}; \\
e^{r_1 l_1} C_1 + e^{-r_1 l_1} C_2 - C_3 - C_4 = \frac{a_2}{r_2^2} - \frac{a_1}{r_1^2}; \\
\frac{r_1}{r_2} e^{r_1 l_1} C_1 - \frac{r_1}{r_2} e^{-r_1 l_1} C_2 - C_3 + C_4 = \frac{\beta}{r_2}; \\
e^{r_2 l_2} C_3 + e^{-r_2 l_2} C_4 - C_5 - C_6 = \frac{a_1}{r_1^2} - \frac{a_2}{r_2^2}; \\
\frac{r_2}{r_1} e^{r_2 l_2} C_3 - \frac{r_2}{r_1} e^{-r_2 l_2} C_4 - C_5 + C_6 = -\frac{\beta}{r_1}; \\
e^{r_1 l_3} C_5 - e^{-r_1 l_1} C_6 = 0.
\end{gathered} \tag{209}$$

В результате численного решения системы уравнений (209) находим значения постоянных интегрирования. Подставив их в уравнения (206) — (208), получим функциональные зависимости распределения превышений температур по длине якоря.

На рис. 67 приведены расчетная кривая и опытные значения температур.

Расчет главного полюса. На рис. 68 приведена конструктивная схема катушки главного полюса. Лобовые части обмотки выполнены без скоса, поэтому находят распределение температур по высоте обмотки в двух сечениях: по лобовой части и по середине катушки.

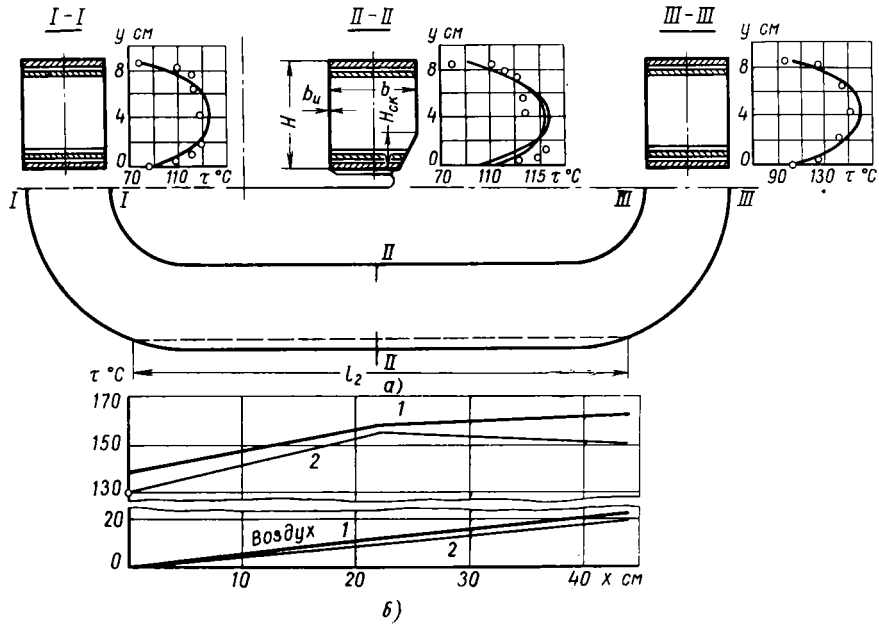


Рис. 68. К тепловому расчету катушек главных полюсов тягового двигателя НБ-412М:

а — сечение катушки и распределение перегрева в этих сечениях по высоте катушки; *б* — распределение перегрева в зависимости от длины катушки: *1* — расчетная кривая; *2* — опытная кривая

Коэффициент теплопроводности по высоте катушки

$$\lambda_y = \lambda_u \frac{H}{H - w_{гп} h_{пр}}. \tag{210}$$

Объемные удельные потери определяются следующим образом: для лобовых частей

$$q = q_м \frac{w_{г.п} h_{пр}}{H}; \tag{211}$$

для середины катушки

$$q_{ск}(y) = q \left(\frac{b_{пр}}{b_{ск} + \frac{b_{пр} - b_{ск}}{H_{ск}} \cdot} \right)^2. \tag{212}$$

при $0 \leqslant y \leqslant H_{ск}$

$q_{ок} = q$ при $H_{ск} \leqslant y \leqslant H$.

Превышение температуры обмотки определяют из выражения

$$\tau = \tau(y) + \beta x_2, \tag{213}$$

где $\tau(y)$ — изменение превышения температуры по высоте обмотки.

Таким образом, задача сводится к одномерной. Температурное состояние лобовых частей катушки определяется дифференциальным уравнением

$$\frac{d^2\tau}{dy^2} - r^2\tau + a = 0, \tag{214}$$

где

$$r^2 = \frac{K}{b\lambda_y}; \quad a = \frac{q}{\lambda_y} + \frac{A_c K_{II}}{b\lambda_y \alpha_2};$$

$$K = K_I + K_{II} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{b_u}{\lambda_u}} + \frac{1}{\frac{2H}{\alpha_2 B} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{b_u}{\lambda_u} + \frac{\delta_в}{\lambda_в}}; \tag{215}$$

$$\delta_c = \frac{2B}{\pi^2} + 2H\left(\frac{\pi^3}{96} - \frac{1}{\pi^2}\cdot\frac{B}{H}\right)$$

(H — высота катушки без корпусной изоляции; B — ширина сердечника полюса) и граничными условиями:
при $y=0$

$$K_o\tau = \lambda_y \frac{d\tau}{dy},$$

где

$$K_o = \frac{1}{\frac{2}{\alpha} + \frac{b_u}{\lambda_u}};$$

при $y=H$

$$K_u\tau = -\lambda_y \frac{d\tau}{dy}, \tag{216}$$

где

$$K_u = K_o.$$

Температурное состояние середины катушки описывается дифференциальными уравнениями. Для скошенной части катушки при $0 \leqslant y \leqslant H_{ск}$

$$\frac{d^2\tau_{ск}}{dy^2} + \eta\frac{d\tau_{ск}}{dy} - \mu\tau_{ск} + a_{ск} = 0, \tag{217}$$

где

$$\eta = \frac{b_{пр} - b_{ск}}{H_{ск}\left(b_{ск} + \frac{b - b_{ск}}{H_{ск}}y\right)};$$

$$\mu = \frac{K}{\lambda_y\left(b_{ск} + \frac{b_{пр} - b_{ск}}{H_{ск}}y\right)};$$

$$a_{ск} = \frac{q_{ск}(y)}{\lambda_y} + \frac{K_{II}A_c}{\left(b_{ск} + \frac{b_{пр} - b_{ск}}{H_{ск}}\right)\lambda_y\alpha_2}.$$

Для обычного исполнения катушки (без скоса) при $H_{ск} \leqslant y \leqslant H$

$$\frac{d^2\tau_o}{dy^2} - r^2\tau_o + a_o = 0, \tag{218}$$

где $r_o = r$, $a_o = a$ в уравнении (214).

Кроме того, температурное состояние середины катушки определяется следующими граничными условиями:
при $y=0$

$$K_0\tau_{ск}=\lambda_y\frac{d\tau_{ск}}{dy};$$

при $y=H_{ск}$

$$\tau_{ск}=\tau_0;\quad \frac{d\tau_{ск}}{dy}=\frac{d\tau_0}{dy}; \tag{219}$$

при $y=H$

$$K_н\tau_0=-\lambda_y\frac{d\tau_0}{dy}.$$

Решение уравнений (214) при граничных условиях (216) имеет вид

$$\tau=\frac{a}{r^2}\left[1-\frac{\operatorname{ch} r\left(y-\frac{H}{2}\right)}{\operatorname{ch} r\frac{H}{2}+\frac{\lambda_y r}{K_0}\operatorname{sh} r\frac{H}{2}}\right]. \tag{220}$$

Решение уравнения (217) будем искать в виде степенного ряда конечной длины [16]

$$\tau_{ск}=C_0+C_1y+\ldots+C_ny^n. \tag{221}$$

При этом $n\geqslant 2$, так как должна существовать вторая производная. Анализ показывает, что уже при $n=4$ решение имеет погрешность 1%. Следовательно, для расчетов вполне допустимо принять $n=2$ [16].

Общее решение уравнения (218) имеет вид

$$\tau_0=\frac{a}{r^2}+C_{n+1}e^{ry}+C_{n+2}e^{-ry}. \tag{222}$$

Для определения постоянных интегрирования C_{n+1}, C_{n+2} и коэффициентов C_0, C_1, ... , C_n воспользуемся граничными условиями (219). Однако общее число неизвестных коэффициентов, входящих в уравнения (221) и (222), равно $(n+3)$ и на $(n-1)$ неизвестных превышает число алгебраических уравнений, которые можно составить исходя из граничных условий. Система алгебраических уравнений получается неполной. Дополнить ее можно следующим образом.

На отрезке $[0, H_{ск}]$ выбирают $(n-1)$ точек, координаты которых определяют по формуле

$$y_к=\frac{1-\cos\frac{k\pi}{n}}{2}H_{ск};\quad k=1, 2, \ldots (n-1). \tag{223}$$

Значения координат этих точек подставляют в дифференциальное уравнение (217), предварительно заменив $\frac{d^2\tau_{ск}}{dy^2}$, $\frac{d\tau_{ск}}{dy}$ и $\tau_{ск}$ в соответствии с уравнением (221). Это позволяет получить $(n-1)$ недостающих алгебраических уравнений и делает систему алгебраических уравнений полной.

Она имеет вид

$$\left.\begin{aligned}
&K_0C_0 - \lambda_y C_1 = 0;\\
&C_0 + H_{ск}C_1 + \ldots + H_{ск}^{n}C_n - e^{rH_{ск}}C_{n+1} - e^{-rH_{ск}}C_{n+2} = \frac{a}{r^2};\\
&C_1 + 2H_{ск}C_2 + \ldots + nH_{ск}^{n-1}C_n - re^{rH_{ск}}C_{n+1} + re^{-rH_{ск}}C_{n+2} = 0;\\
&\left(1 + \frac{\lambda_y r}{K_н}\right)e^{rH}C_{n+1} + \left(1 - \frac{\lambda_y r}{K_н}\right)e^{-rH}C_{n+2} = -\frac{a}{r^2};\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&\mu_к C_0 + (\mu_к y_к - \eta_к)C_1 + (\mu_к y^2 - 2\eta_к y_к - 2)C_2 + \ldots\\
&\ldots + [\mu_к y_к^n - n\eta_к y_к^{n-1} - n(n-1)y_к^{n-2}]C_n = a_{ск};\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots
\end{aligned}\right\} \quad (224)$$

В результате численного решения системы уравнений (224) находят значения постоянных коэффициентов C, C_1, ... , C_{n+2}. Подставив их в равенства (221) и (222) и воспользовавшись уравнением (213), получают

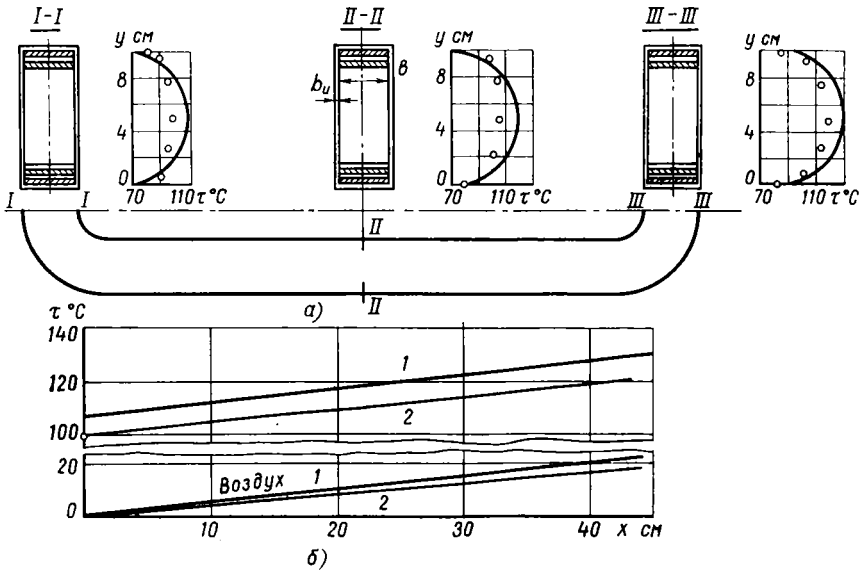


Рис. 69. К тепловому расчету катушек дополнительных полюсов тягового двигателя НБ-412М:

а — сечение катушек и распределение перегрева в этих сечениях по высоте катушки; *б* — распределение перегрева в зависимости от длины катушки: *1* — расчетная кривая; *2* — опытная кривая

функциональную зависимость распределения превышений температуры меди обмотки главного полюса по высоте и длине катушки.

На рис. 68 приведены расчетные кривые и опытные значения температур.

Расчет дополнительного полюса. На рис. 69 приведена конструктивная схема катушки дополнительного полюса. Принципиально дополнительный полюс ничем не отличается от главного полюса; поэтому мож-

но воспользоваться решением, полученным для лобовых частей катушки главного полюса, не учитывая потерь на поверхности башмака. Таким образом,

$$\tau = \frac{a}{r^2}\left[1 - \frac{\operatorname{ch} r\left(y - \frac{H}{2}\right)}{\operatorname{ch} r\frac{H}{2} + \frac{\lambda_y r}{K_o}\operatorname{sh} r\frac{H}{2}}\right] + \beta x_2, \qquad (225)$$

где

$$a = q_м \frac{w_{дп} h_{пр}}{\lambda_y H}, \quad r^2 = \frac{K}{b_{пр}\lambda_y};$$

$$\lambda_y = \lambda_u \frac{H}{H - w_{дп} h_{пр}};$$

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{b_u}{\lambda_u}}; \quad K_o = \frac{1}{\frac{2}{\alpha} + \frac{b_u}{\lambda_u}}.$$

На рис. 69 приведены также расчетные кривые и опытные значения температур для тягового электродвигателя НБ-412М.

Изложенные выше положения позволяют определять в процессе проектирования более полную картину нагрева тягового двигателя, позволяющую принять своевременные и рациональные меры для снижения максимальных перегревов обмоток и для выравнивания их температур.

ГЛАВА VI

РАСЧЕТ НА ПРОЧНОСТЬ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 27. ДИНАМИЧЕСКИЕ НАГРУЗКИ И МЕХАНИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

При опорно-осевом подвешивании тяговых двигателей они подвержены воздействию значительных динамических нагрузок, возникающих при прохождении неровностей пути (стыков рельсов, стрелок и т. п.). При прохождении движущей колесной парой стыка рельсов (рис. 70) она получает направленное практически вертикально ускорение, которое может быть представлено отрезком OB. Положение точки C подвески двигателя к раме тележки в момент удара можно считать практически неизмененным, так как она связана с надрессорным строением тележки. Вертикальные ускорения распределяются по прямой CB. Поэтому наибольшие динамические нагрузки приходятся на детали двигателя, расположенные у моторно-осевых подшипников. Величина ускорения OB зависит от большого числа случайных факторов, связанных с состоянием пути, скоростью движения и т. п. Ее оценивают обычно по опытным данным. Ускорения находятся в пределах 5—25g (где g — ускорение силы тяжести).

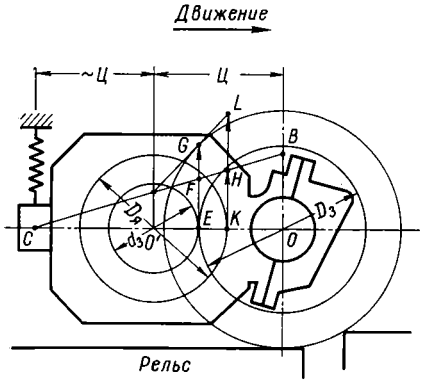


Рис. 70. Схема ускорений

В зимнее время при удовлетворительном состоянии пути и движении электровоза со скоростью до 100 *км/ч* ускорение $a = OB$ принимают равным 15g. Таким образом, для двигателей, имеющих опорно-осевое подвешивание, динамические нагрузки, действующие на деталь, превышают в 15 раз ее вес. Периодичность динамических нагрузок определяется диапазоном частот 20—45 *гц*. Для электровозов, эксплуатируемых на железных дорогах Западной Европы, обычно $a \leqslant 10g$.

Так как в точке E зацепления зубчатых колес зубчатое колесо имеет ускорение $EG = OB$, а шестерня — ускорение EF, то шестерня, а вместе с ней и якорь воспринимают дополнительное ускорение FG (по диаметру $d_з$). Ускорение на поверхности якоря выражается отрезком HL (по диаметру $D_я$), а полное ускорение, если предположить их

совпадение в пространстве, $\Sigma a \approx KL$. Практически при опорно-осевом подвешивании двигателя $OO' \approx O'C = Ц$. Из рис. 70 получим соотношение:

$$\Sigma a = LK = HK + HL = a\frac{\left(Ц + \frac{D_я}{2}\right)}{2Ц} +$$

$$+ a\left(1 - \frac{Ц + \frac{d_з}{2}}{2Ц}\right)\frac{D_я}{d_з} = a\frac{1 + \frac{D_я}{d_з}}{2}. \qquad (226)$$

В среднем для электроподвижного состава $\frac{D_я}{d_з} \approx 2{,}5$ и ускорения на поверхности якоря $\Sigma a = 1{,}75a \approx 25g$. При исполнении одного из зубчатых колес передачи с эластичными элементами в них можно снизить ударные воздействия на якорь.

Вследствие больших динамических нагрузок возникает необходимость применять более прочные материалы и специальную технологию для изготовления отдельных узлов в отличие от электрических двигателей общепромышленного назначения.

При опорно-рамном подвешивании двигателей вращающий момент передается от корпуса двигателя на раму тележки. Давление зубьев шестерни передается корпусу тяговой передачи через подшипники ее вала, а затем через осевые подшипники на колесную пару и через систему подвески корпуса тяговой передачи на раму. При применении опорно-рамного подвешивания двигателя можно значительно повысить его надежность, так как при таком подвешивании указанные выше динамические усилия практически отсутствуют. Полные ускорения для тяговых двигателей опорно-рамного (независимого) подвешивания не превышают $2g$ — $4g$ при частотах 20—45 *гц*.

Узлы и детали тяговых электродвигателей работают в крайне тяжелых условиях, испытывая большие механические воздействия. Они связаны с динамическими качествами электровоза, с передачей вращающего момента через тяговую передачу, с силами магнитного притяжения, центробежными силами и электродинамическими силами при аварийных режимах. На изоляцию, кроме того, в отдельных частях воздействуют силы, возникающие при колебаниях температуры и связанные с ними изменения размеров сопряженных деталей, изготовленных из материалов с различными коэффициентами линейного расширения. Очень опасно попадание в резонанс частоты собственных колебаний узла с частотой возмущающих усилий. Установлено, что снижение пробивного напряжения изоляции зависит не от частоты вибраций, а от числа циклов и их амплитуд.

При проектировании тяговых электродвигателей выполняют большое число механических расчетов, методика которых весьма различна и зависит от конкретных условий работы двигателя и от особенностей его конструктивного исполнения. Ниже рассмотрены наиболее широко распространенные методы расчетов.

§ 28. МЕХАНИЧЕСКИЕ РАСЧЕТЫ ВАЛА И ВТУЛКИ ЯКОРЯ

Расчет вала якоря. Расчет вала на прочность проводят для режима совпадения максимального вращающего момента (при максимальном коэффициенте сцепления) с наибольшей силой одностороннего магнит-

ного притяжения при таком направлении вращения вала, когда прогибы вала от всех приложенных сил складываются (рис. 71). Вес якоря двигателя и силу одностороннего магнитного притяжения принимают сосредоточенными и приложенными в одной точке, находящейся на середине сердечника якоря. При расчете в указанном порядке должно быть определено следующее. Максимальная сила тяги

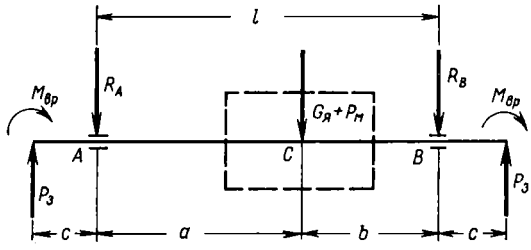


Рис. 71. Схема сил, действующих на вал якоря

$$F_к = \psi П \ кГ, \qquad (227)$$

где $П$ — максимальная нагрузка колесной пары; обычно $П = 23\,000$ *кГ*;

ψ — максимальный коэффициент сцепления; $\psi = 0{,}4$. Давление на зуб шестерни

$$P_э = 1{,}05 F_к \frac{D_б}{mZ\eta_з} \cdot \frac{1}{k} \ кГ, \qquad (228)$$

где k — коэффициент, характеризующий передачу. При двухсторонней передаче $k = 2$, при односторонней $k = 1$.

Вращающий момент

$$M_{вр} = \frac{1}{\eta_з} \cdot \frac{F_к D_б}{2\mu k} \ кГ \cdot см. \qquad (229)$$

Удельная магнитная сила

$$K_0 = 7{,}85 \alpha \tau l_я \frac{1}{\delta_{эф}} \ кГ. \qquad (230)$$

Момент инерции вала в месте посадки сердечника якоря

$$J = \frac{\pi d_в^4}{64} \ см^4,$$

где $d_в$ — диаметр вала в *см*.

Прогиб вала от веса $G_я$ якоря

$$f = \frac{G_я (3l^2 b - 4b^2)}{48EJ} \ см, \qquad (231)$$

где l — расстояние между серединами якорных подшипников в *см*;

b — расстояние от середины одного из подшипников до середины сердечника якоря в *см*;

E — модуль упругости; $E \approx 2{,}1 \cdot 10^6$ *кГ/см*^{2}.

Жесткость вала

$$Ж = \frac{G_я}{f} \ кГ/см. \qquad (232)$$

Прогиб вала от силы $P_э$

$$f' = \frac{Ж P_э c l^2}{16EJ} \ см, \qquad (233)$$

где c — расстояние от середины шестерни до середины якорного подшипника в *см*.

Полный начальный эксцентриситет

$$e_0 = f_0 + f + f', \qquad (234)$$

где f_0 — начальное смещение центра вала; $f_0 = 0{,}08$ *см*.

Установившаяся сила магнитного притяжения

$$P_м = \frac{e_0 ЖK_0}{Ж - K_0}. \qquad (235)$$

Прогиб вала под действием силы $P_м$

$$f'' = \frac{P_м}{Ж}. \qquad (236)$$

Полный прогиб вала

$$f_п = f + f' + f''. \qquad (237)$$

Реакция в опоре A (рис. 71) из уравнения моментов относительно опоры B

$$R_A = \frac{P_э(a+b) - (G_я + P_м)b}{a+b} \text{ кГ}, \qquad (238)$$

где a — расстояние от середины подшипника A до середины сердечника якоря.

Реакция в опоре B из уравнения моментов относительно опоры A

$$R_B = \frac{P_э(a+b) - (G_я + P_м)a}{a+b} \text{ кГ}. \qquad (239)$$

Затем определяют изгибающие моменты в сечениях, соответствующих точкам A, B, C. Изгибающий момент в точке A

$$M_{изг} = P_э \cdot c \qquad \text{кГ} \cdot \text{см}; \qquad (240)$$

в точке B

$$M_{изг} = P_э \cdot c \qquad \text{кГ} \cdot \text{см}; \qquad (241)$$

в точке C

$$M_{изг} = P_э(a+c) - R_A a \qquad \text{кГ} \cdot \text{см}. \qquad (242)$$

Эпюры изгибающих и крутящих моментов приведены на рис. 72.

Момент сопротивления проверяемого сечения

$$W = \frac{\pi d^3}{32} \approx 0{,}1 d^3 \text{ см}.$$

Статическое напряжение в рассматриваемом сечении вала

$$\sigma_{ст} = \sqrt{\frac{M_{кр}^2 + M_{изг}^2}{W^2}}. \qquad (243)$$

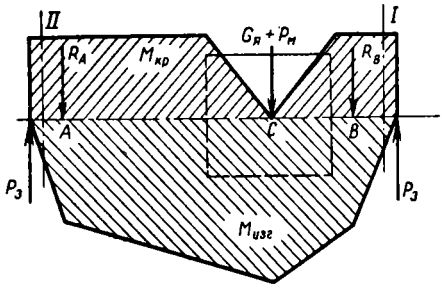


Рис. 72. Эпюры изгибающих и крутящих моментов вала двигателя

При расчете вала, кроме статических напряжений $\sigma_{ст}$, учитывают также динамические напряжения введением коэффициента динамичности $k_д$ и влияние местной концентрации напряжений, для чего вводят коэффициент концентрации напряжений $k_к$. Величину $k_д$ определяют по формуле

$$k_д = 1 + 0{,}1 \frac{n}{60} \pi d_э \cdot 10^{-3}. \qquad (244)$$

Коэффициент $k_к$ принимают в зависимости от отношения диаметра D большего сечения вала в месте перехода к диаметру d меньшего сечения.

Расчетное напряжение в рассматриваемом сечении

$$\sigma = \sigma_{cm} \frac{1 + k_к}{2} k_д. \qquad (245)$$

Валы тяговых двигателей обычно изготовляют из стали 20ХН3А, ГОСТ 4543—61, для которой, исходя из многолетнего опыта эксплуатации, допускаемое напряжение σ_{-1} при нагрузке III рода принимают 2000 *кГ/см*². Валы вспомогательных двигателей допускается изготовлять из стали 45 с термической обработкой. Обычно наибольшие напряжения возникают в местах окончания конуса под посадку шестерни *I* и *II* (рис. 72). В табл. 12 приведены напряжения в этих сечениях для некоторых отечественных и зарубежных двигателей.

Таблица 12

Параметры	Двигатели			
	НБ-406	НБ-412М	ТАО-649	НБ-414Б
Диаметр в сечениях *I* и *II* в *мм*	137,5	137,5	114,6	115
Допустимое напряжение при нагрузке *III* рода в *кГ/см*²	3300	3300	5000	3300
Модуль передач *m* в *мм*	10	10	12,7	10
Число зубьев:				
зубчатого колеса	82	88	71	88
шестерни	21	21	16	19
Напряжение σ в сечениях *I* и *II* в *кГ/см*²	500	820	2500	1410
Коэффициент запаса $k_з^*$	6,6	4,03	2,0	2,34

* $k_з = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_д}$, $k \geqslant 2$.

При проектировании тяговых двигателей следует учитывать, что отрицательные температуры резко снижают ударную вязкость стали валов, особенно углеродистой. Поэтому необходимо предварительно определить изменение свойств стали при температуре —50° С, при которой электровоз должен нормально работать, и учесть, что в наихудших условиях эксплуатации ударная вязкость должна быть не ниже 3,5 *кГ·м/см*². По опытным данным в интервале температур +25 ÷ —50° С ударная вязкость стали 20ХН3А снижается в 2 раза, а углеродистой стали (Ст.3, 50) — в 4—7 раз.

Для того чтобы исключить возможность попадания якоря при его вращении в резонанс с частотой собственных колебаний вала, должно быть выдержано отношение

$$\frac{n_к}{n_р} \geqslant 1{,}5,$$

где $n_к$ — критическая скорость вращения якоря;

$n_р$ — скорость вращения якоря при разгоне в *об/мин*.

Критическая скорость вращения

$$n_к = 300 \sqrt{\frac{Ж}{G_я}}, \qquad (246)$$

где *Ж* — жесткость вала.

Расчет посадки втулки якоря на вал. Расчетная схема посадки представлена на рис. 73 для случая, когда имеются две посадочные поверхности *1* и *2* длиной l_1 и l_2. Обычно посадочные диаметры вала d_1 и d_2 должны обеспечивать посадку втулки с натягом Δ в пределах 110—160 *мкм*.

При расчете определяют относительные величины натяга δ и отношение α диаметров сопрягаемых деталей (наружного диаметра D втулки и диаметра d вала):

$$\delta = \frac{\Delta}{d}; \qquad \alpha = \frac{D}{d}. \tag{247}$$

Давление на поверхности посадки

$$p = 105 \cdot 10^4 \delta \left(1 - \frac{1}{\alpha^2}\right).$$

Фактическая поверхность посадки S, если предположить, что она составляет 75% расчетной поверхности:

$$S = 0{,}75\pi dl. \tag{248}$$

Момент, который может быть передан посадочной парой,

$$M_{тр} = \frac{pf_{тр}Sd}{2}, \tag{249}$$

где f — коэффициент трения; $f_{тр} \approx 0{,}13$.

Коэффициент запаса на проворачивание

$$k_з = \frac{\Sigma M_{тр}}{M_{кр}},$$

где $\Sigma M_{тр}$ — предельный вращающий момент, который может быть передан всеми посадочными поверхностями.

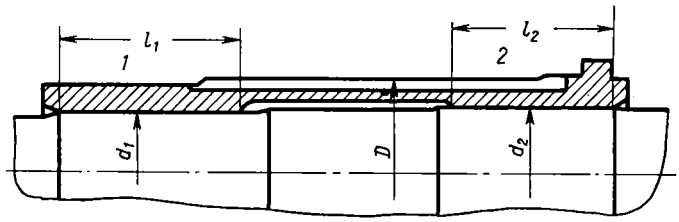


Рис. 73. Разрез якорной втулки по шпоночной канавке

Минимальный коэффициент запаса на проворачивание $k_з \geqslant 2$.

Крутящий момент $M_{кр}$, принимаемый для режима двойного часового тока,

$$M_{кр} \approx 2{,}5 \cdot M_ч \ кГ \cdot см,$$

где $M_ч$ — момент, развиваемый двигателем в часовом режиме.

Необходимое давление при запрессовке

$$P = fSp. \tag{250}$$

Тангенциальное напряжение во втулке

$$\sigma_t = 105 \cdot 10^4 \delta \left(1 + \frac{1}{\alpha^2}\right). \tag{251}$$

В расчете все размеры берутся в *см*, сила — в *кГ*, давление — в *кГ/см*^{2}.

На участках *1* и *2* имеется шпонка, поэтому напряжения определяют с учетом ослабления его сечения (рис. 74)

$$\sigma_t = \frac{1 + (3 - \beta^2)\left(\frac{d}{D}\right)^2 + \beta^2\left(\frac{d}{D}\right)^4}{\left[1 + \left(\frac{d}{D}\right)^2\right]\left[1 - \beta^2\left(\frac{d}{D}\right)^2\right]}\, p, \quad (252)$$

где $\beta = 1 + \frac{2e}{d}$.

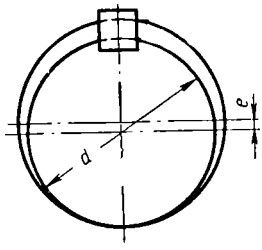


Рис. 74. Влияние шпонки на посадку втулки

Значения β, σ_{t1} и σ_{t2} определяют отдельно для участков *1* и *2*. Допустимое тангенциальное напряжение $\sigma_t \leqslant 2400$ *кГ/см*^{2}. Бурт втулки для упора задней нажимной шайбы рассчитывают на смятие торца и на срез от усилия запрессовки листов сердечника якоря.

§ 29. МЕХАНИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ КОЛЛЕКТОРА

Ниже изложен метод расчета коллекторов тяговых двигателей, проверенный на практике и дающий хорошие результаты.

Расчет коллектора начинают с определения диаметра центра тяжести и веса коллекторной пластины. Площади элементов пластин в *см*^{2} (рис. 75):

$$\left.\begin{aligned} F_1 = F_2 &= L_1\left(H_1 - \frac{1}{2} \times L_1 \operatorname{tg}\alpha - \frac{1}{2} L_1 \operatorname{tg} 30^\circ\right); \\ F_3 &= L_3\left(H_3 + \Delta A - \frac{1}{2} L_3 \operatorname{tg} 30^\circ\right); \end{aligned}\right\} \quad (253)$$

$$\left.\begin{aligned} F_4 &= L_4\left(H_4 + \Delta A - \frac{1}{2} L_4 \operatorname{tg} 30^\circ\right); \\ F_5 &= (L_5 + \Delta A) \times (H_5 + \Delta B - \Delta A); \\ F_6 &= L_6 (H_6 + \Delta A), \end{aligned}\right\} \quad (253)$$

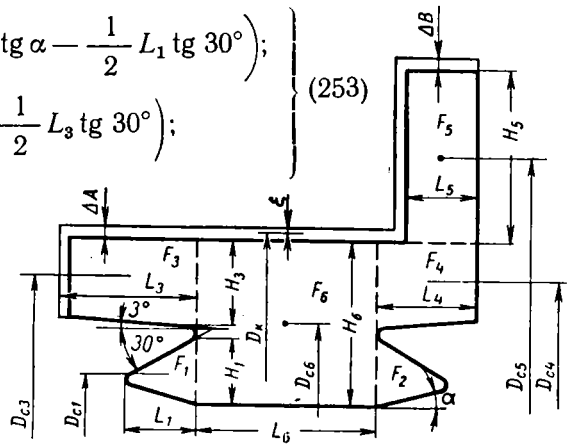


Рис. 75. Определение центра тяжести коллекторной пластины

где ΔA и ΔB — технологические припуски; $\Delta A = 10 \div 15$ *мм*; $\Delta B = 15 \div 20$ *мм*. Однако они могут быть и меньшими.

Диаметры центров тяжести площадей элементов в *см*:

$$\left.\begin{aligned} D_{c3} &= D_к - \left(H_3 - \frac{1}{2} L_3 \operatorname{tg} 3^\circ + \Delta A\right); \\ D_{c4} &= D_к - \left(H_4 - \frac{1}{2} L_4 \operatorname{tg} 3^\circ + \Delta A\right); \\ D_{c5} &= D_к + (H_5 + \Delta B - \Delta A); \\ D_{c6} &= D_к (H_6 + \Delta A). \end{aligned}\right\} \quad (254)$$

Площадь пластины

$$F = 2F_1 + F_3 + F_4 + F_5 + F_6.$$

Диаметр ее центра тяжести

$$D_c = \frac{1}{F}(2F_1D_{c1} + F_3D_{c3} + F_4D_{c4} + F_5D_{c5} + F_6D_{c6}).$$

Толщина пластины на дуге диаметром D_c

$$t = \frac{\pi}{K} D_c - \Delta,$$

где K — число коллекторных пластин.

Вес пластины

$$G = 0{,}0089tF \text{ кг}.$$

Расчет ласточкиного хвоста пластины. Центробежная сила, действующая на коллекторную пластину (рис. 76),

$$C = 5{,}6GD_c\left(\frac{n_p}{1000}\right)^2 \text{ кГ}. \qquad (255)$$

Размер l_1 до середины опорной поверхности консольной части пластин равен

$$l_1 = 0{,}5m + m_0 \text{ см}.$$

Средняя толщина сечения

$$t = \frac{\pi}{K}(D_в + H_1) - \Delta \text{ см}. \qquad (256)$$

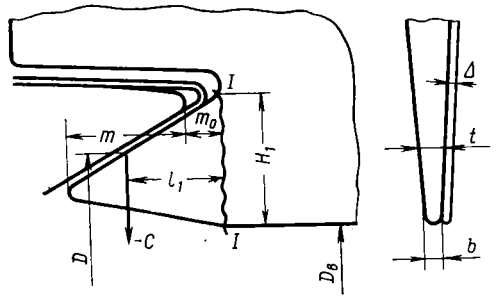


Рис. 76. Расчетная схема ласточкиного хвоста коллекторной пластины

Максимальное напряжение при изгибе в сечении $I—I$

$$\sigma_1 = 3\frac{Cl_1}{tH_1^2} \text{ кГ/см}^2. \qquad (257)$$

Давление на манжету, вызываемое центробежной силой,

$$p_1 = 0{,}5\frac{C}{tm} \text{ кГ/см}^2.$$

Максимальное напряжение в сечении $I—I$ при давлении на манжету $p_{0\,max}$ от запрессовки конуса коллектора

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1}{p_1} p_{0\,max} \text{ кГ/см}^2. \qquad (258)$$

Суммарное напряжение в сечении $I—I$

$$\sigma = \sigma_0 + \sigma_1 \text{ кГ/см}^2.$$

Давление на манжету при напряжении в сечении $I—I$, равном $\sigma_0 + \sigma_1$,

$$p_0 = p_1 + p_{0\,max} \text{ кГ/см}^2.$$

Для предварительных расчетов принимают давление на манжету при запрессовке конуса коллектора $p_{0\,max} = 300$ кГ/см², $p_{0\,min} = 280$ кГ/см².

Наименьшая сила запрессовки коллекторных пластин конусом коллектора

$$P_{\min} = 2{,}2Dp_{0\,\min}\ кГ, \tag{259}$$

где

$$D = D_в + 2(H_1 - \operatorname{tg} 30^\circ l_1)\ см.$$

Наибольшая сила запрессовки

$$P_{\max} = \frac{P_{\min}}{p_{0\,\min}}\, p_{0\,\max}\ кГ. \tag{260}$$

Значения $P_{\min}$ и $P_{\max}$ округляют до целых чисел.

Определение сил арочного распора. Суммарные центробежные силы, действующие на коллекторные пластины и миканитовые прокладки,

$$\Sigma P_w = 1,2CK\ кГ, \tag{261}$$

где 1,2 — коэффициент, учитывающий вес прокладок.

Вертикальная составляющая минимального усилия пресса при запрессовке коллекторных пластин

$$\Sigma P = \frac{\Sigma P_s}{0{,}5 \operatorname{tg} 30^\circ}\ кГ, \tag{262}$$

где ΣP_s — минимальное давление при запрессовке.

Результирующая сила арочного распора

$$\Sigma P_p = \Sigma P - \Sigma P_w\ кГ. \tag{263}$$

Давление между пластинами при разгоне коллектора

$$p_a = \frac{\Sigma P_p}{2\pi L_6' (h_6 + \Delta A)}\ кГ/см^2, \tag{264}$$

где

$$L_6' = L_6 + 2l_1.$$

Статическое давление между пластинами

$$p_{ac} = \frac{\Sigma P}{2\pi L_6' (h_6 + \Delta A)}\ кГ/см^2. \tag{265}$$

Расчет бокового выступа со стороны, противоположной петушкам. Диаметр центра тяжести выступа при изношенном коллекторе (рис. 77)

$$D_{c3}' = D_{c3} - \xi - \Delta A\ см, \tag{266}$$

где ξ — допустимый радиальный износ коллектора, равный 1,0—1,5 *см*.

Площадь выступа при изношенном коллекторе

$$F_3' = L_3' \left(H_3'' - \frac{1}{2} L_3' \operatorname{tg} 3^\circ \right) см^2. \tag{267}$$

Действующая центробежная сила

$$C_3 = 0{,}05 F_3' D_{c3}' \left(\frac{n'}{1000} \right)^2 кГ, \tag{268}$$

где n' — максимальная скорость вращения коллектора в эксплуатации.

Максимальное напряжение в сечении *III—III*

$$\sigma_3 = 3 \frac{L_3'}{(H_3')^2} C_3\ кГ/см^2. \tag{269}$$

Стрела прогиба выступа

$$f_3 = 1{,}35\left(\frac{L_3'}{H_3''}\right)^3 C_3 \cdot 10^{-6}\ см. \qquad (270)$$

Величина f_3 не должна быть более 0,004 *см*.

При расчете консольной части пластины со стороны петушка (рис. 78) таким же образом определяют D_{c4}' и D_{c5}', F_4' и F_5', C_4' и C_5', а затем и максимальное напряжение в сечении *IV — IV*:

$$\sigma_4 = 3\,\frac{L_4'}{H_4'^2}\left(C_4' + \frac{2L_4' - L_5'}{L_4'}\,C_5'\right)\ кГ/см^2.$$

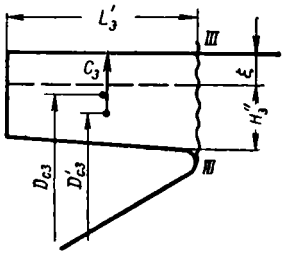


Рис. 77. Расчетная схема переднего консольного выступа пластины

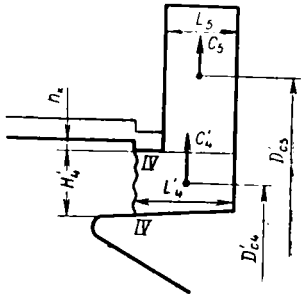


Рис. 78. К расчету консольной части пластины со стороны петушка

Расчет средней части пластины на растяжение по сечению *VII—VII*. Площадь пластины выше сечения *VII—VII* (рис. 79)

$$F_8 = F - 2F_1 - L_6H_1\ см^2.$$

Центробежная сила, действующая на эту часть пластины,

$$C_8 = 0{,}05F_8D_{c8}\left(\frac{n'}{1000}\right)^2 кГ.$$

Напряжение растяжения в сечении *VII—VII*

$$\sigma_7 = 1{,}2\,\frac{C_8}{L_6}\ кГ/см^2.$$

Расчет на изгиб сечения *VI—VI*. Диаметр центра тяжести при изношенном коллекторе

$$D_{c6}' = D_{c6} - \xi - \Delta A\ см.$$

Площадь средней части пластины при изношенном коллекторе

$$F_6' = L_6'H_6'\ см^2,$$

где

$$L_6' = L_6 + 2l_1.$$

Центробежная сила, действующая на среднюю часть пластины,

$$C_6 = 0{,}05F_6'D_6'\left(\frac{n'}{1000}\right)^2 кГ.$$

Стрела прогиба

$$f = 0{,}14\left(\frac{L_6'}{H_6'}\right)^3 C_6 \cdot 10^{-6}\ см.$$

Максимальное напряжение при изгибе в сечении $VI—VI$

$$\sigma_6 = \frac{M}{W} = \frac{C_6 L_6'}{8W}\ кГ/см^2.$$

Предел прочности кадмиевой меди равен 35 $кГ/мм^2$, меди М1 — 30 $кГ/мм^2$. Допустимые суммарные напряжения в ласточкином хвосте пластины из указанных марок меди соответственно должны быть не более 23 и 20 $кГ/мм^2$, а в остальных ее частях — 15 и 12 $кГ/мм^2$.

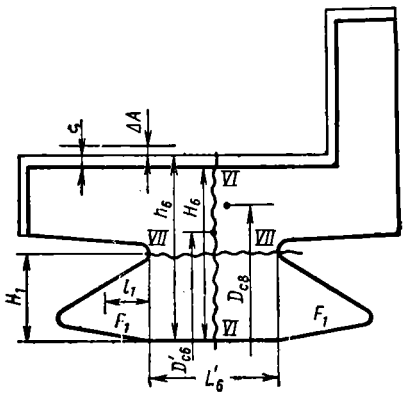


Рис. 79. Схема расчета средней части пластины

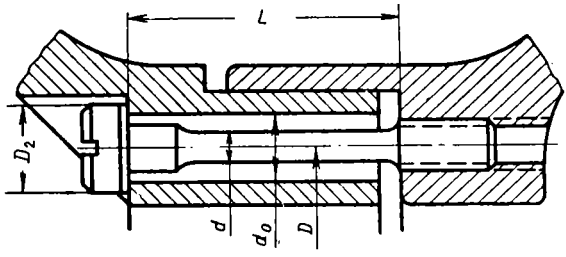


Рис. 80. К расчету болтов крепления коллектора

Расчет болтов крепления коллектора (рис. 80). Напряжение при растяжении от усилия запрессовки

$$\sigma_б' = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{P_{max}}{Zd^2}\ кГ/см^2, \qquad (271)$$

где Z — число болтов;

d — минимальный диаметр болта.

Напряжение при изгибе вследствие действия центробежной силы

$$\sigma_{б\,изг} = 0{,}435L^2\,\frac{D}{d}\left(\frac{n'}{1000}\right)^2\ кГ/см^2. \qquad (272)$$

Суммарное напряжение в болте

$$\sigma = \sigma_б' + \sigma_{б\,изг}.$$

Для равномерной затяжки болтов контролируют момент затяжки, который определяют опытным путем.

Приближенно момент закручивания болтов коллектора можно определить с учетом следующего. Усилие запрессовки P, приходящееся на один болт,

$$P = \frac{P_б}{Z}.$$

Момент затяжки болта (рис. 80)

$$M_з = P\,\frac{D_2}{2}\left[\operatorname{tg}(\beta + \varphi_1) + f_1\,\frac{d_{ср}}{D_2}\right], \qquad (273)$$

где β — угол подъема резьбы; $\beta = 2° 30'$;

φ_1 — угол трения стали по стали; $\varphi_1 = 13° 3'$;

f_1 — коэффициент трения меди по стали; $f_1 = 0{,}36$;

d_{cp} — средний диаметр головки болта; $d_{cp} = {}^1/_2 (D_2 + d_0)$.

Затем проверяют прочность болтов на скручивание. Скручивающий момент равен моменту трения в резьбе:

$$M_p = P \frac{D_2}{2} \operatorname{tg}(\beta + \varphi_1). \tag{274}$$

Касательное напряжение

$$\tau = \frac{M_p}{W} = \frac{M_p}{0{,}2d^3}. \tag{275}$$

Допустимая величина касательного напряжения

$$\tau_{доп} \leqslant 0{,}6\sigma_1,$$

где σ_1 — допустимое напряжение при растяжении.

Для болтов крепления коллектора применяют стали 40 и 45 с пределом текучести 5000 *кГ/см*², сталь 40Х с пределом текучести 7000 *кГ/см*². Коэффициент запаса прочности болта не должен быть меньше 1,6.

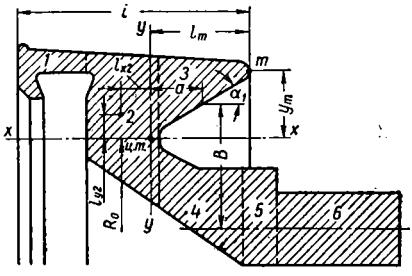


Рис. 81. К расчету нажимного конуса:

1 — 6 — номера расчетных сечений

Расчет нажимного конуса коллектора. При расчете нажимного конуса (рис. 81) вычисляют площади элементов сечения в *см*² и радиусы их центров тяжести $r_{y1} - r_{y6}$, а также радиус R_0 центра тяжести сечения нажимного конуса в *см*:

$$R_0 = \frac{\Sigma F_i 2y_i}{\Sigma F_i}. \tag{276}$$

Вычисляют расстояния $l_{x1} \div l_{x6}$ в *см* от центров тяжести элементов сечения до его левой кромки. Рассчитывают положение оси $y - y$, проходящей через центр тяжести сечения l_x.

Момент инерции сечения нажимного конуса относительно оси $y - y$

$$I_y = \sum_{i=1}^{i=n} (I_{yi} + F_i Z_i^2) \ см^4, \tag{277}$$

где I_{yi} — момент инерции i-го элемента;

F_i — площадь элемента i в *см*²;

Z_i — расстояние от центра тяжести элемента i до центра тяжести сечения в *см*;

$$Z_i^2 = l_i^2 + y_i^2$$

(l_i, y_i — расстояния от осей x и y до центров тяжести элементов сечения).

Радиальная сила ΣP, действующая на конус, складывается из центробежной силы и радиальной составляющей от усилия запрессовки. Наибольшее напряжение возникает в волокне, проходящем через точку m.

Оно равно

$$\sigma_m = \frac{\Sigma P R_0}{4\pi (R_0 + y_m)} \left[(a + b \operatorname{tg} \alpha) \frac{l_m}{J_y} + \frac{1}{F} \right] \text{кГ/см}^2. \qquad (278)$$

При этом надо учитывать, что предел текучести для стали 25Л1 $\sigma_T = 2400$ *кГ/см*², стали 35Л1 $\sigma_T = 2800$ *кГ/см*² и стали 20ГТЛ $\sigma_T = 3400$ *кГ/см*². Коэффициент запаса

$$K_з = \frac{\sigma_T}{\sigma_m} \geqslant 1{,}4.$$

Величины расчетных напряжений в различных элементах коллекторов некоторых двигателей приведены в табл. 13.

Таблица 13

Параметры	Двигатели			
	НБ-406Б	НБ-412К	НБ-414М	НБ-418
Диаметр коллектора по рабочей поверхности в *мм*	565	660	472	520
Скорость вращения якоря при разгоне в *об/мин*	2150	2200	2812	2500
Окружная скорость коллектора при разгоне якоря в *м/сек*	63,7	76	69,5	68,3
Максимальная скорость вращения якоря в *об/мин*	1800	1680	2250	2000
Отношение скорости при разгоне якоря к его максимальной скорости	1,2	1,31	1,25	1,25
Усилие запрессовки конуса в *т*	83	80	85	110
Напряжения в ласточкином хвосте в *кГ/см*²:				
вследствие запрессовки	1546	1610	1460	1540
вследствие действия центробежных сил	810	1025	658	800
суммарное	2356	2635	2118	2340
Давление на манжету в *кГ/см*²:				
вследствие запрессовки	527	508	566	570
вследствие действия центробежных сил	276	323	255	296
суммарное	803	831	821	866
Давление на изоляцию между пластинами при запрессовке в *кГ/см*²	443	530	585	485
Превышение усилий запрессовки над усилием от действия центробежных сил в ласточкином хвосте и манжете	1,91	1,57	2,22	1,92

Для повышения надежности работы коллекторов разгонную скорость вращения якоря для двигателей с последовательным соединением увеличивают в 1,35 раза по сравнению с максимальной скоростью вращения и в 1,25 раза для двигателей, не включаемых последовательно.

Разгонную скорость коллектора принимают при его динамической формовке на 5% выше разгонной скорости якоря. При статической формовке разгонные скорости коллектора и якоря некоторых зарубежных двигателей совпадают.

Алгебраическое суммирование напряжений в элементах коллектора, принятое в рассмотренной методике, не соответствует физическому смыслу явлений, но такой прием практически допустим, так как это приводит к повышению запаса прочности.

Методика расчета коллекторов с элементами из пластмасс значительно отличается от расчета коллекторов с металлическими деталями [58].

§ 30. РАСЧЕТ КРЕПЛЕНИЯ ОБМОТКИ ЯКОРЯ

Расчет проволочных бандажей (рис. 82). В настоящее время все тяговые двигатели электровозов выполняют с клиновым креплением пазовой части обмотки, поэтому ниже дается только расчет крепления лобовых частей обмотки.

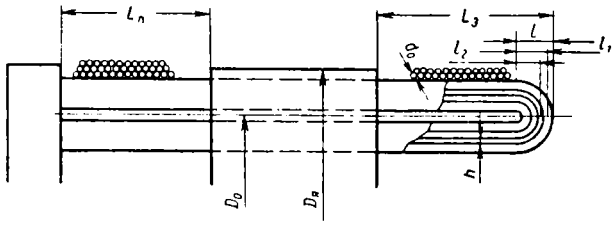


Рис. 82. Схема расчета проволочного бандажа обмотки якоря

Для расчета проволочных бандажей (рис. 82) необходимы следующие исходные данные:

наружный диаметр якоря $D_я$ в *см*;
скорость вращения n_p при разгоне в *об/мин*;
площадь сечения проводника обмотки $q_я$ в *см*^{2};
число проводников u_n в пазу;
длина передней лобовой части секции L_n в *см*;
длина задней лобовой части секции $L_з$ в *см*;
глубина паза h_z в *см*;
высота клина $h_к$ в *см*;
ширина паза b_n в *см*;
число пазов Z;
средний диаметр обмотки $D_0 = D_я - h_z$ в *см*;
диаметр бандажной проволоки $d_б$ в *мм*;
материал бандажной проволоки — сталь немагнитная ГОСТ 9124—59 с $\sigma_{доп} = 50 \div 65$ *кГ/мм*^{2};
число секций уравнителя $Z_{су}$;
вес секции уравнителя $G_{су}$ в *кг*.

Напряжение от действия центробежной силы бандажа

$$\sigma_0 = 0{,}22 \cdot 10^{-5} D^2 \left(\frac{n_p}{1000}\right)^2 \text{ кГ/мм}^2. \qquad (279)$$

Площадь меди в пазу

$$F_м = q_я u_n \text{ см}^2. \qquad (280)$$

Вес меди, приходящийся на 1 *см* паза,

$$G_м = F_м \cdot 8{,}9 \cdot 10^{-6} \text{ кг}. \qquad (281)$$

Вес изоляции, приходящийся на 1 *см* паза,

$$G_и = [b_n (h_z - h_к) - F_м] \cdot 2{,}5 \cdot 10^{-6} \text{ кг}. \qquad (282)$$

Вес передней лобовой части обмотки с учетом веса уравнителей

$$G_n = G_1 + G_{ур} = (G_м + G_и) L_n Z + G_{су} Z_{су} \text{ кг}. \qquad (283)$$

Тангенциальное усилие в сечении бандажа от действия центробежной силы

$$T_1 = 0{,}089 G_n D_0 \left(\frac{n_p}{1000}\right)^2 \text{ кГ}. \qquad (284)$$

Расчетное число витков

$$w_1 = 1{,}273 \frac{T_1}{d_0^2 (\sigma_{доп} - \sigma_0)}. \qquad (285)$$

Площадь сечения бандажа

$$S_{1б} = \frac{\pi d_б^2 w_1}{4} \text{ мм}^2. \qquad (286)$$

Напряжение в бандаже

$$\sigma_1 = \frac{T_1}{S_{1б}} + \sigma_0 \text{ кГ/мм}^2. \qquad (287)$$

Относительное удлинение бандажа по диаметру $D_я$

$$\varepsilon = \frac{\sigma_1}{E}. \qquad (288)$$

Абсолютное удлинение бандажа по диаметру $D_я$

$$\Delta = \varepsilon D_я \text{ см}. \qquad (289)$$

Вес задней лобовой части обозначим $G_з$, а тангенциальное усилие в сечении бандажа от действия центробежной силы T_2. Расчетное число витков w_2 определяют по тем же формулам, что и для передней лобовой части.

Обычно число витков w_1 и w_2 по конструктивным соображениям принимают большим, чем расчетное.

При расчете необходимо также проверить прочность головок секций обмотки при действии на них центробежных сил. Напряжения в них определяют по формуле [25]

$$\sigma_{1,2,\ldots,k} = 0{,}15 (D_я - h_z) \frac{l^2}{h} \left(\frac{n_p}{1000}\right)^2 \text{ кГ/см}^2, \qquad (290)$$

где $\sigma_{1,2,\ldots k}$ — напряжения в 1, 2, ..., k-м слое проводников;

$l_{1,2,\ldots k}$ — расстояния от середины сечения проводников 1, 2, ..., k-го слоя до кромки бандажа;

h — высота проводника.

Для упрощения сопоставления величин напряжений в головках секций двигателей различных конструкций определяют среднюю арифметическую величину напряжения в головке

$$\sigma_{ср.пр} = \frac{\Sigma\sigma_{1,2,3,\ldots,k}}{k}.$$

Данные по расчетным напряжениям в якорных бандажах и головках секций обмоток двигателей приведены в табл. 14.

Расчет стеклобандажей. Стеклобандажная лента отличается специфическими свойствами, малым модулем упругости E по сравнению со сталью при относительно высоком пределе прочности σ_B. Поэтому допустимые напряжения на разрыв в бандаже выбирают не из условий прочности, а из условий обеспечения минимальной упругой деформации бандажа, не превышающей допустимой величины для стальных бандажей, при испытании двигателя на разгонную скорость.

На основании опыта эксплуатации проволочных бандажей можно сделать вывод, что их надежная работа гарантируется при относительных удлинениях $\varepsilon_{ср}$, приведенных в табл. 15.

Таблица 14

Параметры	НБ-406Б		НБ-412К		НБ-413		НБ-414А		НБ-414Б	
	Передняя лобовая часть	Задняя лобовая часть	Передняя лобовая часть	Задняя лобовая часть	Передняя лобовая часть	Задняя лобовая часть	Передняя лобовая часть	Задняя лобовая часть	Передняя лобовая часть	Задняя лобовая часть
Число витков	72	100	72	94	80	76	114	124	120	77
Напряжение в бандаже в *кГ/см²*	64,3	50,2	61,1	45,8	62,5	57,7	66,3	55,3	42,4	59,6
Напряжение в бандаже с учетом веса уравнителей в *кГ/мм²*	65,4	—	64,1	—	74,8	—	71,9	—	49,8	—
Абсолютное удлинение бандажа по диаметру $D_я$ в *мм*	2,1	1,6	2,3	1,6	2,6	2	2	1,6	1,4	1,7
Средние значения напряжений в головках катушек якорей в *кГ/см²*	—	34,05	—	121,5	—	585		435	—	309

Таблица 15

Параметры	Двигатели			
	НБ-406Б	НБ-412К	НБ-413	НБ-414А
Передняя лобовая часть:				
Максимальное напряжение в *кГ/см²* . .	6540	6400	7480	7190
Относительное удлинение $\varepsilon_{ср} \cdot 10^3$ . . .	3,12	3,05	3,56	3,42
Задняя лобовая часть:				
Максимальное напряжение в *кГ/см²* . .	5020	4580	5770	5530
Относительное удлинение $\varepsilon_{ср} \cdot 10^3$ . . .	2,39	2,18	2,75	2,64

По данным испытаний модуль упругости стеклобандажа $E = (0{,}35 \div 0{,}7) \cdot 10^6$ *кГ/см²*, а для стали $E = 2{,}1 \cdot 10^6$ *кГ/см²*. Предполагая, что в пределах упругих деформаций материал стеклобандажа подчиняется закону Гука, допускаемые напряжения на разрыв для него определяют по формуле

$$[\sigma]_{доп} = \varepsilon_{доп} \cdot E_{ст} = 3{,}0 \cdot 10^{-3} (0{,}35 \cdot 10^6 \div 0{,}7 \cdot 10^6) = 1050 \div 2100 \text{ кГ/см}^2.$$

При расчете стеклобандажей пользуются теми же исходными данными и методикой, как и при расчете стальных бандажей. Число витков стеклобандажа, например для передней лобовой части обмотки,

$$w_1 = \frac{T_1}{\sigma_{доп} S_{б1}}, \tag{291}$$

где $S_{б1}$ — сечение стеклобандажной ленты в *см²*.

Для бандажей применяют специальную ленту из ориентированных непрерывных стеклонитей.

Так как удельный вес стеклобандажа невелик (1,5 *г/см³*), напряжением от действия центробежной силы бандажа можно пренебречь. Данным методом можно рассчитывать число витков бандажа как для лобовых частей, так и для пазовой части якоря.

Пересчет стальных бандажей на стеклобандажи. При пересчете исходят из равенства относительных линейных удлинений стальных ε и стеклянных ε' бандажей и предположения, что материал стеклянного бандажа в пределах упругих деформаций подчиняется закону Гука, т. е. $\sigma = \varepsilon \cdot E$. С другой стороны,

$$\sigma = \frac{T}{Sw},$$

где S — сечение проволоки;

w — число витков.

Из первого условия следует, что

$$\varepsilon = \varepsilon' = \frac{T}{Sw_1E_1} = \frac{T}{S'w'E'},$$

где w_1 и w' — число витков стального и стеклянного бандажа;

S и S' — сечение бандажной проволоки и стеклобандажной ленты в *см*²;

E и E' — модули упругости для стальной бандажной проволоки и для стеклобандажа в *кГ/см*².

Тогда

$$w_2 = w_1 \frac{E}{E'} \frac{S_б}{S_б'}. \qquad (292)$$

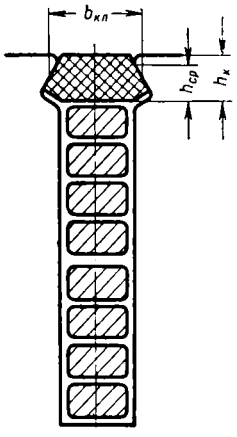


Рис. 83. К расчету пазового клина якоря

Экспериментально определенный предел прочности материала стеклобандажа при 20° С равен 10 200—12 200 *кГ/см*², а при 100° С 9100—11 700 *кГ/см*², модуль упругости соответственно $0{,}55 \cdot 10^6$ — $0{,}63 \cdot 10^6$ и 0,59—0,7 *кГ/см*², а относительное удлинение 0,0157—0,0225 и 0,0135—0,0157. В рабочих условиях с течением времени механические свойства стеклобандажной ленты снижаются, поэтому расчетное допустимое напряжение рекомендуется снизить на 10—12%.

Расчет напряжения в пазовом клине (рис. 83). Исходные данные для расчета пазового клина те же, что и для расчета бандажей. При расчете используют уравнения (280)—(282) и определяют следующие величины.

Центробежная сила, действующая на 1 *см* паза, заполненного обмоткой:

$$C_к = 5{,}6D_0(G_м + G_и + G_{ур})\left(\frac{n_p}{1000}\right)^2 \text{ кГ/см}. \qquad (293)$$

Величины $G_м$ и $G_и$ определяют по уравнениям (281) и (282). Подобным же образом определяют вес меди и изоляции уравнителей $G_{ур}$.

Максимальное напряжение изгиба

$$\sigma = \frac{1{,}5C_к b_к}{h_к^2} \text{ кГ/см}^2. \qquad (294)$$

Максимальное напряжение среза

$$\tau = 0{,}75\frac{C_к}{h_{ср}} \text{ кГ/см}^2. \qquad (295)$$

Максимальное эквивалентное напряжение по опорной поверхности клина

$$\sigma_{экв} = 1{,}56 \frac{C_к}{h_{ср}} \text{ кГ/см}^2. \qquad (296)$$

ГОСТ 2910—67 определяет предел прочности при статическом изгибе перпендикулярно к слоям текстолита, применяемого для клиньев марки Б, не менее 1200 *кГ/см*², а допустимые напряжения изгиба 250—300 *кг/см*².

§ 31. РАСЧЕТ ПОДШИПНИКОВЫХ УЗЛОВ И ЭЛЕМЕНТОВ ПОДВЕШИВАНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Выбор опорных подшипников. В тяговых двигателях с двухсторонней зубчатой передачей с косыми зубьями применяют якорные подшипники без упорных буртов на одном из колец. Такие подшипники не воспринимают осевых усилий. При односторонней или двухсторонней передаче с прямыми зубьями один из подшипников должен быть радиально упорным.

При выборе размеров подшипников средней или тяжелой серии проверяют их долговечность по коэффициентам работоспособности C. Для упорных подшипников необходимо проверять также допустимость осевых нагрузок, которые для предварительных расчетов принимают равными $(1 \div 1{,}5)\, G_я$.

Для упорных подшипников долговечность определяют по коэффициенту работоспособности, выраженному

$$C = (R + mA)\, K_б K_к (n_ц h)^{0,3}, \qquad (297)$$

где m — коэффициент приведения осевой нагрузки к условной радиальной;

A — осевая нагрузка;

$K_б$ — динамический коэффициент;

$K_к$ — кинематический коэффициент;

h — долговечность подшипника в часах.

Реакции в подшипниках определяют для условий часового режима так же, как находят реакции при расчете вала с учетом силы магнитного притяжения $P_м$, наибольшего усилия на зуб шестерни $P_з$, веса якоря $G_я$, включая и вес шестерни.

Реакция в подшипнике A

$$R_A = P_з + (P_м + G_я) \frac{b}{l} \text{ кГ}. \qquad (298)$$

Реакция в подшипнике B

$$R_B = P_з + (P_м + G_я) \frac{a}{l} \text{ кГ}. \qquad (299)$$

Кроме того, учитывают динамический коэффициент $k_б = 1{,}3$ и кинематический коэффициент $K_к = 1{,}0$ для двухсторонней передачи с косозубыми шестернями и $K_к \approx 1{,}5$ для односторонней или двухсторонней передачи с прямозубыми шестернями. По коэффициенту работоспособности определяют долговечность h подшипников из формулы

$$C = R\,(n_ц h)^{0,3} k_б k_к, \qquad (300)$$

где $R = R_A$ или R_B в зависимости от расположения подшипника.

Величина h должна быть равна не менее 10 000 *ч*. Условия часового режима являются более тяжелыми, чем длительного режима, поэтому при расчете по часовому режиму обеспечивается дополнительный запас работоспособности подшипников.

Расчет подвешивания. Тяговые двигатели новых типов подвешивают на раме тележки с помощью кронштейна с резиновыми шайбами (рис. 84).

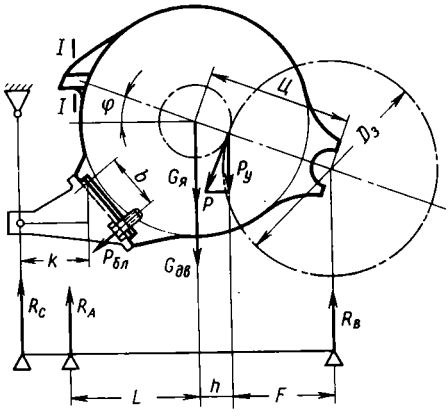


Рис. 84. Схема расчета подвески тягового двигателя

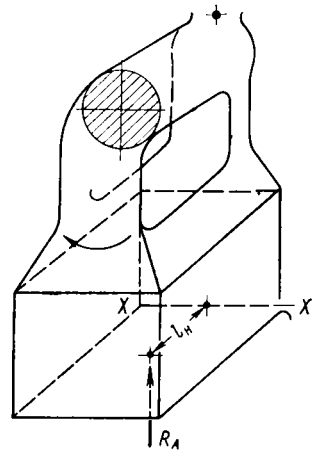


Рис. 85. Схема расчета напряжений в предохранительном кронштейне

Основные размеры подвески устанавливают по конструктивным соображениям.

Сила

$$P_y = \frac{\Pi \psi D_б}{D_з} \cos \varphi. \tag{301}$$

Максимальная нагрузка на предохранительный кронштейн двигателя

$$R_A = \frac{G_{дв}(h + F) + P_y E}{L + h + F} \text{ кГ}. \tag{302}$$

Болты крепления лапы рассчитывают на напряжение от силы $P_{бл}$, вызываемой изгибающим моментом

$$M = R_C k,$$

считая $R_C \approx R_A$:

$$P_{бл} = \frac{R_A k}{b}. \tag{303}$$

Считают, что сила $P_{бл}$ воспринимается только m нижними болтами, тогда

$$\sigma = \frac{4P_{бл}}{\pi m d_1^2} \text{ кГ/см}^2, \tag{304}$$

где d_1 — внутренний диаметр резьбы болта в *см*.

Расчет напряжений в предохранительном кронштейне. При расчете определяют расстояние центра тяжести сечения от его нижней грани в *см* и момент сопротивления сечения относительно оси $X - X$ в *см*^{4} (рис. 85).

Максимальный изгибающий момент в опасном сечении

$$M_{изг} = R_A l_н,$$

где $l_н$ — длина кронштейна от места заделки до линии приложения силы R_A.

Напряжение изгиба

$$\sigma_{изг} = \frac{M_{изг}}{W_{ос}} \text{ кГ/см}^2. \quad (305)$$

Допустимую величину $\sigma_{доп}$ принимают с коэффициентом запаса $k_з \geqslant 5$.

Расчет болтов моторно-осевых подшипников. Максимальное усилие на зуб шестерни (рис. 86)

$$P_ш = \frac{П\psi D_б}{d_з} \text{ кГ}. \quad (306)$$

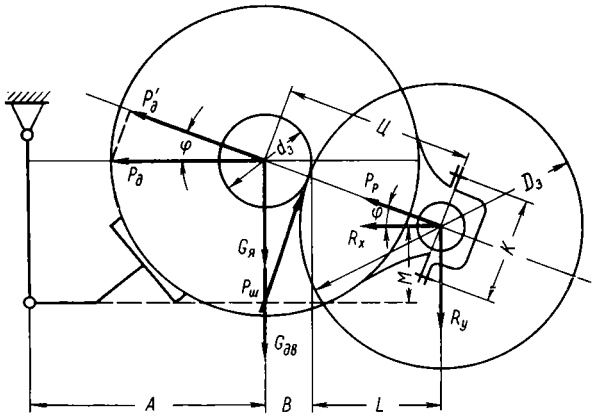


Рис. 86. Схема расчета болтов моторно-осевых подшипников тягового двигателя

Реакции в моторно-осевых подшипниках:

$$P_x = P_ш \sin\alpha \text{ кГ}, \quad (307)$$

$$R_y = \frac{P_ш (A + B)\, 0{,}94 + R_x M + G_я A}{A + B + L} \text{ кГ}. \quad (308)$$

Сила, стремящаяся раздвинуть шестерни зубчатой передачи,

$$P_р = \frac{P_ш \operatorname{tg}\alpha}{\cos\beta} \text{ кГ}, \quad (309)$$

где α — угол зацепления; $\alpha = 20°$;

β — угол наклона зубьев; у отечественных электровозов обычно $\beta = 24° 30'$.

Динамическая горизонтальная сила

$$P_д = k_д G_{дв} \text{ кГ}, \quad (310)$$

где $k_д$ — коэффициент динамики; обычно $k_д \approx 1{,}84$.

Нагрузка на моторно-осевые болты от динамической силы

$$P'_д = P_д \cos\varphi \text{ кГ}. \quad (311)$$

Нагрузка на моторно-осевые болты от силы R_x и R_y

$$P' = R_x \cos\varphi - R_y \sin\varphi \text{ кГ}. \quad (312)$$

Суммарная нагрузка на один болт

$$F = \frac{P' + P_р + P'_д}{n} \text{ кГ}, \quad (313)$$

где n — число болтов.

Напряжение в болтах

$$\sigma = \frac{F}{S} \text{ кГ/см}^2, \quad (314)$$

где S — сумма площадей поперечных сечений болтов по внутреннему диаметру резьбы в $см^2$.

Для стали 45, из которой обычно изготовляют болты, $\sigma_T = 3200$ $кГ/см^2$.

Расчет моторно-осевых подшипников. Обычно размеры вкладышей предварительно выбирают по конструктивным соображениям, а затем проверяют на давление и работу трения. Нагрузка на моторно-осевые подшипники $R_к$ слагается из статической нагрузки $G_к$ и составляющей от вращающего момента двигателя $P_в$ (рис. 87):

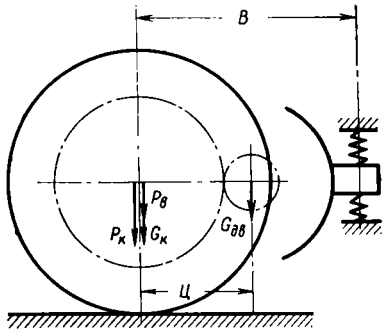


Рис. 87. К расчету вкладышей моторно-осевых подшипников тягового двигателя

$$R_к = G_к + P_в.$$

Из геометрических соотношений

$$G_к = G_{дв}\frac{B - Ц}{B}. \qquad (315)$$

Соответственно

$$R_к = G_{дв}\frac{B - Ц}{B} + P_в. \qquad (316)$$

Так как в осевом направлении центр тяжести двигателя расположен примерно на середине его длины, то нагрузка на каждый вкладыш равна $\frac{d}{2}R_к$. Давление на площадь аксиального сечения оси под вкладышем

$$\Delta R_к = \frac{0{,}5R_к}{d_0 l}k_д \; кГ/см^2, \qquad (317)$$

где d_0 — диаметр оси под вкладышем в *см*;

l — длина вкладыша в *см*;

$k_д = 1{,}8 \div 3{,}0$.

Обычно $\Delta R_к$ принимают не более 10—11 $кГ/см^2$.

Удельную работу трения $A_{тр}$, которая должна быть не выше 23—25 $кГ \cdot м/см^2 сек$, определяют по формуле

$$A_{тр} = \Delta R_к v_0,$$

где v_0 — окружная скорость оси при часовом режиме в *м/сек*.

Таблица 16

Параметры	Двигатели		
	НБ-414Б	НБ-412М	GB-317/23a
Вес двигателя в *кг*	4000	5000	3850
Номинальная скорость электровоза в *км/ч*	52,5	46,4	48,5
Сила тяги в номинальном режиме в *кГ*	5500	5310	6150
Коэффициент динамических сил, действующих в вертикальном направлении	2,9	2,66	2,82
Радиальное усилие на подшипник в *кГ*	5550	6140	5850
Давление на подшипник $\Delta R_к$ в $кГ/см^2$	9,5	10,5	8,85
Скорость по окружности шейки v_0 оси колесной пары в *м/сек*	2,4	2,12	2,37
Удельная работа трения $A_{тр}$ в $кГ \cdot м/(см^2 \cdot сек)$	23	22,3	21

В табл. 16 приведены сравнительные данные моторно-осевых подшипников некоторых тяговых двигателей.

§ 32. РАСЧЕТ КРЕПЛЕНИЯ ПОЛЮСОВ СТАТОРА И ПРУЖИН ЩЕТКОДЕРЖАТЕЛЕЙ

Расчет крепления главных полюсов. Ниже приведена методика расчета крепления полюсов тягового двигателя НБ-414Б, так как его конструкция отличается от конструкции тяговых двигателей с литыми остовами, для которых расчет крепления полюсов рассмотрен в других работах [1, 25].

При опорно-осевом подвешивании двигателей проверку прочности крепления полюсов проводят для режима максимального момента двигателя, равного

$$M_{max} = 2{,}2M_ч.$$

Сила, действующая на привалочной поверхности по диаметру D_p главных полюсов и обусловленная моментом M_{max},

$$P_{max} = \frac{2M_{max}}{2pD_p}. \qquad (318)$$

Сила затяжки болтов полюса

$$P_{бл} = \frac{2P_{max}}{f_{тр}}\ кГ, \qquad (319)$$

где $f_{тр}$ — коэффициент трения между полюсом и станиной; $f_{тр} \approx 0{,}19$.

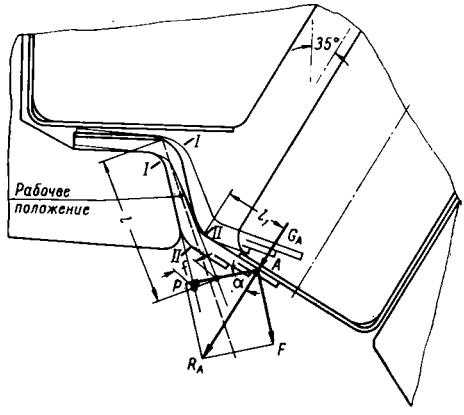


Рис. 88. Схема для определения сил, действующих на пружинную рамку

Коэффициент 2 вводится в выражение (319) для обеспечения запаса прочности. По силе затяжки $P_{бл}$ определяют необходимый диаметр болтов и их число.

Напряжение в болтах главного полюса

$$\sigma = \frac{4P_{бл}}{\pi d^2 m}\ кГ/см^2, \qquad (320)$$

где d и m — диаметр и количество полюсных болтов.

Допустимое напряжение на растяжение для болтов из стали 45 равно 1300 $кГ/см^2$.

Расчет на прочность пружинной рамки, крепящей катушку дополнительного полюса, необходимо проводить по максимальным напряжениям, возникающим в опасных сечениях *I—I* и *II—II* (рис. 88).

Предполагают, что опасное напряжение в сечении *I—I* возникает после приведения пружинной рамки в рабочее положение, а в сечении *II—II* — от дополнительного действия веса катушки с учетом ее ускорений.

Напряжение изгиба в сечении *I—I* определяют по величине прогиба f, который для двигателя НБ-414Б равен 3 *мм*. Выражение для определения изгиба в сечении *I—I* находят, пользуясь формулами для расчета рессор:

$$\sigma = \frac{6Pl}{mbh^2}, \quad f = \frac{4kPl^3}{Embh^3}, \qquad (321)$$

где $k \approx 1{,}5$ — коэффициент, учитывающий влияние трения между пластинами рамки;

P — сила нажатия рамки;

b — рабочая длина рамки;

m — число пластин рамки.

Отсюда напряжение в сечении $I—I$

$$\sigma_{I-I} = \frac{3Efh}{2kl^2}. \tag{322}$$

Для рамки, изготовленной из стали $60C_2$, предел пропорциональности $\sigma_p = 95$ *кГ/мм*^{2}.

Допустимое напряжение для нагрузки III рода определяют по пределу пропорциональности с учетом коэффициента запаса прочности k_{III}:

$$\sigma_{доп} = \frac{\sigma_p}{k_{III}} = \frac{95}{1{,}35} = 70{,}4 \text{ кГ/мм}^2.$$

Напряжение изгиба в опасном сечении $I—I$ должно быть меньше допустимого.

Полное напряжение изгиба в сечении $II—II$ складывается из напряжения изгиба после приведения рамки в рабочее положение и напряжения, возникающего при действии силы тяжести катушки с учетом воспринимаемых ею ускорений.

Сила P может быть определена из уравнения (321), а сила воздействия катушки — по формуле

$$R_A = \frac{P}{\cos\alpha} \text{ кГ}. \tag{323}$$

Напряжение изгиба в сечении $II—II$ рамки после приведения ее в рабочее положение

$$\sigma'_{II-II} = \frac{6R_A l_1}{mbh^2} \text{ кГ/см}^2. \tag{324}$$

Ускорение может быть определено из выражения

$$a_1 \approx 15g\frac{B - B_1}{B}, \tag{325}$$

где $15g$ — ускорение, действующее по оси моторно-осевого подвешивания;

B — расстояние между осями моторно-осевых подшипников и пружиной подвешивания;

B_1 — расстояние от оси моторно-осевых подшипников до точки приложения силы тяжести катушки, действующей на рамку.

Соответственно сила, действующая на пружину (рис. 89),

$$G_A = \frac{1}{2}G_1(1 + a_1)\cos 35^\circ \text{ кГ}. \tag{326}$$

В выражении (326) $\cos 35^\circ$ учитывается наклон оси катушки дополнительного полюса относительно оси главного полюса.

Напряжение изгиба σ''_{II-II} в сечении *II—II* рамки от силы G_A можно определить из уравнения (324), если вместо силы R_A подставить силу G_A.

Полное напряжение изгиба в сечении *II—II*

$$\sigma_{II-II} = \sigma'_{II-II} + \sigma''_{II-II} \ кГ/см^2. \tag{327}$$

Оно должно быть меньше допустимого.

Более точно пружинную рамку можно рассчитать как кривой брус.

Механический расчет статора и остова. При частично шихтованном статоре (рис. 89) обязательно производят расчет его посадки в остов. При расчете определяют силу запрессовки статора в остов и коэффициент запаса на проворачивание.

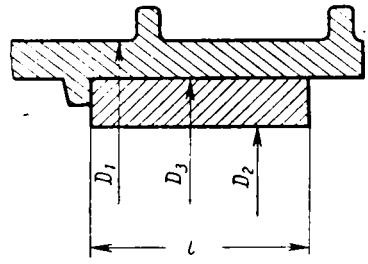


Рис. 89. К механическому расчету статора и остова при шихтованной вставке

При этом необходимо рассчитать напряжения в остове и статоре с учетом перепада температуры между этими узлами. Для расчета необходимо знать:

внешний D_3 и внутренний D_2 диаметры статора в *см*;

внешний диаметр остова D_1 в *см* и длину l статора в *см*;

коэффициент линейного температурного расширения α стали;

превышение температуры статора над температурой остова θ° С:

максимальный абсолютный натяг Δ_{max}.

Давление между статором и остовом

$$p_{max} = \frac{\Delta_{max} E (D_1^2 - D_3^2)(D_3^2 - D_2^2)}{2D_3^3 (D_1^2 - D_2^2)} \ кГ/см^2. \tag{328}$$

Напряжение в остове при запрессовке

$$\sigma_{oз} = p_{max} \frac{D_3^2 + D_1^2}{D_1^2 - D_3^2}. \tag{329}$$

Напряжение в статоре при запрессовке

$$\sigma_{cз} = - p_{max} \frac{2D_3^2}{D_3^2 - D_2^2}. \tag{330}$$

Напряжение в остове вследствие его нагрева

$$\sigma_{o\theta} = \frac{\alpha E \theta (D_3 + D_2)(D_3 - D_2)}{(D_1 + D_3)(D_1 - D_2)}. \tag{331}$$

Напряжение в статоре вследствие его нагрева

$$\sigma_{c\theta} = - \alpha E \theta \frac{D_1 - D_3}{D_1 - D_2}. \tag{332}$$

Напряжение в остове

$$\sigma_o = \sigma_{oз} + \sigma_{o\theta}. \tag{333}$$

Напряжение в статоре

$$\sigma_c = \sigma_{cз} + \sigma_{c\theta}. \tag{334}$$

Напряжение в поперечном сечении остова

$$\sigma = \alpha E \theta \frac{D_3^2 - D_2^2}{D_1^2 - D_2^2}. \qquad (335)$$

Коэффициент запаса на проворачивание $k_{зп}$, который должен быть $k_{зп} \geqslant 4$, определяют из выражения

$$k_{зп} = \frac{M_{\min}}{M_{дв}}, \qquad (336)$$

где $M_{\min}$ — наименьший момент от силы трения в месте запрессовки статора;

$M_{дв}$ — наибольший момент, развиваемый двигателем.

Момент

$$M_{\min} = f_2 p_{\min} S \frac{D_3}{2}, \qquad (337)$$

где f_2 — коэффициент трения; $f \approx 0{,}1$;

$p_{\min}$ — минимальное давление;

S — поверхность посадки статора; $S = \pi D_3 l$.

Величину $p_{\min}$ можно определить из выражения

$$p_{\min} = p_{\max} \frac{\Delta_{\min}}{\Delta_{\max}} \text{ кГ/см}^2, \qquad (338)$$

где $\Delta_{\min}$ — возможная величина минимального абсолютного натяга.

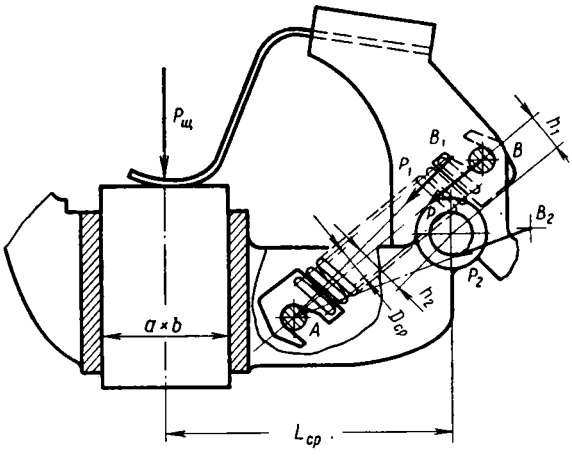


Рис. 90. Конструктивная схема щеткодержателя

В тяговом двигателе НБ-414Б момент силы трения в 4,5 раза больше момента вращения. Следовательно, сдвига статора в остове не может произойти, а шпонка служит лишь направляющей при запрессовке статора в остов. В частично шихтованных остовах пакет статора дополнительно закрепляют в остове приваркой массивных боковин к остову.

Реальные напряжения в остове значительно ниже вследствие наличия ребер жесткости.

Расчет жесткости остовов тяговых электродвигателей производят, предполагая, что всю нагрузку воспринимает только литая часть остова.

Расчет винтовой пружины щеткодержателя. Для расчета винтовой пружины щеткодержателя (рис. 90) необходимы следующие данные:

размер щеток $a \times b$ в *мм*;

контактная поверхность щеток $F = a \times b \cdot 10^{-2}$ в *см*;

давление в скользящем контакте $p_ш$ в *Г/см*^{2};

длина растянутой пружины при новой щетке (по центрам крючков) AB в *см*;

средний диаметр пружины $D_{ср}$ в *см*;

длина растянутой пружины при изношенной щетке AB_1 в *см*;

длина растянутой пружины при откинутом нажимном пальце AB_2 в *см*;

расстояние от центра вращения нажимного пальца до оси пружины при новой щетке h_1 в *см*;

то же при изношенной щетке h_2 в *см*;

материал пружины — пружинная проволока класса I (ГОСТ 9389—60) с пределом прочности 170—145 *кГ/мм*^{2} и пределом текучести 95—135 *кГ/мм*^{2};

диаметр проволоки d.

Сила нажатия на щетку

$$P_щ = p_щ F \ кГ. \tag{339}$$

Момент, необходимый для создания силы $P_щ$,

$$M_н = P_щ L_{ср} \ кГ \cdot см. \tag{340}$$

Усилие пружины для обеспечения момента $M_н$ при новой щетке

$$P = \frac{M_н}{h_1} \ кГ; \tag{341}$$

при изношенной щетке

$$P_1 = \frac{M_н}{h_2} \ кГ.$$

Разница между длиной пружины при новой щетке и изношенной щетке, $f_1 = AB - AB_1$ в *см*.

Расстояние от положения пружины при новой щетке до положения, занимаемого пружиной при откинутом нажимном пальце, $f_2 = AB_2 - AB$ в *см*.

Разность усилий при новой и изношенной щетке

$$\Delta P_1 = P - P_1 \ кГ.$$

Приращение усилия при наибольшем растяжении пружины на величину f_2

$$\Delta P_2 = \frac{\Delta P_1 f_2}{f_1} \ кГ. \tag{342}$$

Максимальное усилие пружины

$$P_2 = P + \Delta P_2 \ кГ. \tag{343}$$

Рабочий ход пружины $f = AB_2 - AB_1$ *см*.

Наибольшее напряжение в витках пружины

$$\tau = \frac{8PD_{ср}k}{\pi d^3} \ кГ/мм^2, \tag{344}$$

где k — коэффициент перегрузки внутренних волокон витка, зависящий от отношения $D_{ср}$ к d.

Полный ход пружины

$$f' = f \frac{P_2}{P_2 - P_1} \ см. \tag{345}$$

Рабочее число витков пружины

$$n'_{раб} = \frac{\sigma_1 d f}{8 P_2 m^3}, \tag{346}$$

где σ_1 — модуль сдвига; $\sigma_1 = 8{,}2 \cdot 10^3$ *кГ/мм*^{2};

$$m = \frac{D_{ср}}{d}.$$

Для работы щеткодержателя важно обеспечить постоянное нажатие на щетку $P_{из}$. При конструировании щеткодержателя плечи подбирают методом графических построений таким образом, чтобы величина $P_{из}$ выдерживалась до максимального износа щеки с точностью примерно 7%.

Количество рабочих витков $n_{раб}$ уточняют из конструктивных соображений; полное число витков пружины принимают $n = n_{раб} + 2$.

ГЛАВА VII

КОНСТРУКЦИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Ниже рассмотрена конструкция электротяговых двигателей, работающих на магистральных электровозах постоянного тока, переменного тока со статическими преобразователями и на электровозах двойного питания, эксплуатируемых на железных дорогах СССР. В табл. 17 приведены основные технические данные этих двигателей.

§ 33. ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ЭЛЕКТРОВОЗОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Тяговый двигатель ДПЭ-400А. Вентиляция принудительная, параллельная с подачей воздуха в двигатель через вентиляционный патрубок со стороны коллектора. Выход воздуха — через отверстия в подшипниковом щите и остове со стороны, противоположной коллектору.

Двигатель имеет частично расходящийся воздушный зазор и обычную конструкцию сердечников главных полюсов. Их катушки намотаны из шинной меди размером 2,63 × 35 *мм* плашмя в 2 слоя. Катушка имеет 67 витков. Сердечники дополнительных полюсов массивные. Между ними и остовом проложено по одной латунной прокладке толщиной 10,5 *мм*.

Катушки дополнительных полюсов намотаны из меди размером 3,05 × 35 *мм* на узкое ребро. Число витков катушки 55.

Витковая изоляция катушек — асбестовая бумага, корпусная — микалента ЛФЧ-ББ толщиной 0,13 *мм*, шесть слоев вполуперекрышу. В окно катушки главного полюса вставлена металлическая обечайка для предохранения ее изоляции от повреждений. Все соединения электрической схемы осуществлены гибким проводом ПМУ.

Детали якоря собраны на втулке, напрессованной на вал. Сердечник якоря имеет наружный диаметр 635 *мм* и 57 пазов размером 14,55 × 57,9 *мм*. Обмотка якоря простая, волновая, одноступенчатая; состоит из 57 разрезных катушек и закреплена проволочными бандажами. На небольшой партии двигателей обмотка в пазах якоря закреплена клиньями. Каждая полукатушка имеет пять проводников. Проводники состоят из двух шин сечением 0,8 × 21,6 *мм*^{2} с тремя разрезами и транспозицией скручиванием в средней части. Проводники верхних и нижних полукатушек со стороны, противоположной коллектору, спаяны с помощью соединительных скобок серебряным припоем ПСР-45 или медно-фосфористым припоем ПМФ. Изоляцией транспозиции и витков служит микалента ЛФЧ-Б толщиной 0,075 *мм*, а изоляцией корпуса — шесть слоев вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,13 *мм*.

Таблица 17

Тип двигателя электровоза	Серия	Изготовитель (фирма)	Год начала выпуска	$U_{дв}$	$P_ч$ в *квт*	$P_{дл}$ в *квт*	$I_ч$ в *а*	$I_{дл}$ в *а*	$n_ч$ в *об/мин*	n_{max} в *об/мин*	$\beta_п$	β_{min}	G в *т*	Q в *м³/мин*
				Двигатели пульсирующего тока										
ДПЭ-400П	ВЛ61	Новочеркасский электровозостроительный завод	1955	3000/1500	400	345	290	250	710	1550	0,9	0,5	4,22	78
НБ-412М	ВЛ60	То же	1958	1450	690	550	515	410	755	1680	0,86	0,46	5,0	104
НБ-412К*	ВЛ60к	» »	1964	1600	775	675	515	410	880	1680	0,95	0,49	4,85	110
НБ-415	ВЛ60П	» »	1961	1450	650	590	480	430	1050	1920	0,9	0,53	3,8	87
НБ-413	ВЛ80в	» »	1960	900	775	690	925	820	935	2050	0,88	0,51	4,3	110
НБ-414В	ВЛ80	» »	1962	950	810	740	900	830	1030	2250	0,93	0,49	4,0	115
НБ-414М	ВЛ80к	» »	1965	950	785	740	870	815	1040	2250	0,93	0,49	4,0	115
НБ-418К*	ВЛ80к	» »	1965	950	790	740	880	820	890	1990	0,96	0,43	4,3	110
НБ-420А*	ВЛ82	» »	1966	3000/1500	700	640	495	450	900	2000	0,96	0,35	4,5	115
ТАО 649	Электровоз Ф	Фирма Альстом	1959	750	790	750	1135	1080	890	2060	0,9	0,48	3,6	120
GB317/23a*	К	Фирма Сименс Шуккерт (ФРГ)	1960	1110	825	720	785	685	845	1810	0,9	0,35	3,75	102
IAL4446iP	ЧС-4	Завод им. Ленина (ЧССР)	1964	800	850	820	1140	1100	945	1800	0,955	0,44	3,5	120
AL4442nP	ЧС-4	То же	1965	800	900	860	1210	1150	1150	1860	0,955	0,4	2,95	96
				Двигатели постоянного тока										
ДПЭ-400А	ВЛ22м	Новочеркасский электровозостроительный завод	1948	3000/1500	400	310	290	225	710	1550	1,0	0,5	4,22	70
НБ-411	ВЛ22м	То же	1958	3000/1500	400	310	290	225	800	1600	1,0	0,5	4,22	78
НБ-406Б	ВЛ8	» »	1953	3000/1500	525	445	385	320	735	1790	1,0	0,36	5,4	95
AL4846eT	ЧС-2	Завод им. Ленина (ЧССР)	1954	3000/1500	700	618	495	435	630	1150	1,0	0,4	5,25	120
GBM-530B*	Г	Завод им. Ганса Баймлера (ГДР)	1956	3000/1500	530	420	378	295	745	—	0,97	0,25	5,2	102
ТЛ-2	ВЛ10	Тбилисский электровозостроительный завод	1960	3000/1500	650	—	466	—	770	1625	1,0	0,46	4,7	110

Тип двигателя электровоза	Серия	Изготовитель (фирма)	H в *мм вод. ст*	$2p$	$D_я$ в *см*	$D_к$ в *см*	$l_я$ в *см*	K	Z	Класс изоляции		v_{max} / $v_{дл}$	P_{vmax} / $P_{дл}$	$F_{v\,max}$ / $F_{дл}$
										якоря	остова			
		Двигатели пульсирующего тока												
ДПЭ-400П	ВЛ61	Новочеркасский электровозостроительный завод	50	4	63,5	56,5	30,5	285	57	В	В	1,97	0,37	0,19
НБ-412М	ВЛ60	То же	75	6	74	66	44	525	75	В	Н	2	0,63	0,33
НБ-412К*	ВЛ60^к	» »	57	6	74	66	44	525	75	В	Н	1,82	0,645	0,35
НБ-415	ВЛ60П	» »	90	4	59	48	37	348	58	В	Н	1,69	0,62	0,32
НБ-413	ВЛ80^в	» »	114	6	74	56,5	38,5	333	111	F	Н	1,96	0,44	0,28
НБ-414В	ВЛ80	» »	178	6	59	48	42	348	87	В	Н	2,0	0,695	0,316
НБ-414М	ВЛ80^к	» »	178	6	59	47,2	42	348	87	В	Н	2,02	0,705	0,326
НБ-418К*	ВЛ80^к	» »	150	6	66	52	38,5	348	87	В	Н	2,1	0,64	0,32
НБ-420А*	ВЛ82	» »	168	4	66	48	37,5	348	58	В	F (литая)	2,04	0,605	0,28
ТАО 649	Электровоз Ф	Фирма Альстом	136	6	62	46,2	39	261	87	Н	Н	2,18	0,6	0,376
GB317/23a*	К	Фирма Сименс-Шуккерт (ФРГ)	150	6	62	54	38	396	99	В	В	2,01	0,77	0,396
IAL4446iP	ЧС-4	Завод им. Ленина (ЧССР)	—	6	71	57	35	261	87	Н	Н	1,06	0,606	0,51
AL4442nP	ЧС-4	То же	120	6	71	57	28	261	87	Н	Н	1,53	1,14	0,77
		Двигатели постоянного тока												
ДПЭ-400А	ВЛ22^м	Новочеркасский электровозостроительный завод	50	4	63,5	56,5	30,5	285	57	В	В	1,97	0,37	0,19
НБ-411	ВЛ22^м	То же	40	4	63,5	56,5	30,5	285	57	В	В	1,68	0,733	0,436
НБ-406Б	ВЛ8	» »	—	4	66	56,5	40	406	58	В	В	2,03	0,69	0,35
AL4846eT	ЧС-2	Завод им. Ленина (ЧССР)	—	6	90	83	36	609	87	В	В	1,82	0,857	0,476
GBM-530B*	Г		—	4	72	60	33,5	462	66	В	В	—	—	—
ТЛ-2	ВЛ10	Тбилисский электровозостроительный завод	—	6	74	66	44	525	75	В	Н	—	—	—

* На тяговых двигателях установлена компенсационная обмотка.

Примечание. В числителе дано напряжение, на которое рассчитана корпусная изоляция обмоток двигателя, а в знаменателе — напряжение на его коллекторе.

При 20° С сопротивление обмотки якоря равно 0,0645 *ом*, главных полюсов 0,0732 *ом* и дополнительных полюсов 0,0372 *ом*.

Коллектор с длиной рабочей части 110 *мм* и ее диаметром 565 *мм* имеет 285 пластин. В двигателе применены щетки марки ЭГ-2А размером 16 × 50 × 60 *мм* в количестве 2 шт. на каждый из четырех щеткодержателей. Давление на щетку регулируют в пределах 3—3,8 *кГ*.

Якорные подшипники — роликовые. Со стороны коллектора установлен радиально-упорный (фиксирующий) подшипник 22426ЖК; со стороны, противоположной коллектору, установлен радиальный (плавающий) подшипник 32426ЖК. Уплотнения подшипниковых узлов лабиринтные.

Моторно-осевые подшипники трения скольжения являются подшипниками с постоянным уровнем смазки. Вкладыши латунные, залитые баббитом толщиной 3 *мм*.

Тяговая передача двухсторонняя, с прямозубыми шестернями, закрыта сварными кожухами, защищающими передачу от загрязнения и содержащими смазку. Для подвешивания двигателя служат кронштейны с пружинными траверсами.

Тяговый двигатель НБ-411. Для лучшего использования мощности электровоза ВЛ-22^{м} при высоких скоростях двигатель ДПЭ-400А был модернизирован путем снижения насыщения магнитной системы.

Для этого под серединой полюса вместо частично расходящегося зазора, равного 6 *мм*, в двигателе ДПЭ-400А принят эксцентричный воздушный зазор, равный 8 *мм*. Характеристики обоих двигателей приведены на рис. 11.

Двигатели НБ-411 установлены на партии электровозов ВЛ-22^{м}, предназначенных для эксплуатации на равнинных участках с повышенной скоростью.

По конструкции и примененным материалам двигатели НБ-411 не отличаются от двигателей ДПЭ-400А с клиновым креплением обмотки якоря; исключение составляет форма главного полюса.

Тяговый двигатель НБ-406. Двигатель (рис. 91, *а* и *б*) предназначен для электровозов ВЛ8 и ВЛ23, рассчитан на напряжение 3000/1500 *в*. Двигатель четырехполюсный с петлевой обмоткой якоря; подвешивание двигателя опорно-осевое.

Двигатель имеет две модификации А и Б, отличающиеся по конструкции подшипникового узла. Двигатель НБ-406А предназначен для передачи, имеющей шестерни с прямыми зубьями; он выпущен в ограниченном количестве. У двигателя НБ-406Б для передачи, имеющей шестерни с косыми зубьями, установлены одинаковые якорные подшипники с буртом на внутреннем кольце. Электромеханические характеристики двигателя приведены на рис. 92.

Конструктивно двигатель НБ-406Б сходен с двигателем ДПЭ-400А. Отличие состоит в применении простой петлевой якорной обмотки с шагом по коллектору 1—2 и по пазам 1—15. Обмотка якоря имеет 58 катушек, закрепленных в пазах клиньями, а на лобовых частях — бандажами. Проводники сечением 1,08 × 8,6 *мм* расположены в пазу вертикально. Каждый активный проводник разделен по высоте на два. Всего в пазу (2 × 7) · 2 проводников. Катушки якоря неразрезные, без транспозиций. Каждый паз имеет по одному уравнителю, расположенному со стороны коллектора под передней лобовой частью обмотки. Коллекторная втулка объединена с передней нажимной шайбой сердечника. Катушка главного полюса намотана из медной проволоки сечением 4,1 × 32 *мм* плашмя и имеет 48 витков. Катушка дополнительного

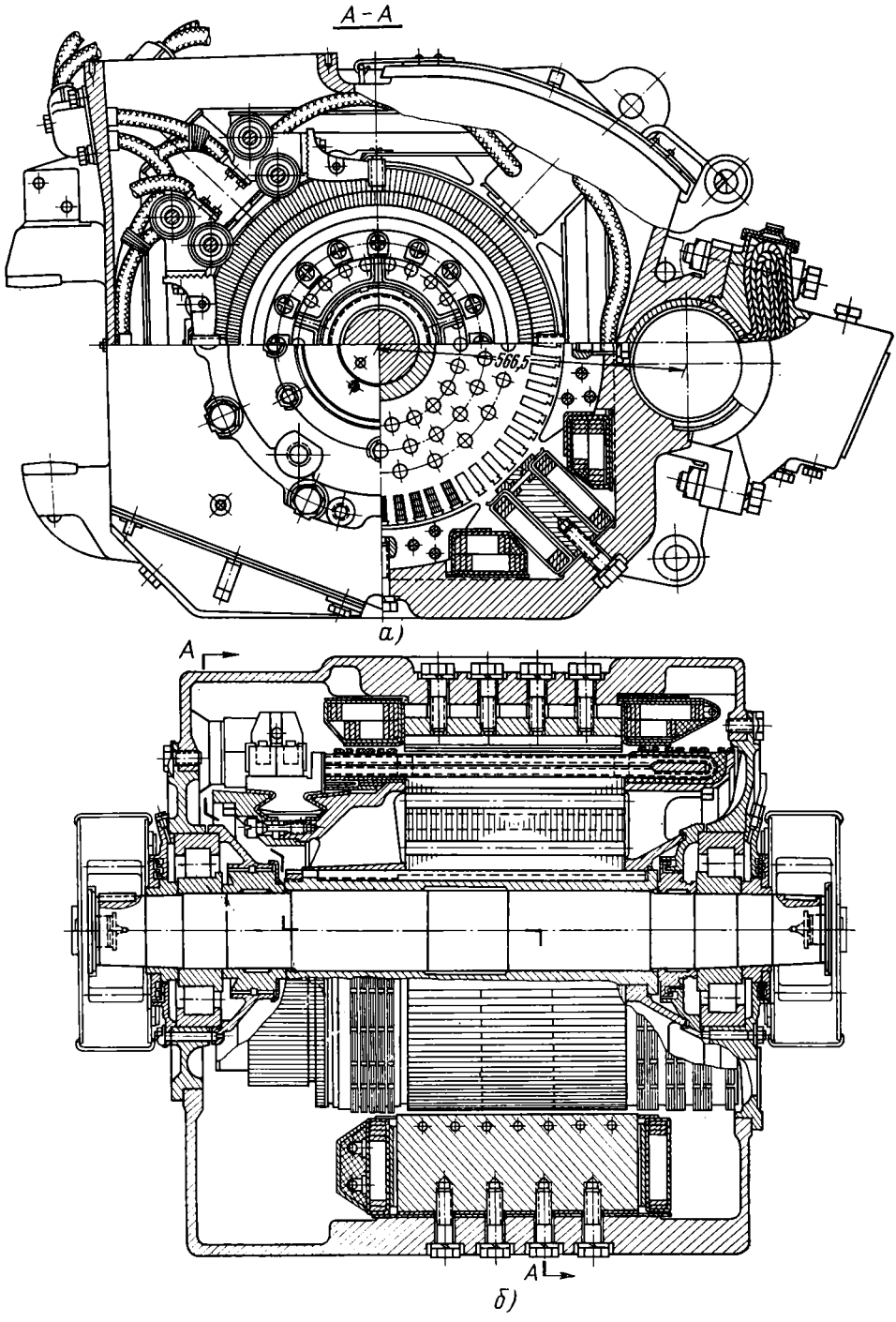


Рис. 91. Тяговый двигатель НБ-406Б

полюса намотана на ребро из медной проволоки сечением 4,4×28 *мм* и имеет 34 витка.

При температуре 20° С сопротивление обмотки якоря равно 0,6476 *ом*, катушек главных полюсов — 0,0442 *ом* и катушек дополнительных полюсов — 0,0237 *ом*.

Охлаждающий воздух подается в двигатель через вентиляционный патрубок остова со стороны коллектора. Воздух выходит через отверстия остова и подшипникового щита с противоположной стороны.

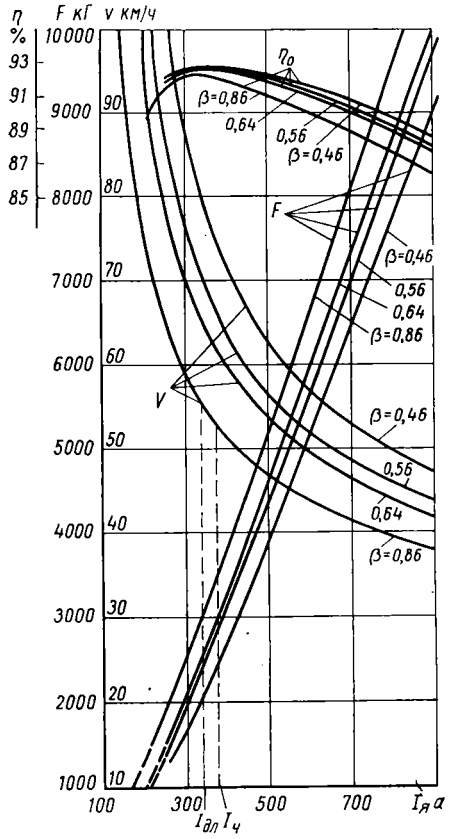


Рис. 92. Электромеханические характеристики двигателя НБ-406Б:
$I_{дл}$ и $I_ч$ — токи длительного и часового режимов

Тяговый электродвигатель ТЛ-2. Этот двигатель предназначен для электровозов ВЛ-10. Он выполнен на базе двигателя НБ-412М для работы при номинальном напряжении 3000/1500 *в*. По сравнению с двигателем НБ-412М в данном двигателе усилена изоляция обмоток, увеличен расход вентиляционного воздуха и снижена номинальная мощность до 650 *квт*. Конструкция двигателя аналогична конструкции двигателя НБ-412М, который описан в § 34.

Электромеханические характеристики двигателя ТЛ-2 приведены на рис. 93.

Тяговый электродвигатель AL-4846eT. На пассажирских электровозах ЧС-2, эксплуатируемых в Советском Союзе, установлены тяговые электродвигатели типа AL-4846eT; на электровозах ЧС-2 003 и 004 — типа IAL — 4846eT, на последующих электровозах — типа 2AL — 4846eT, имеющие незначительные конструктивные различия. Двигатель AL-4846eT шестиполюсный, опорно-рамного подвешивания, рассчитан на напряжение 3000/1500 *в*. Электромеханические характеристики двигателя приведены на рис. 94.

Двигатели имеют независимую вентиляцию. Воздух подается в двигатель через прямоугольное окно в верхней части остова со стороны, противоположной коллектору. Вентиляция параллельная; один воздушный поток проходит между полюсами в воздушном зазоре и омывает поверхность коллектора, а второй — по внутренним каналам якоря. Нагретый воздух выбрасывается в выходное отверстие крышки коллекторного люка и через два отверстия под коллектором в нижней части остова. Эти отверстия защищены сетками и козырьками от попадания посторонних предметов. Однако для защиты их от снега нужны дополнительные меры. Продольный разрез двигателя показан на рис. 7. Остов двигателя представляет собой стальную отливку с приливами для крепления двигателя к раме тележки, для установки остова на пол и с проушинами для транспортировки краном. Между верхними люками остова имеется прилив под коробку выводов. К внутренней цилиндрической

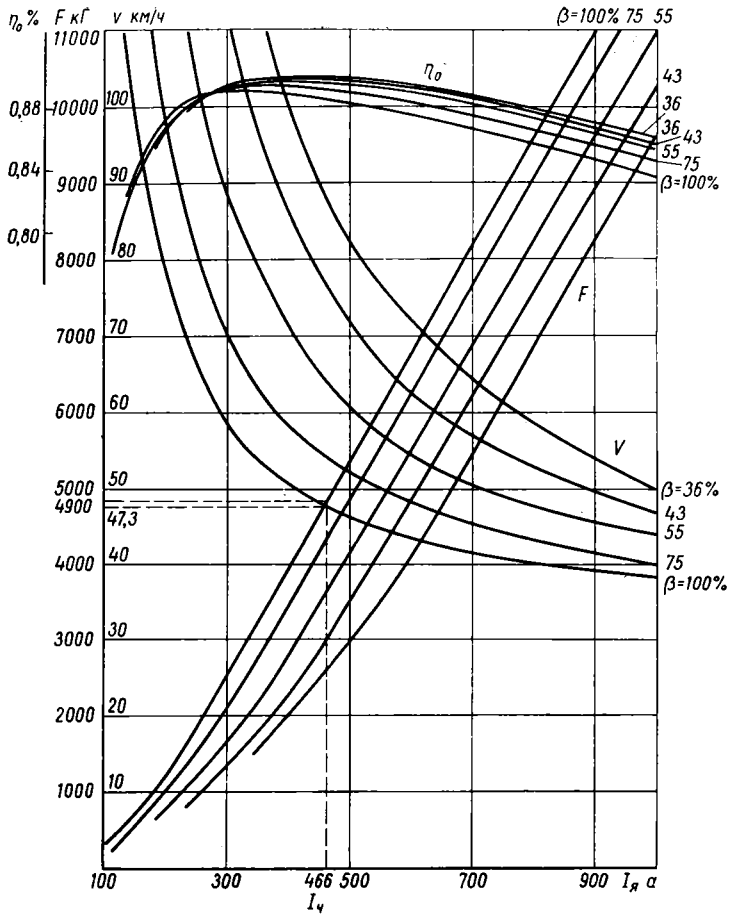


Рис. 93. Электромеханические характеристики тягового двигателя ТЛ-2

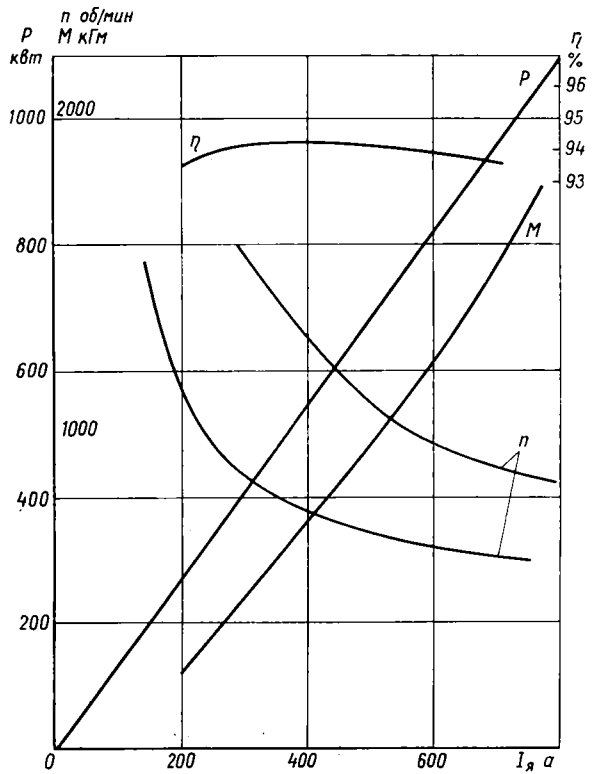


Рис. 94. Электромеханические характеристики тягового двигателя AL-4846e T

поверхности остова приварены рамки из профильной и полосовой стали, служащие опорой для катушек главных и дополнительных полюсов и способствующие лучшему отводу тепла от них.

Сердечник главного полюса набран из листовой стали толщиной 1,5 *мм*. Две крайние боковины имеют толщину по 6 *мм*, а первые пять листов с каждого торца сварены между собой. Сердечник спрессован, скреплен под прессом шестью заклепками и в середине имеет круглое отверстие, куда запрессован стальной стержень. В стержне сделаны два отверстия с резьбой под болты крепления сердечника к остову. К сердечнику приварен опорный фланец для катушки. Катушка главного полюса имеет по 24 витка, намотанных в два слоя плашмя из медной проволоки сечением 5×28 *мм*. Витки изолированы один от другого асбестовой лентой толщиной 0,3 *мм*, пропитанной изоляционным лаком. Между слоями положена микафолиевая прокладка толщиной 0,2 *мм*. Корпусной изоляцией катушек являются семь слоев шелкослюдяной ленты толщиной 0,12 *мм* и четыре слоя ленты из стеклоткани толщиной 0,1 *мм*, наложенных вполуперекрышу. Соединительные кабели впаяны в латунные патроны, которые припаяны к шине катушки припоем серебра.

Для предохранения от повреждения изоляции между катушками и рамками, между катушками и фланцами и в окне катушек вставлены прокладки из летероида толщиной 1 *мм*.

Сердечник дополнительного полюса массивный, прикреплен к остову двумя болтами М24. Для опоры катушки на заплечики сердечника надет фланец из листового дюралюминия толщиной 4 *мм*. Катушка дополнительного полюса изготовлена из шинной меди сечением 3,2 × × 40 *мм*^{2}, намотанной плашмя в два слоя по десять и девять витков. Изоляция катушки такая же, как и катушки главного полюса.

Якорь собран на литой втулке, выполняющей роль полого вала. Втулка состоит из среднего цилиндра с широкими продольными ребрами на поверхности и двух фланцев с полыми цапфами для якорных подшипников. Части вала скреплены между собой болтами с пружинными шайбами. Сердечник якоря набран из листов электротехнической стали толщиной 0,5 *мм*, покрытых тонким слоем изоляционного лака. Крайние пять листов с каждой стороны толщиной по 1 *мм* сварены вместе. Сердечник имеет 87 пазов размером 41,5 × 11,8 *мм*. Центральное отверстие сердечника диаметром 500 *мм* имеет 48 треугольных вентиляционных отверстий сечением по 6,4 *см*^{2}. Диаметр якоря 900 *мм*, длина сердечника 360 *мм*. Нажимные шайбы стальные, литые.

Коллектор имеет 522 пластины из твердотянутой меди с присадкой 0,08—0,11% серебра и скреплен 16 шпильками с гайками. При напряжении на коллекторе 1500 *в* среднее межламельное напряжение 17,2 *в*. Диаметр коллектора равен 830 *мм*, а ширина его рабочей поверхности 126 *мм*.

Обмотка якоря простая петлевая ($2a = 3$). Якорь имеет 1044 рабочих проводника по 12 шт. в пазу. В пазу проводники расположены в два слоя по шесть штук в каждом. Размеры проводника 1 × 13,5 *мм* или 2(1 × 6,5) *мм*.

Обмотка якоря имеет изоляцию класса В. В качестве витковой изоляции применена шелкослюдяная лента, а корпусной изоляции пазовой части — микафолий с опрессовкой в горячем состоянии. Уравнители изолированы шелкослюдяной лентой толщиной 0,2 *мм*, один слой вполуперекрышу. Сечение меди уравнителей 1 × 5 *мм*, шаг по коллектору 1—175. Уравнители припаяны к каждой третьей коллекторной пластине. Пайку полусекций со стороны, противоположной коллектору,

производят чистым оловом, а места пайки изолируют микафолиевыми гильзами. Обмотка в пазах закреплена клиньями высотой 6,8 *мм*, лобовые части ее — двухслойными бандажами из стальной проволоки диаметром 2,5 *мм*.

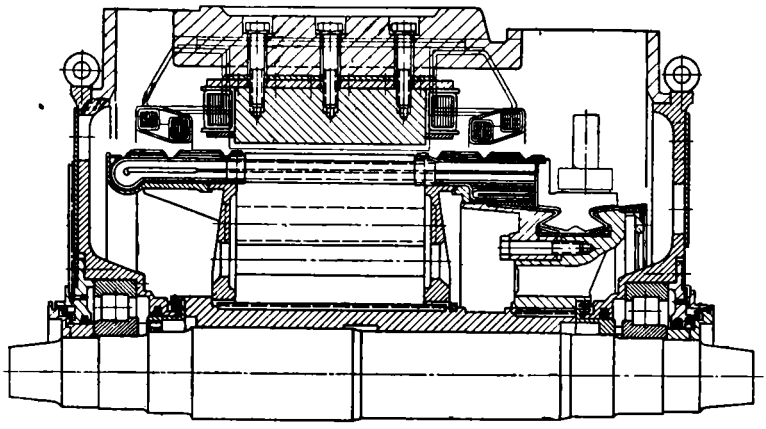


Рис. 95. Продольный разрез тягового двигателя GBM-530в

Двигатель имеет шесть щеткодержателей, в каждом по три щетки марок EG6749N или ЭГ-74, размером 50 × 38 × 16 *мм*. Щетки имеют шунты. Для каждой щетки в щеткодержателе сделано отдельное гнездо. Усилие нажатия на щетку спиральной пружиной составляет 1,8—2,1 *кГ*.

Кольцевая траверса щеткодержателей выступом входит в выточку остова, а зубья траверсы сцепляются с малой шестерней механизма проворота.

Подшипники двигателя однорядные, роликовые типа NV1030 M/C3 и NH330 M/C4. Подшипник со стороны коллектора двухсторонне-упорный. Двигатель имеет карданный привод.

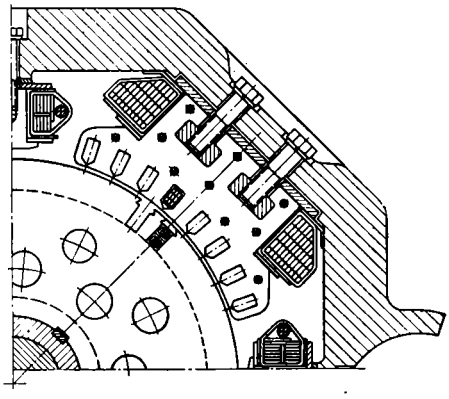


Рис. 96. Квадрант двигателя GBM-530в

Тяговый электродвигатель GBM-530B. Тяговый электродвигатель GBM-530B (рис. 95 и 96) установлен на магистральном электровозе серии Г, а различные его модификации применены на промышленных электровозах. Двигатель четырехполюсный с литым восьмигранным остовом, с опорно-осевым подвешиванием и двухсторонней передачей. Главные полюсы расположены по диагонали. Со стороны коллектора остов имеет люки для подачи охлаждающего воздуха, для осмотра коллектора и щеток и ухода за ними, а со стороны, противоположной коллектору, наверху — люк для выхода воздуха, защищенный металлической крышкой с жалюзи. Сердечник дополнительного полюса массивный, а главного полюса — шихтованный из листов стали толщиной 1 *мм*, собранных на двух стальных стержнях и скрепленных десятью заклепками. Стержни имеют нарезные отверстия для полюсных болтов.

Полюсные катушки главных и дополнительных полюсов закреплены на сердечниках с помощью специальных прокладок, положенных со стороны остова и укрепленных на сердечниках винтами с потайной головкой. Поэтому сердечник с катушкой представляет собой комплектный узел. Соответствующим подбором прокладки на сердечниках можно точно выдерживать высоту дополнительного (что наиболее важно) и главного полюсов.

Башмак главного полюса имеет восемь закрытых пазов для компенсационной обмотки. Катушка главного полюса намотана из трех параллельных проводов размером 14 × 3,2 *мм*, расположенных плашмя в несколько слоев по высоте (35 витков). Катушка дополнительного полюса намотана из шинной меди размером 30 × 3,5 *мм* плашмя в два слоя по высоте (14 витков). Корпусная изоляция катушек — семь слоев вполуперекрышу микаленты толщиной 0,15 *мм*. Кроме того, между сердечником и катушкой имеется дополнительная изоляция.

Стержни компенсационной обмотки выполнены из проводников размером 5,8 × 4,5 × 3 *мм* с дельта-асбестовой изоляцией. Всего на полюсе размещено 2 × 4 × 5 витков. Изоляцией стержня в прямолинейной части является микафолий, а лобовых частей — микалента. Между лобовыми частями установлены текстолитовые дистанционные прокладки. Лобовые части стянуты бандажом. В пазу компенсационная обмотка со стороны якоря заклинивается текстолитовым клином. Зазор под главным полюсом 6,5 *мм*, под дополнительным — 20,5 *мм*.

Сердечник якоря длиной 335 *мм* собран на втулке с наружным диаметром 220 *мм*, напрессованной на вал. Диаметр якоря 720 *мм*. Число его пазов 66, размеры паза 48 × 15,2 *мм*. В листах сердечника сделано также два ряда (по девять штук в ряду) вентиляционных каналов диаметром 55 *мм*. Задняя нажимная шайба якоря сварно-литая с фланцем, закрывающим головки катушек якорной обмотки. По выходе из паза предусмотрена угловая изоляция обмотки. Обмотка в пазах закреплена клиньями. Обмотка простая петлевая, с шагом по пазам 1—17. Для обмотки якоря использован провод ПЭТСД размером 7,5 × 1,3 *мм*. Проводники в катушке расположены вертикально, а между слоями имеется z-образная прокладка. Пазовая часть секции изолирована простынкой. Паз имеет два уравнителя; они выполнены из провода размером 1 × 7 *мм* с шагом по коллектору 2—233.

С внутренней стороны коллектора расположено нажимное кольцо, что исключает подтяжку болтов коллектора после его насадки на якорь. Такая конструкция улучшает охлаждение якоря, позволяет сократить длину двигателя. Диаметр рабочей части коллектора 600 *мм*, ее длина 110 *мм*, число пластин 462.

В двигателе предусмотрено четыре щеткодержателя, в каждом из которых имеется по четыре щетки размерами 10 × 40 × 50 *мм*.

§ 34. ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ПУЛЬСИРУЮЩЕГО ТОКА

Основные технические данные тяговых двигателей электровозов, эксплуатируемых на железнодорожных магистралях СССР, приведены в табл. 17.

Тяговый электродвигатель НБ-412М. Этот двигатель (рис. 97) шестиполюсный опорно-осевого подвешивания с двухсторонней передачей, имеющей шестерни с косыми зубьями.

Остов двигателя представляет собой цилиндрической формы отливку из стали 25ЛII, с наружной стороны которой предусмотрены приливы для крепления шапок букс моторно-осевых подшипников, кронштей-

ны для крепления кожухов зубчатой передачи, рабочие и предохранительные кронштейны, служащие для подвешивания двигателя. Со стороны коллекторной камеры имеется раструб для входа вентиляционного воздуха и два смотровых люка, а с противоположной стороны, на торце остова — отверстия диаметром 40 *мм* для выхода охлаждающего воздуха. Со стороны коллектора на торце остова сделаны отверстия для крепления шестерни поворота траверсы щеткодержателей и три отверстия для винтов стопорения траверсы.

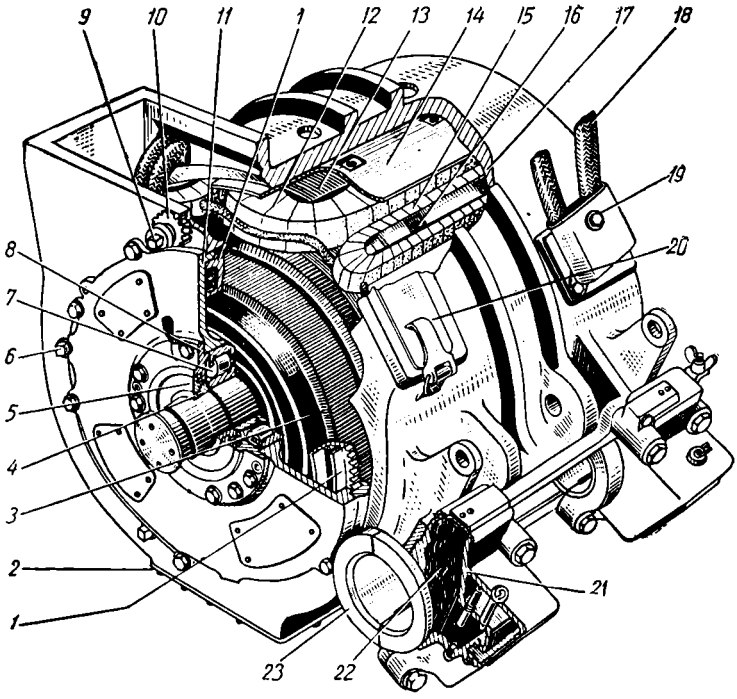


Рис. 97. Тяговый двигатель НБ-412М:

1 — траверса щеткодержателей; *2* — крышка нижнего люка коллектора; *3* — якорь; *4* — упорная втулка; *5* — лабиринтные кольца; *6* — стопор; *7* — роликоподшипник; *8* — крышка подшипникового щита; *9* — валик шестерни; *10* — шестерня поворота траверсы; *11* — подшипниковый щит; *12* — катушка главного полюса; *13* — сердечник главного полюса; *14* — подкладка; *15* — катушка дополнительного полюса; *16* — сердечник дополнительного полюса; *17* — остов; *18* — выводной кабель; *19* — коробка выводов; *20* — крышка верхнего коллекторного люка; *21* — букса; *22* — шерстяная набивка; *23* — вкладыш моторно-осевого подшипника

Внутреннюю поверхность остова для установки полюсов и катушек растачивают; диаметр отверстия равен 985 ± 0,1 *мм*. Отверстия для посадки подшипниковых щитов имеют диаметр $920^{+0,05}_{-0,08}$ *мм*.

Сердечники главных полюсов (рис. 98) шихтуют под прессом из отдельных штампованных неизолированных листов *2* из стали Ст.2 толщиной 2 *мм* и крайних боковин *1* толщиной 8 *мм*, скрепляя пятью стержнями-закрепками *3* диаметром 16 *мм*.

В сердечник запрессованы также два стержня *4* размером 40 × × 40 *мм*, каждый с двумя отверстиями с резьбой М20 для болтов крепления сердечника к остову.

Сердечники дополнительных полюсов (рис. 99) набраны из штампованных листов *2* толщиной 0,5 *мм* из электротехнической стали Э13 и боковин *1* на двух заклепках *4* диаметром 12 *мм*. К остову они прикреп-

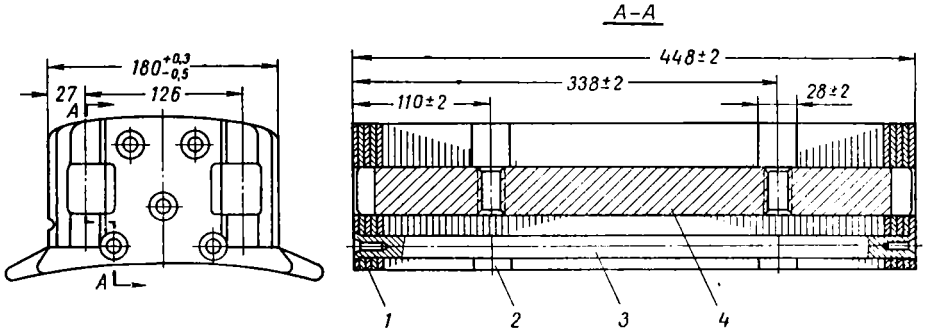


Рис. 98. Сердечник главного полюса двигателя НБ-412М

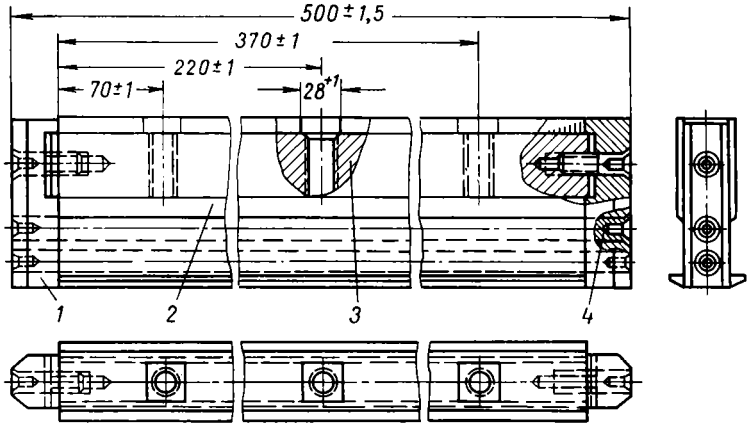


Рис. 99. Сердечник дополнительного полюса двигателя НБ-412М

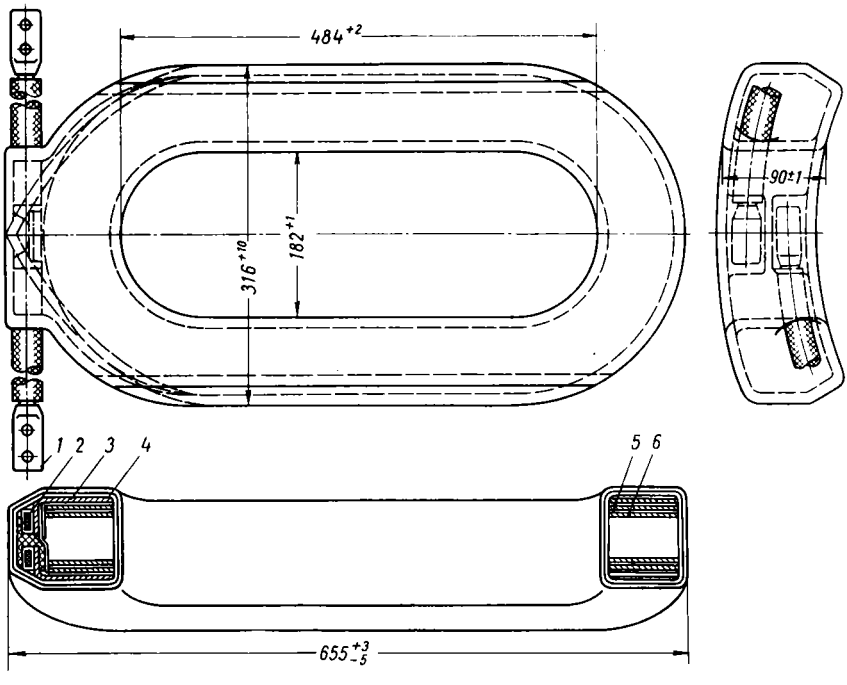


Рис. 100. Катушка главного полюса двигателя НБ-412М

лены тремя болтами М20, которые ввернуты в стержень *3* размером 26 × 40 *мм*.

Катушки главных полюсов (рис. 100) имеют по 34 витка *6*, намотанных на узкое ребро из шинной мягкой меди МГМ сечением 1,95 × ×65 *мм* с последующей их формовкой для обеспечения прилегания поверхности остова. Изоляцией *5* между витками является асбестовая бумага толщиной 0,5 *мм*. К крайним виткам припаяны латунью специальные скобы *3*, к которым медно-фосфористым припоем припаяны кабельные выводы *1* из провода РКГМ 4000 сечением 95 *мм*^{2}.

Корпусная изоляция *4* катушек состоит из шести слоев вполуперекрышу микаленты ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм*. Перед наложением изоляции все неровности, переходы и сопряжения заполняют нагревостойкой электроизоляционной замазкой *2*. Для получения монолитности катушки компаундируют, а для повышения влагостойкости — покрывают эмалью ПКЭ-19.

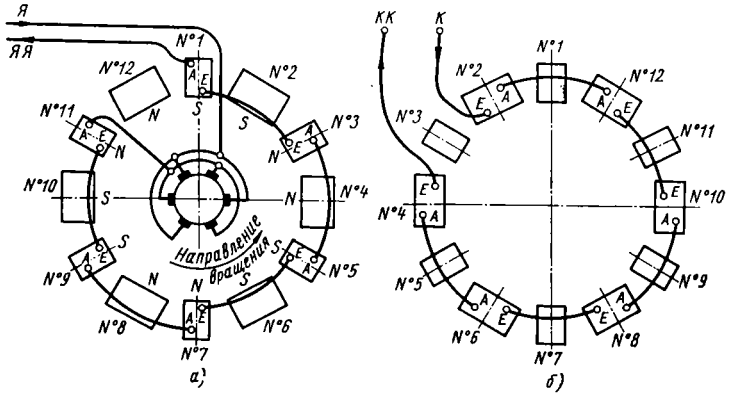


Рис. 101. Схема соединений катушек двигателя НБ-412М:

а — вид со стороны коллектора; *б* — вид со стороны, противоположной коллектору; № 1—12 — порядковые номера полюсов; *А* — начало обмотки катушки; *Е* — конец обмотки; *К* и *КК* — соответственно начало и конец электрической цепи остова; *Я* и *ЯЯ* — соответственно начало и конец электрической цепи якоря

Катушки дополнительных полюсов, как и катушки главных полюсов, намотаны на узкое ребро из мягкой меди МГМ сечением 4,1 × ×32 *мм* и имеют по 21 витку. Изоляция катушек не отличается от изоляции катушек главных полюсов.

При сборке сердечника главного полюса с катушкой между нею и полюсным башмаком устанавливают специальную пружинную рамку, состоящую из двух волнистых пружинных полос из стали 45 толщиной 3 *мм* каждая, соединенных поперечными планками из стали Ст. 2. Под сердечники и катушки главных полюсов устанавливают по одной стальной прокладке. При сборке дополнительных полюсов ставят пружинные фланцы толщиной 2 *мм* из стали 45. Для предотвращения механических повреждений изоляции между катушками и сердечниками полюсов размещают предохранительные стальные фланцы толщиной 1 *мм*. Полюсы к остову прикреплены болтами М20 из хромистой стали 40Х, с пружинными шайбами.

Соединение выводных концов катушек в электрическую цепь (рис. 101) осуществлено кабельными наконечниками, болтами и планками с резьбой. Каждое межкатушечное соединение скреплено двумя болтами М10 через планку, выравнено изоляционной замазкой и изолировано пятью слоями вполуперекрышу эскапоновой стеклолакоткани

ЛСЭ толщиной 0,17—0,19 *мм* или микаленты ЛФК-ТТ толщиной 0,13 *мм* и тремя слоями вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,2 *мм*, причем один слой положен под основную изоляцию, а два слоя — сверху нее.

Вал якоря (рис. 102) выполнен из стали 20ХН3А и термически обработан. Механические свойства вала: предел прочности 70 *кГ/мм*², предел текучести 50 *кГ/мм*², относительное удлинение для образца длиной, равной пяти его диаметрам, 19%, ударная вязкость — 8 *кГ·м/см*². Концы вала заканчиваются конусами для посадки шестерен, а в торцах вала имеется внутренняя резьба 2М60 для гаек крепления шестерен. На конусных поверхностях вала предусмотрены специальные канавки, предназначенные для съема шестерен гидравлическим способом.

Все детали якоря собраны на втулке коробчатой конструкции, отлитой из стали 25ЛI. Посадка втулки на вал прессовая, бесшпоночная;

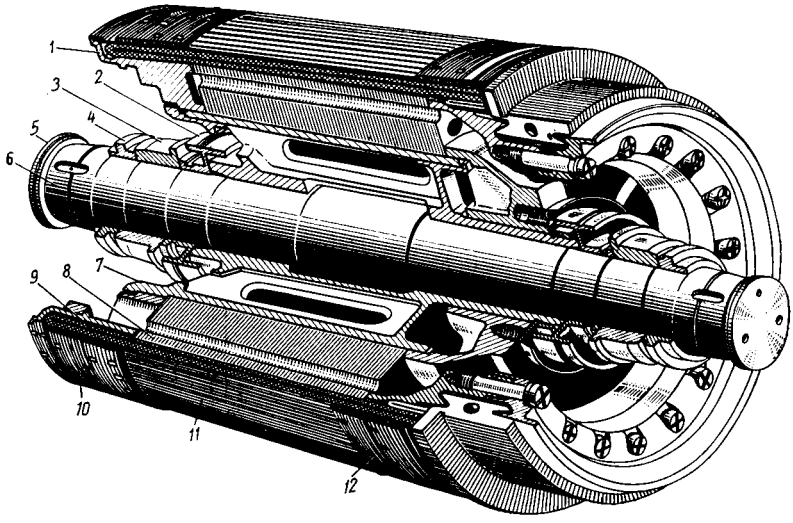


Рис. 102. Якорь двигателя НБ-412М:

1 — нажимная шайба; *2* — втулка; *3* — кольцо подшипника; *4* — упорная втулка; *5* — гайка шестерни; *6* — вал; *7* — втулка якоря; *8* — сердечник якоря; *9* — катушка якоря; *10* — бандаж; *11* — пазовый клин; *12* — коллектор

усилие напрессовки 70—90 *Т*. По наружному диаметру втулка обработана под посадку нажимных шайб, сердечника якоря и коллектора. На выступающем конце втулки имеется резьба 2М185 × 3 для гайки крепления коллектора.

Сердечник якоря длиной 440 *мм* набран из листов электротехнической стали Э22 толщиной 0,5 *мм*; наружный диаметр листов равен 740 *мм*, а внутренний — 400 *мм*. Каждый лист покрыт с обеих сторон пленкой лака № 202 толщиной 0,12—0,14 *мм* на сторону. Сердечник имеет 75 пазов, ширина которых после калибровки равна $12^{+0,1}$ *мм*, глубина $43,5^{+0,1}$ *мм*.

В сердечнике сделано 30 вентиляционных отверстий диаметром 25 *мм*, расположенных в один ряд. Для совпадения пазов при наборе листов на втулке якоря они направляются по шпонке.

Крайние листы выполнены из стали толщиной 1 *мм* и попарно сварены точечной сваркой для устранения распушения зубцов.

Нажимные шайбы якоря отлиты из стали 25ЛI. Задняя нажимная шайба имеет защитный фланец, предохраняющий головки обмотки якоря с торца от механических повреждений. Передняя нажимная шайба объединена с корпусом коллектора.

Коллектор имеет 525 пластин, выполненных из твердотянутой меди М1, из меди с присадкой серебра или из магниевой меди специального профиля. Для размещения и пайки концов обмотки якоря и уравнительных соединений ширина шлицев в петушках пластины составляет 1,1 *мм*. Для уменьшения центробежных сил в средней части каждой пластины отштамповано отверстие диаметром 26 *мм*.

Пластины межламельной изоляции изготовлены из коллекторного миканита КФШ толщиной 1,15 *мм*, а изоляционные манжеты и цилиндр — из формовочного миканита ФФГА. Толщина манжет 3 *мм*, цилиндра — 1,5 *мм*.

Корпус и конус коллектора отлиты из стали 25Л1.

Коллекторные болты сделаны из стали 40Х, уплотнительные шайбы — из мягкой отожженной меди.

Диаметр окончательно обработанного коллектора при отделке якоря должен быть равен 660 *мм*, а длина рабочей поверхности — 113 *мм*.

Обмотка якоря простая петлевая с числом параллельных ветвей $2a = 2p = 6$. Она состоит из 75 шаблонных отформованных катушек, уложенных в пазы якоря с шагом 1—13, и имеет 75 уравнителей, присоединенных к коллекторным пластинам с шагом 1—176.

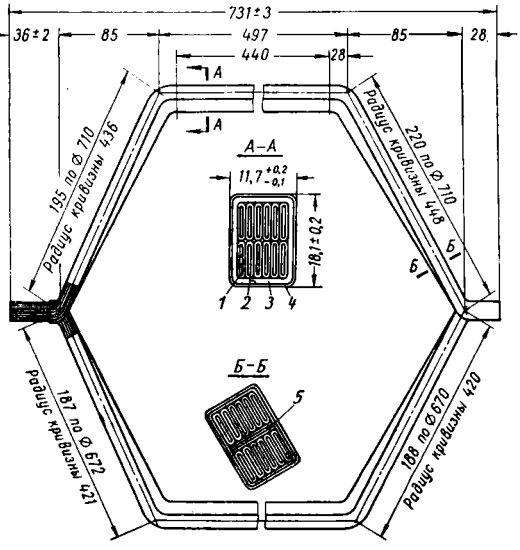


Рис. 103. Катушка обмотки якоря двигателя НБ-412М

Катушка обмотки якоря (рис. 103) состоит из семи элементарных секций; каждая из секций имеет два проводника *1* размером 1 × 7,4 *мм*, расположенных вертикально один над другим. Витковая изоляция 2 проводника представляет собой один слой вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-Б толщиной 0,075 *мм*. Корпусная изоляция *3* катушки имеет пять слоев вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*. Корпусная изоляция пятью слоями заходит на лобовую часть от угла на 20 *мм*, тремя слоями — на 50 *мм* и одним слоем — на 70 *мм*. Покровной изоляцией *4* служит один слой стеклоленты. Между концами проводников катушки со стороны коллектора устанавливают прокладки из слюды-шаблонки толщиной 0,1 *мм*, а концы у входа их в петушки изолируют тремя слоями шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*. В головке катушки проводники изолированы одним слоем вполуперекрышу шелкослюдяной ленты. В углах катушки предусмотрены прокладки из слюды шаблонки толщиной 0,03 *мм*. Для исключения смещения проводников лобовые части катушек послойно стянуты одним слоем вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*, а между слоями помещены прокладки *5* из миканита или электронита.

Уравнители выполнены из медного провода МГМ сечением 1 × × 2,83 *мм*. Их изоляция состоит из трех слоев вполуперекрышу микаленты толщиной 0,075 *мм* и одного слоя стеклоленты. Обмоткодержатели под укладку уравнителей изолированы формованной миканитовой изоляцией, а со стороны против коллектора — миканитовыми полуцилиндрами.

Заполнение паза и схема обмотки якоря показаны на рис. 104. При укладке катушек на дно паза и между верхней и нижней половиной катушек кладут гибкий миканит толщиной 0,5 *мм*, а под пазовый клин — электрокартон. В пазах якоря катушки закреплены текстолитовыми клиньями высотой 6 *мм*. Лобовые части катушек закреплены стальными бандажами или стеклобандажами. Для бандажей использована бандажная проволока диаметром 2 *мм* из немагнитной стали с укладкой в два слоя. Бандаж на передней лобовой части имеет 72 витка, на задней — 104. Витки скреплены между собой скобками из белой луженой жести и пропаяны в общий пояс (припой ПОС-40).

При применении стеклобандажей число их витков на всей длине передней лобовой части равно 410, на задней лобовой части — 426. Витки размещены так, что толщина бандажа примерно равна 4 *мм*. Стеклобандаж должен иметь предел прочности 120—130 *кГ/мм*^{2}.

Щеточный аппарат, состоящий из кронштейнов и щеткодержателей со щетками, укреплен на поворотной траверсе, отлитой из стали 25ЛI в виде кольца швеллерного сечения. По наружному ободу траверса имеет зубчатый венец для сцепления с шестерней поворотного механизма. На концах пальцев кронштейнов щеткодержателей для закрепления на траверсе сделана резьба М30. Стопорение пальцев против самоотворачивания обеспечивает плоская подкладка, установленная под оба пальца кронштейна.

Фиксация положения щеток по геометрическим нейтралям обеспечивается одним болтом — фиксатором траверсы, установленным против верхнего коллекторного люка, а стопорение траверсы в неподвижном состоянии — двумя стопорными устройствами.

Кронштейны щеткодержателей (рис. 105, *б*) стальные разъемные, половины их скреплены болтами М20. В двигателе применяются пальцы с эпоксидной изоляцией и из изоляционной массы АГ-4. Первые (рис. 105, *б*) представляют собой стержень из стали 45 переменного сечения диаметром 20 и 25 *мм*. Изоляция выполнена из компаунда на основе эпоксидных смол. Для ее предохранения от повреждения разъемным кронштейном *6* на палец надета стальная трубка *5*. Пальцы имеют фарфоровые изоляторы *2* для создания глянцевой поверхности электрического перекрытия с корпуса кронштейна на остов. Пальцы, изготовленные из прессмассы АГ-4, показаны на рис. 105, *а*. Для соединения с траверсой они армированы металлическими шпильками с резьбой.

Щеткодержатель (рис. 106) имеет корпус, отлитый из латуни ЛС 59-1, щетки и нажимное устройство. Щеткодержатель с цилиндрическими пружинами (рис. 106, *а*) обеспечивает более стабильное нажатие на щетки в процессе всего допустимого диапазона их износа. Характеристика щеткодержателя с такими пружинами показана на рис. 107. Давление пальцев на неизношенные щетки в щеткодержателе со спиральными пружинами составляет не более 500 *Г/см*^{2}, а на предельно изношенные щетки (до 35 *мм*) — не менее 375 *Г/см*^{2}.

Фиксацию щеткодержателя в осевом направлении относительно петушков коллектора производят специальной запорной шайбой, помещенной на шпильке крепления корпуса щеткодержателя к кронштейну. Зазор между петушками коллектора и корпусом щеткодержателя должен быть в пределах 5 ± 1 *мм*. Крепление щеткодержателя к кронштейну производят шпилькой М16 и гайкой с пружинной шайбой. К кронштейну прикреплены кабели ПС-4000 сечением 43 *мм*^{2}, подводящие ток к якорю и электрически соединяющие щеткодержатели одной полярности. Каждый щеткодержатель рассчитан на две разрезные

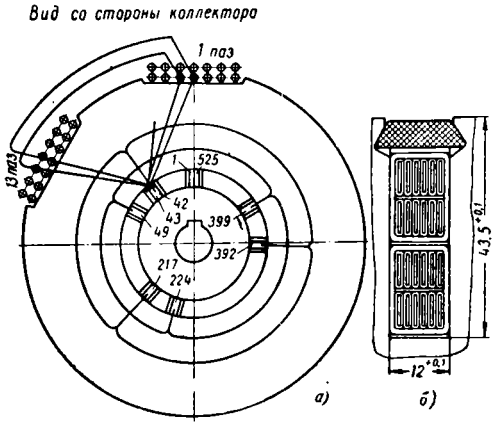


Рис. 104. Схема обмотки и заполнение паза якоря двигателя НБ-412М (цифрами обозначены номера коллекторных пластин):

а — схема обмотки; *б* — заполнение паза

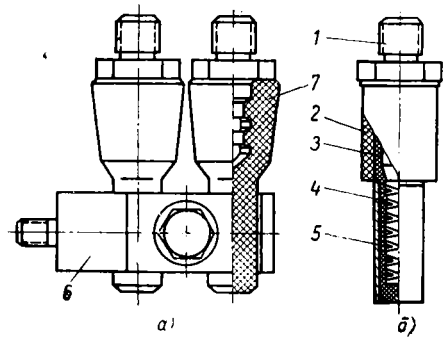
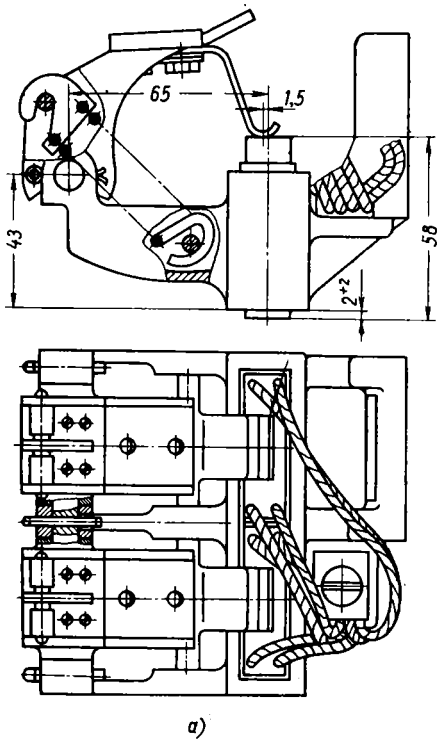


Рис. 105. Кронштейн щеткодержателя с пальцами:

а — из пресс-массы АГ-4; *б* — из эпоксидного компаунда; *1* — шпилька; *2* — фарфоровый изолятор; *3* — замазка; *4* — компаунд; *5* — стальная трубка; *6* — кронштейн; *7* — пресс-масса АГ-4



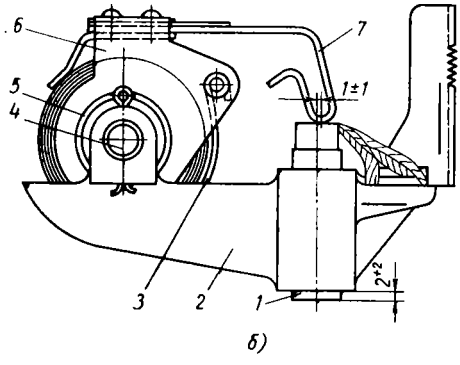


Рис. 106. Щеткодержатели двигателя НБ-412М:

а — с цилиндрическими пружинами; *б* — со спиральными пружинами; *1* — щетка; *2* — корпус; *3* — пружина; *4* — ось; *5* — барабан; *6* — обойма; *7* — нажимной палец

щетки ЭГ-2А размером 2(8×50×50) *мм*. Щетки армированы медными шунтами и резиновыми накладками.

Так как двигатель имеет двухстороннюю передачу с косыми зубьями, то оба якорных подшипника являются подшипниками тяжелой серии 8Н42428 с короткими цилиндрическими роликами.

Подшипниковые щиты и крышки отлиты из стали 25ЛI, остальные детали куются из стали Ст.3 и Ст.5. Подшипниковый щит имеет ступицу с отверстием диаметром $360^{+0,035}_{-0,018}$ *мм* для посадки наружного кольца подшипника, внешний утолщенный обод с поверхностью, обработанной для запрессовки щита в остов (диаметр отверстия $920^{+0,2}_{-0,08}$ *мм*), и фланец с восемью отверстиями с резьбой М24 для болтов крепления щита к остову. На щите со стороны коллектора сделан внутренний бурт с поверхностью для подвижной посадки траверсы. Со стороны коллектора в щите предусмотрены люки для осмотра и замены кабельных соединений траверсы. Щит со стороны, противоположной коллектору, имеет люки для выхода воздуха из двигателя, закрытые штампованными крышками с отверстиями.

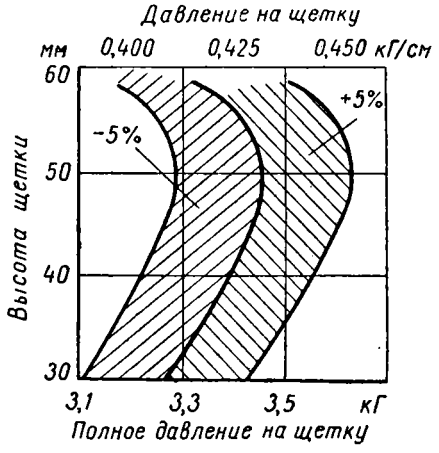


Рис. 107. Характеристика щеткодержателя с цилиндрическими пружинами

Для смазки подшипников используют консистентную смазку 1-ЛЗ по ВТУ НП 21—58. Подшипниковые камеры заполняют смазкой (не более чем на $^2/_3$ их объема) через трубки, ввернутые в отверстия наружных крышек. Уплотнение подшипниковых камер лабиринтовое, комбинированное. С внешней стороны подшипниковых узлов имеется вертикальный лабиринт, образованный совмещением прямоугольных кольцевых выступов и впадин на крышках, с зазором, равным 0,5 *мм*; с внутренней стороны имеется горизонтальный лабиринт, состоящий из нескольких кольцевых канавок на развитой цилиндрической поверхности крышек, образующей зазор с втулкой 0,5 *мм*.

Каждая моторно-осевая букса соединена с остовом специальным замком и четырьмя болтами М36. Замки в соединении шапки с приливом остова обеспечивают работу болтов только на растяжение. Растачивание горловин под моторно-осевые подшипники производят одновременно с растачиванием горловин под подшипниковые щиты. Буксы отлиты из стали 25ЛI, а вкладыши — из латуни ЛК 80-3-3. Каждый вкладыш состоит из двух половин, в одной из которых, обращенной к буксе, сделано окно для подачи смазки. Вкладыши имеют бурты, фиксирующие их положение в осевом направлении. От произвольного проворачивания вкладыши предохраняют шпонки. Внутренняя их поверхность залита слоем баббита Б16 толщиной 3 *мм*. Между осью и вкладышами должен быть зазор 0,25—0,65 *мм*. В качестве моторно-осевых подшипников применены подшипники постоянного уровня смазки. Для предохранения смазки от попадания в нее влаги ось между моторно-осевыми подшипниками закрыта специальным кожухом — крышкой.

Крышки коллекторных люков, штампованные из листовой стали, имеют войлочные уплотнения. Верхняя крышка закреплена на остове двумя плоскими пружинами из стали 65Г, а нижняя — двумя болтами.

Охлаждающий воздух при входе в коллекторную камеру разбивается на три потока. Первый поток воздуха направляется под коллектор через вентиляционные каналы сердечника якоря и выходит в отверстия подшипникового типа. Часть воздуха этого потока проходит через отверстия в торцовых стенках втулки якоря. При выходе из втулки воздух попадает на отражающий фланец, установленный на лабиринтной втулке крышки подшипника, и создает у торца лабиринта воздушный подпор, устраняющий разрежение воздуха в подшипниковой камере, чем исключается выброс из нее смазки в двигатель. Второй поток омывает якорь, проходит в воздушном зазоре и выходит через отверстия в подшипниковом щите и остове. Третий поток воздуха движется между катушками и выходит через отверстия в остове.

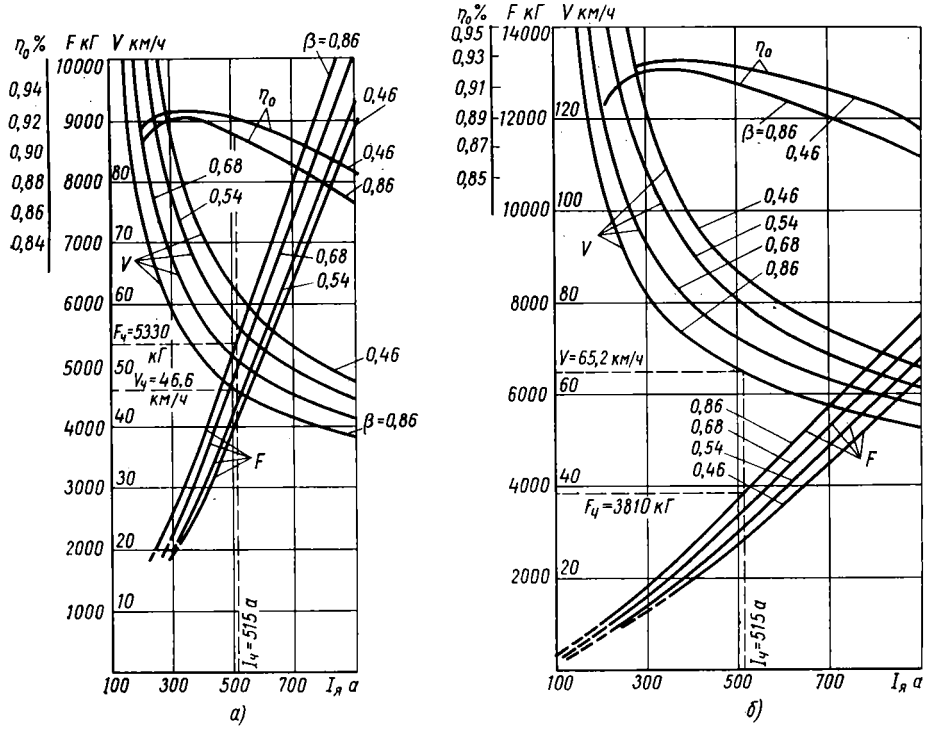


Рис. 108. Электромеханические характеристики двигателя НБ-412М:
а — электровоза ВЛ60; *б* — электровоза ВЛ60П

На рис. 108 представлены электромеханические характеристики двигателя НБ-412М при напряжении 1450 *в* и в нагретом состоянии.

Тяговый электродвигатель НБ-412К. Двигатель НБ-412К компенсированный, создан на базе двигателя НБ-412М и отличается от него, кроме наличия компенсационной обмотки, сердечниками и катушками полюсов.

Сердечники главных полюсов (рис. 109) собраны на пяти стержнях-заклепках диаметром 16 *мм* из штампованных листов стали Ст.3 толщиной 1,5 *мм* и боковин толщиной 12 *мм*, набранных из листов стали Ст. 3 толщиной 4 *мм*.

В полюсном башмаке имеется по десять открытых пазов шириной $11{,}7^{+0{,}1}$ *мм* и глубиной $33{,}3^{+0{,}1}$ *мм*.

Катушки главных полюсов намотаны на узкое ребро из медного провода МГМ сечением 1,95 × 65 *мм* и имеют по 19 витков. Изоляция катушек подобна изоляции катушек двигателя НБ-412М.

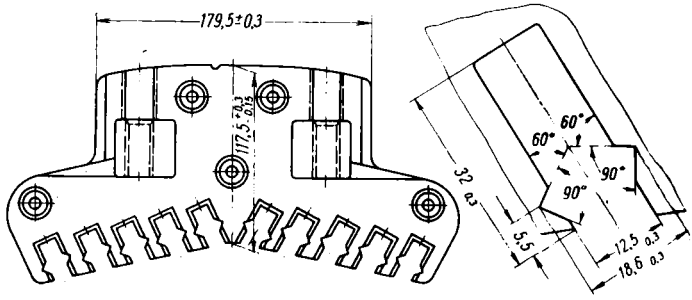


Рис. 109. Сердечник главного полюса тягового двигателя НБ-412К

Компенсационная обмотка выполнена в виде шести отдельных катушек (рис. 110), уложенных в пазы сердечников главных полюсов и закрепленных в них текстолитовыми клиньями. Катушки выполнены из прямоугольной медной проволоки и имеют по десять витков. В каждом

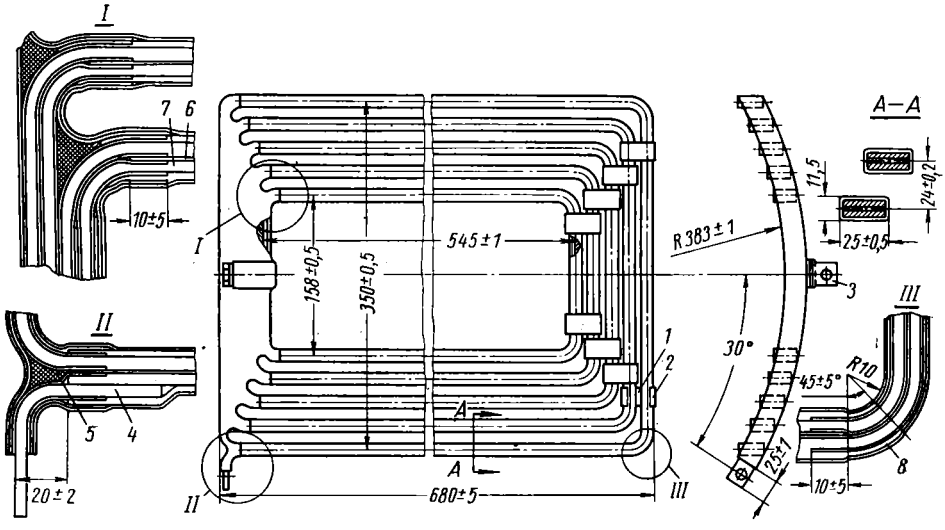


Рис. 110. Катушка компенсационной обмотки двигателя НБ-412К:

1 — прокладка из гетинакса В толщиной 10 *мм*; *2* — изоляция из стеклоленты (0,1 × 20 *мм*); *3* и *4* — соединительные шины из меди МГМ; *5* — изоляционная замазка; *6* — изоляция из электронита (0,3 × 28 *мм*); *7* — обмотка из меди МГМ сечением 3,8 × 22 *мм*²; *8* — микалента ЛФЧ-ББ размером 0,13 × 20 *мм*

пазу расположено по два стержня. Переход от одного стержня к другому осуществлен в передней лобовой части катушки. Витковая изоляция выполнена из миканита толщиной 0,3 *мм* на прямолинейных участках и из одного слоя вполуперекрышу микаленты толщиной 0,13 *мм* на лобовых частях. Корпусная изоляция состоит из шести слоев вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,13 *мм*. Покровная изоляция уложена по всему периметру катушки. Компенсационная обмотка включена последовательно с обмоткой якоря; соединение катушек компенса-

ционной обмотки и катушек дополнительных полюсов выполнено медным проводом РКГМ сечением 95 *мм*².

Сердечники дополнительных полюсов подобны сердечникам двигателя НБ-412М. В связи с значительным уменьшением размеров катушки дополнительного полюса сердечник снабжен специальными уступами для ее крепления и массивными текстолитовыми опорами у полюсного наконечника. Между остовом и сердечниками дополнительных полюсов установлено по две алюминиевых прокладки толщиной 4 *мм* каждая.

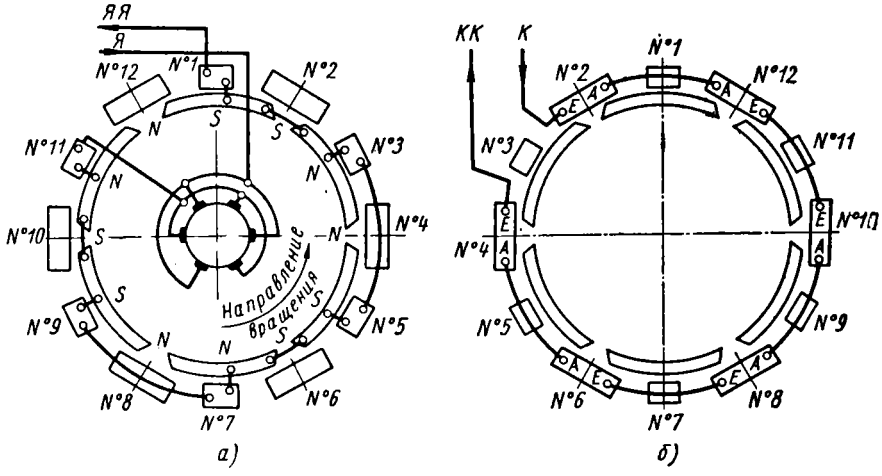


Рис. 111. Схема соединения катушек остова двигателя НБ-412К:
а — вид со стороны коллектора; *б* — вид со стороны, противоположной коллектору

Катушки дополнительных полюсов намотаны на узкое ребро из медной проволоки МГМ размером 4,1 × 32 *мм* и имеют по десять витков. Корпусная изоляция их такая же, как и у катушек главных полюсов, а витковая выполнена из электронита толщиной 0,3 *мм*.

Схема соединения катушек остова двигателя НБ-412К показана на рис. 111, а электромеханические характеристики — на рис. 112.

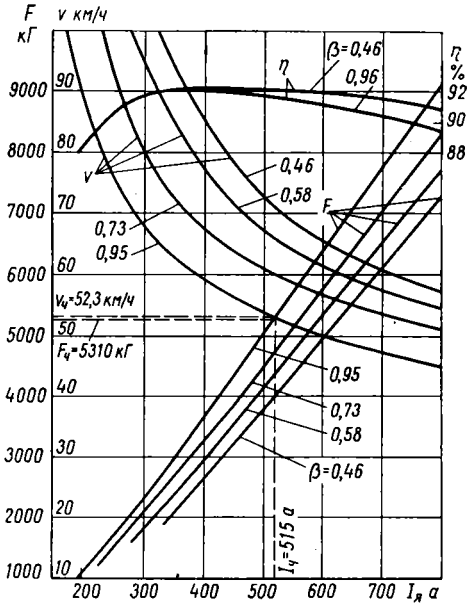


Рис. 112. Электромеханические характеристики двигателя НБ-412К

Тяговые двигатели НБ-414В и НБ-414М. Двигатели этого типа, предназначенные для электровозов ВЛ-80, шестиполюсные с цилиндрическим литым корпусом, в который запрессована шихтованная вставка, с опорно-осевым подвешиванием и двухсторонней зубчатой передачей. В якоре применены изоляционные материалы класса В, в катушках — класса Н.

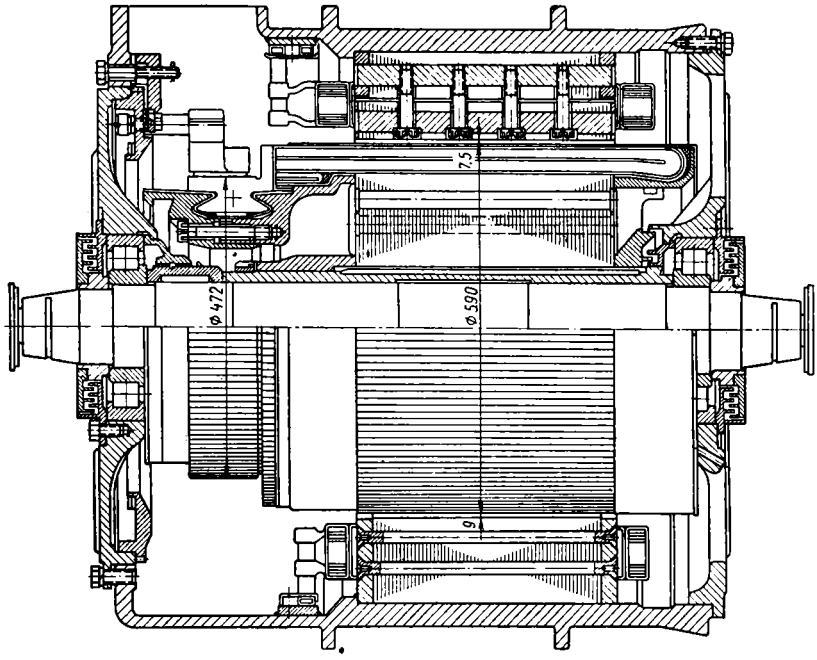


Рис. 113. Продольный разрез тягового двигателя НБ-414

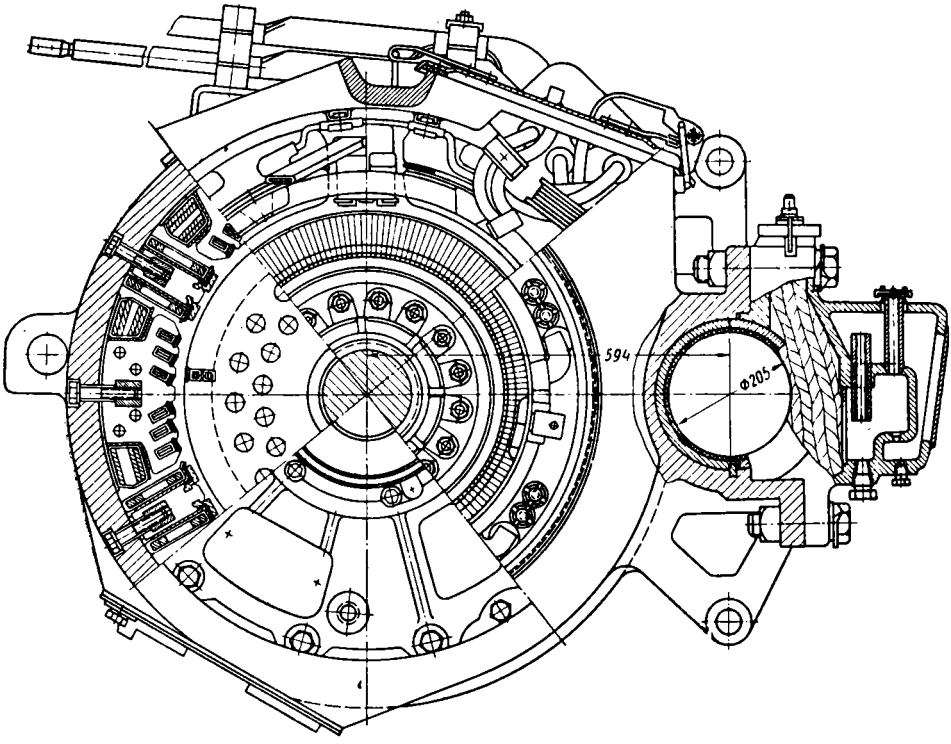


Рис. 114. Поперечный разрез тягового двигателя НБ-414

Продольный и поперечный разрезы двигателя приведены на рис. 113 и 114.

Остов двигателя состоит из литого корпуса и шихтованного статора. Корпус представляет собой отливку из стали 25ЛII цилиндрической формы; наружный диаметр корпуса 950 *мм*. Корпус имеет два прилива для моторно-осевых подшипников, кронштейны для крепления кожухов зубчатой передачи, рабочие и предохранительные кронштейны. Со стороны коллектора корпус имеет вентиляционный люк для входа охлаждающего воздуха и два коллекторных люка: по одному сверху и снизу. Расточка внутренней поверхности остова под посадку пакета статора выполена диаметром $880^{+0,09}$ *мм*. Горловины под посадку подшипниковых щитов имеют со стороны коллектора диаметр $760^{+0,12}$ *мм*, а со стороны, противоположной коллектору,— $882^{+0,13}$ *мм*. Длина корпуса в осевом направлении между торцовыми поверхностями под посадку подшипниковых щитов равна $975_{-0,2}$ *мм*, а по торцам моторно-осевых подшипников равна $1035_{-0,4}$ *мм*.

Статор набирают из листов электротехнической стали Э22 толщиной 0,5 *мм*, покрытых лаком № 202. Листы статора (рис. 115) сжимаются под прессом между двумя боковинами толщиной по 24 *мм* и скрепляются шестью заклепками диаметром 22 *мм* и шестью стержнями с заклепками диаметром 28 *мм*. Длина спрессованного сердечника статора составляет 425 *мм*. Спрессованный сердечник статора имеет шесть неотъемных дополнительных полюсов, шесть выступов с центрирующими впадинами для фиксированной установки башмаков главных полюсов. По осям расположения главных полюсов в статоре сделаны прямоугольные окна для запрессовки стержней, в которых имеются отверстия для болтов крепления сердечников. Готовый статор запрессовывают в корпус по шпонке давлением 80—110 *Т* с последующей приваркой его с торцов к корпусу.

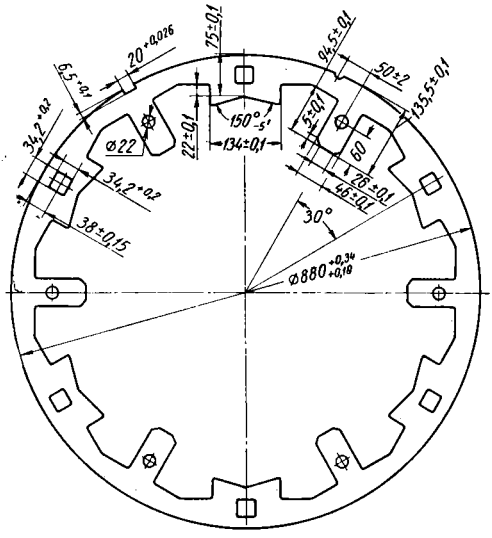


Рис. 115. Лист статора двигателя НБ-414В

Сердечники главных полюсов спрессованы из отдельных штампованных неизолированных листов электротехнической стали Э310 толщиной 0,5 *мм*, скрепленных между боковинами стержнями-заклепками диаметром 16 *мм*. В сердечник (рис. 116) запрессован стержень размером 34 × 34 *мм* для ввертывания в него полюсных болтов.

Сердечники дополнительных полюсов составляют часть сердечника статора. Каждый такой сердечник стянут под прессом заклепкой диаметром 22 *мм*. При таком исполнении сердечников дополнительных полюсов обеспечивается их высокая точность.

Катушки главных полюсов имеют по 14 витков, намотанных на узкое ребро из меди МГМ. К крайним виткам катушек меднофосфористым припоем ПМФ припаяны специальные скобы, к которым двумя болтами М10 крепятся выводные шины межкатушечных соединений. Конструкция катушки показана на рис. 117.

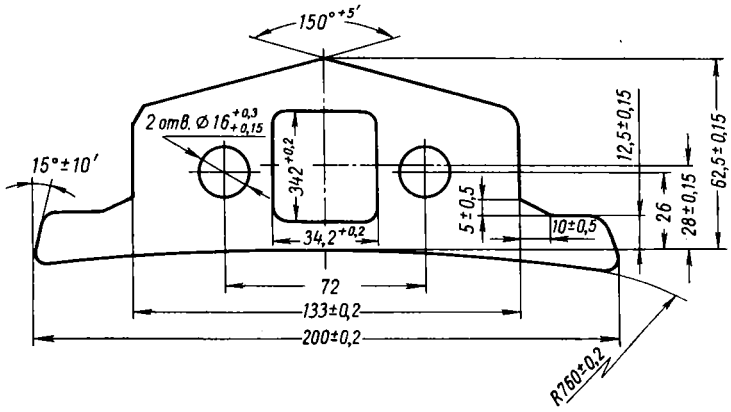


Рис. 116. Лист сердечника главного полюса двигателя НБ-414В

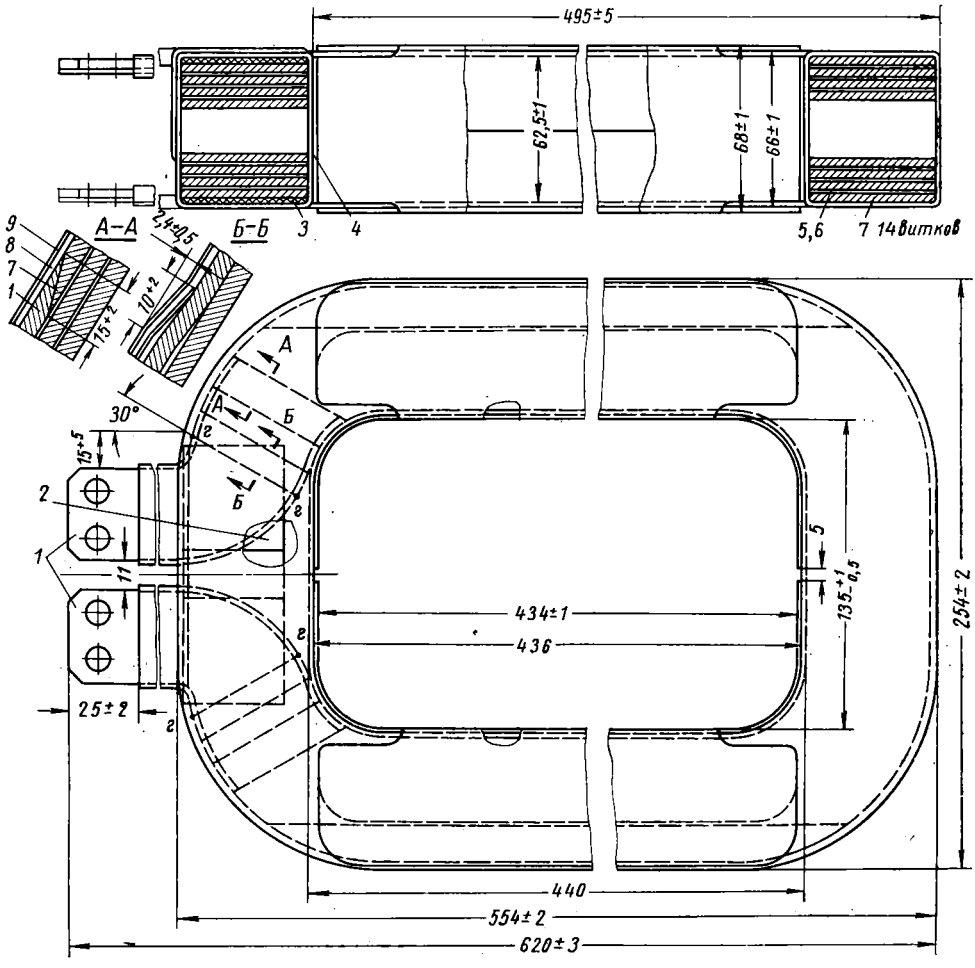


Рис. 117. Катушка главного полюса двигателя НБ-414В:

1 — выводная шина; *2* — изоляция из стекломиканита $Г_2ФКII$ толщиной 0,5 *мм*; *3* — изоляционная замазка; *4* — фланец; *5* и *6* — прокладки из асбестовой бумаги толщиной 0,5 *мм*; *7* — обмотка из меди МГМ размером 4 × 55 *мм*; *8* — изоляция из стекломикаленты ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм*, пять слоев вполуперекрышу; *9* — изоляция из стеклоленты толщиной 0,2 *мм*, один слой вполуперекрышу

Катушка дополнительного полюса (рис. 118) намотана на узкое ребро из меди МГМ сечением 7 × 28 *мм* и имеет 11 витков. Изоляция, конструкция выводов и технология изготовления катушек дополнительных полюсов такие же, как и у катушек главных полюсов.

На сердечники полюсов катушки установлены на пружинных рамках. Пружинная рамка главного полюса выполнена из четырех полос стали $60C_2$ толщиной 1 *мм*. Этой же рамкой крепятся и катушки дополнительных полюсов. Сердечники главных полюсов, собранные с катуш-

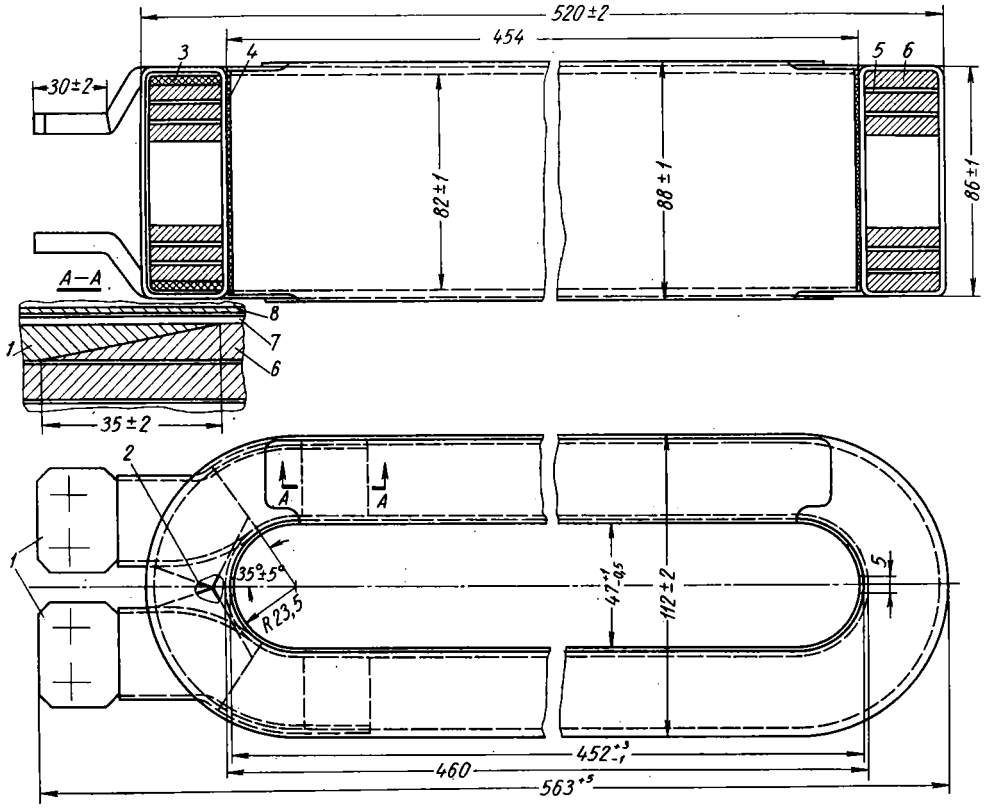


Рис. 118. Катушка дополнительного полюса двигателя НБ-414В:

1 — выводная шина; *2* — изоляция из стекломиканита $Г_2ФКII$ толщиной 0,5 *мм*; *3* — замазка 8601К; *4* — изоляция из стеклоленты толщиной 0,2 *мм*; *5* — витковая изоляция (асбестовая бумага толщиной 0,5 *мм*); *6* — обмотка из меди МГМ 7 × 28 *мм*; *7* — изоляция из стекломикаленты ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм*, пять слоев вполуперекрышу; *8* — изоляция из стеклоленты толщиной 0,2 *мм*, один слой вполуперекрышу

ками, крепят к статору после установки катушек дополнительных полюсов со стороны якоря четырьмя болтами М20 из стали 45.

Электрические соединения внутри остова выполнены изолированными медными шинами. К выводным скобам катушек соединительные шины присоединены двумя болтами М10 и металлической планкой. Места соединения перед изоляцией выравнивают изоляционной замазкой. Шины крепят к остову с помощью скоб и болтов. Соединение схемы двигателей со схемой электровоза осуществляется в клеммной коробке на остове двигателя. Схема соединения двигателя приведена на рис. 119.

Вал якоря выполнен из поковки (сталь 20ХН3А). Для посадки шестерен на обоих концах вала имеются конусы 1 : 10 диаметром

115 *мм*, внутренняя резьба для закрепления шестерен и шпоночные канавки. На вал без шпонки напрессована втулка якоря, отлитая из стали 25ЛI. На наружную поверхность втулки насажен сердечник якоря, нажимная шайба и коллектор.

Сердечник якоря собран из штампованных листов электротехнической стали Э22 толщиной 0,5 *мм*. Каждый такой лист покрывается с обеих сторон лаком № 202 толщиной 0,012—0,014 *мм*. Сердечник якоря после запрессовки имеет длину 420 *мм*, диаметр 590 *мм*. На сердечнике сделано 87 пазов для укладки обмотки, которые калибруются до размера по ширине $8{,}8^{+0{,}1}$ и глубине $46{,}7^{+0{,}1}$ *мм*. Крайние листы выполнены из стали толщиной 1 *мм* и вместе с листами из электротехнической стали склеены клеем БФ2 в пакет толщиной 15 *мм*. В сердечнике предусмотрено 40 вентиляционных отверстий, расположенных в два ряда.

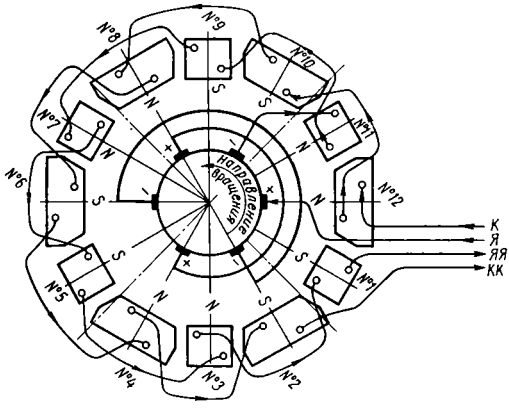


Рис. 119. Схема соединения катушек остова двигателя НБ-414В

Обмотка якоря простая петлевая, состоит из 87 шаблонных катушек и 58 уравнителей, в каждом из которых имеется по три проводника. До укладки обмотки обмоткодержатели изолируют со стороны коллектора миканитом, с противоположной стороны — составной формованной изоляцией из миканита и стеклопластика. На изолированный обмоткодержатель со стороны коллектора уложены уравнительные соединения. Уравнители присоединены к коллектору с шагом 1—117, по два на каждый паз. Шаг якорных катушек по пазам равен 1—15. В пазовой части (рис. 120, *а*) обмотка закреплена клиньями высотой 5 *мм*, изготовленными из текстолита или прессмассы АГ-4. Лобовые части обмотки закреплены стеклобандажами из стеклобандажной ленты размером 0,15 × 18 *мм*, изготовленной из продольных нитей ЭКБ-3, пропитанных лаком ПЭ-933. На передней лобовой части обмотки размещено 480 витков ленты, на задней — 450 витков. Общая толщина бандажа составляет примерно 4 *мм*.

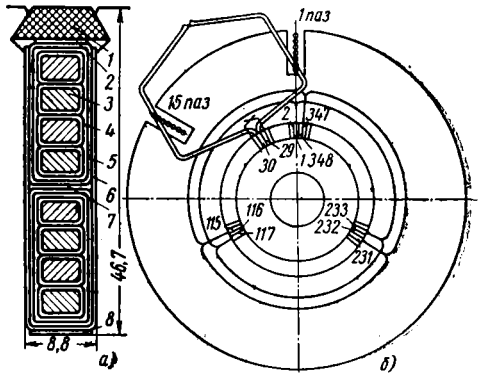


Рис. 120. Заполнение паза и схема обмотки якоря двигателя НБ-414В:

а — заполнение паза; *б* — схема обмотки; *1* — клин из текстолита Б; *2* — прокладка из картона ЭВ; *3* — проводник из меди МГМ; *4* и *6* — микалента ЛФЧ-Б размером 0,1 × 20 *мм*; *5* — бандаж из стеклоленты размером 0,1 × 20 *мм*; *7* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 толщиной 0,3 *мм*; *8* — прокладка из картона ЭВ толщиной 0,2 *мм*

В каждую катушку якоря входит четыре элементарных секций, расположенных в пазу плашмя (рис. 120, *а*), состоящих из одного медного проводника сечением 4,1 × 5,9 *мм*. При входе в петушки коллектора проводники имеют толщину 1,25 *мм*. Витковая изоляция выполнена из одного слоя микаленты вполуперекрышу.

Корпусная изоляция пазовой части катушки состоит из четырех слоев вполуперекрышу микаленты, в головке — из одного слоя вполуперекрышу шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*. Для предохранения корпусной изоляции сверху нее накладывают один слой вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*. Для уравнителей применен провод МГМ сечением 1,25 × 5,9 *мм*, изолированный одним слоем вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*. Покровная изоляция секции уравнительного соединения состоит из одного слоя вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*.

Пайку концов секций и уравнителей в петушки коллектора производят припоем ПОС-61. Предварительно концы лудят припоем ПОС-40.

Коллектор имеет 348 пластин. Диаметр его рабочей поверхности равен 472 *мм*, длина 113 *мм*. Для коллектора применена специальная медь — кадмиевая или с присадкой серебра; изоляционные прокладки изготовлены из коллекторного миканита КФШ толщиной 1,3 *мм*, а изоляционные манжеты коллектора — из формовочного миканита ФФГА.

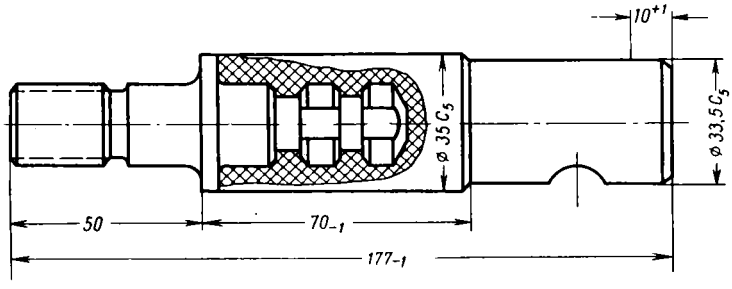


Рис. 121. Палец кронштейна щеткодержателя двигателя НБ-414В

Щеткодержатели по конструкции подобны щеткодержателям с цилиндрическими пружинами (см. рис. 108, *а*) тягового двигателя НБ-412М.

В каждый щеткодержатель установлено по две щетки, разрезанные по ширине на три части (10,7 + 10,7 + 10,7) × 50 × 60 *мм*. Щетки армированы медными шунтами и резиновым амортизатором. Сила нажатия пальца на щетку составляет 3,85—4,5 *кГ*.

Кронштейны щеткодержателей разъемные с гребенкой на торце для крепления щеткодержателя. Каждый кронштейн имеет два пальца, представляющих собой шпильки из стали 45, опрессованные прессмассой АГ-4В (рис. 121). Кронштейны со щеткодержателями закреплены на траверсе, отлитой из стали 25ЛI. В теле траверсы сделан кольцевой ручей для размещения и крепления шинных соединений, а по наружному ободу предусмотрен зубчатый венец, который сцеплен с шестерней поворотного механизма, смонтированного на валике, закрепленном на стенке остова против вентиляционного люка. Правильное положение траверсы и щеткодержателей на коллекторе обеспечивается так же, как и в двигателе НБ-412М.

Подшипники двигателя роликовые средней серии, 8Н 42328ЛУ. Отливки подшипниковых щитов и крышек выполнены из стали 25ЛI, втулки и лабиринтные кольца — поковкой из стали Ст.3 или Ст.5. Для осмотра шинных соединений траверсы и для отворачивания гаек крепления пальцев щеткодержателей в подшипниковом щите имеется люк, закрытый крышкой на болтах. Подшипниковые щиты со стороны коллектора и с противоположной ему стороны для посадки в остов имеют поверхнос-

ти диаметром $760^{+0,27}_{+0,15}$ *мм* и $882^{+0,34}_{+0,21}$ *мм*. Диаметр отверстия для посадки наружного кольца подшипника равен $300^{+0,035}_{+0,018}$ *мм*.

Моторно-осевые подшипники подобны ранее рассмотренным.

Вентиляция двигателя независимая, принудительная с подачей охлаждающего воздуха в коллекторную камеру двигателя; затем воздух распределяется так же, как и в двигателе НБ-412М.

С целью повышения эксплуатационной надежности тяговых двигателей НБ-414В для работы их в условиях Восточной Сибири была осуществлена модернизация двигателей, в процессе которой выполнено следующее:

1. Закрыта задняя лобовая часть катушек якоря по типу тяговых двигателей НБ-406, НБ-412М (см. рис. 113).

2. Установлена коробка выводов на опорных изоляторах по типу тягового двигателя ТАО-649.

3. Усилен конус коллектора, ласточкин хвост коллекторных пластин и изменена конструкция замка коллектора по типу тяговых двигателей НБ-406, НБ-412М.

4. Конструкция кронштейна щеткодержателя и пальцев кронштейнов стали аналогичной конструкции кронштейна и пальцев тягового двигателя НБ-412М.

Электромеханические характеристики двигателя НБ-414М приведены на рис. 122.

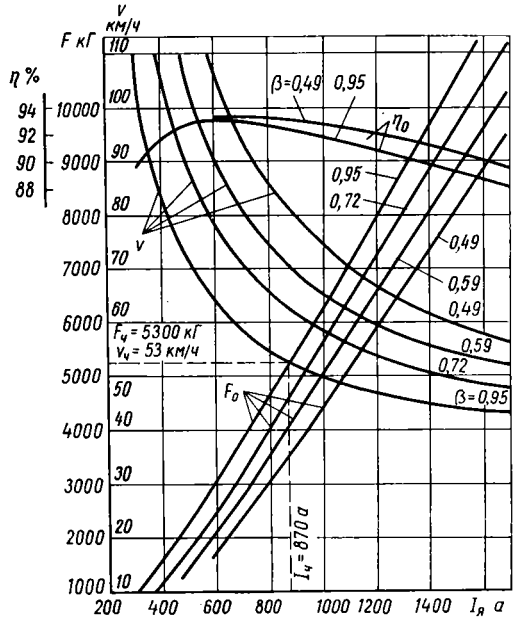


Рис. 122. Электромеханические характеристики двигателя НБ-414Б

Тяговый двигатель НБ-418К. Тяговый двигатель НБ-418К (рис. 123 и 124), установленный на электровозе ВЛ80К, шестиполюсный, компенсированный, с опорно-осевым подвешиванием и двухсторонней передачей с косозубыми шестернями ($\mu = 4,19$). Передача размещена в разъемных стеклопластовых кожухах.

Остов имеет цилиндрическую форму и отлит из стали 25ЛII. С наружной его стороны предусмотрены приливы для крепления букс моторно-осевых подшипников, кожухов зубчатой передачи, кронштейна подвески двигателя, а также предохранительные кронштейны. Со стороны коллекторной камеры предусмотрены раструб для входа вентиляционного воздуха и два смотровых люка. На торцовой стенке остова со стороны коллектора для устройства стопорения и фиксации траверсы имеются четыре отверстия диаметром 22 *мм* и одно отверстие диаметром 30 *мм*. Внутренняя поверхность остова под установку полюсов и катушек расточена по диаметру 910 ± 0,1 *мм*. Отверстие под посадку подшипниковых щитов имеет диаметр $760A_{2a}$ *мм* со стороны коллектора и $862A_{2a}$ с противоположной ему стороны. Наружный диаметр остова равен 1050 *мм*; длина остова по торцам горловин подшипниковых

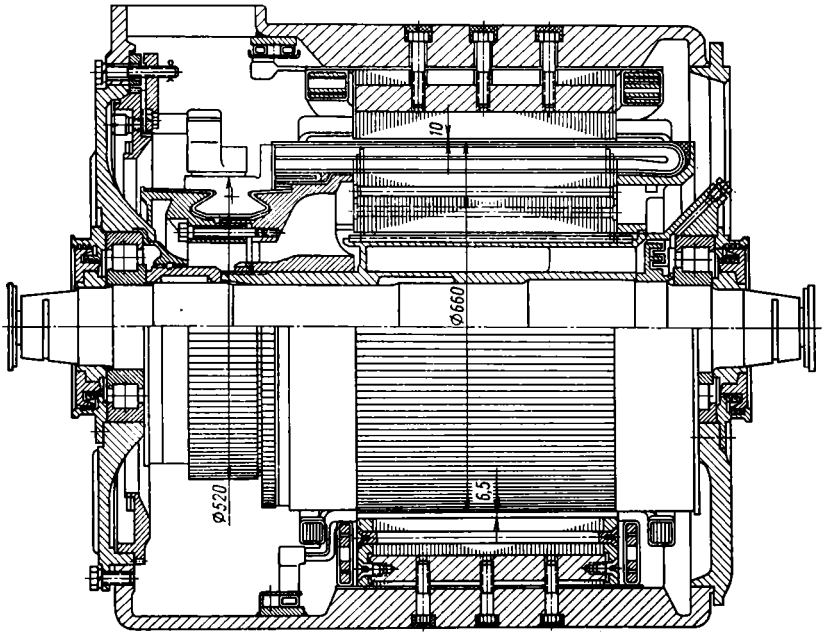


Рис. 123. Продольный разрез тягового двигателя НБ-418К

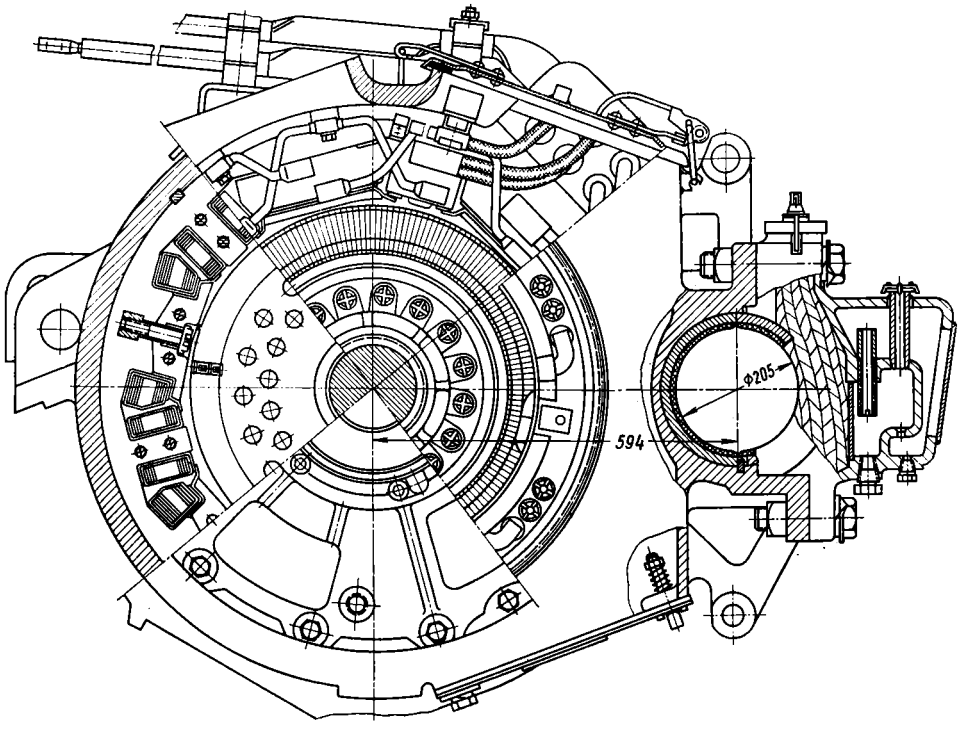


Рис. 124. Поперечный разрез тягового двигателя НБ-418К

щитов составляет $955_{-0,4}$ *мм*, а по торцам моторно-осевых подшипников — $1035_{-0,4}$ *мм*.

Сердечники главных полюсов собраны с усилием 150 *Т* на пяти стержнях-заклепках диаметром 16 *мм* из штампованных листов электротехнической стали Э22 толщиной 0,5 *мм* (рис. 125) и сварных боковин толщиной 9 *мм*, набранных из листовой стали Ст.3 толщиной 1,5 *мм*. Длина сердечника равна 400 ± 1,5 *мм*.

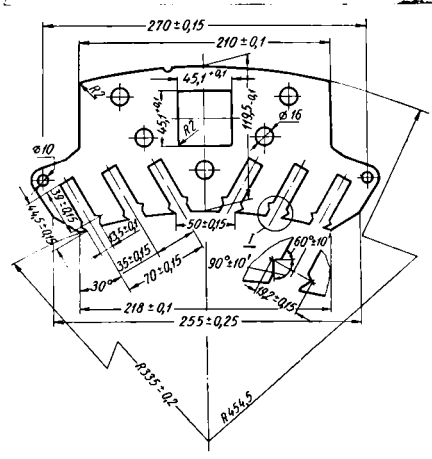


Рис. 125. Лист главного полюса двигателя НБ-418К

В башмаке каждого сердечника имеется по шесть открытых пазов шириной $13,5^{+0,3}$ *мм* и глубиной $44,5_{-0,3}$ *мм*, расположенных параллельно продольным осям дополнительных полюсов. Для крепления полюсов к остову в сердечник запрессован стержень размером 45 × × 45 *мм* с тремя отверстиями под болты М30. Сердечник дополнительного полюса шихтуется при помощи пресса с усилием 26—34 *Т* из штампованных листов электротехнической стали Э13 толщиной 0,5 *мм* (рис. 126) на одной заклепке диаметром 12 *мм* и стержне размером 28 × 40 *мм*, в котором предусмотрено три отверстия для крепления сердечника к остову. Для лучшей спрессовки листов их помещают между боковинами толщиной 24 *мм*. Полюс имеет опорные кронштейны для катушки, изготовленные из латуни ЛЖМц 59-1, ТУ ЦМО 1307—53 и закрепленные в специальных пазах сердечника.

Немагнитная (текстолитовая) прокладка под полюсом имеет толщину 7,5 *мм* и крепится к сердечнику винтами. Сверху нее размещена стальная прокладка толщиной 3 *мм*.

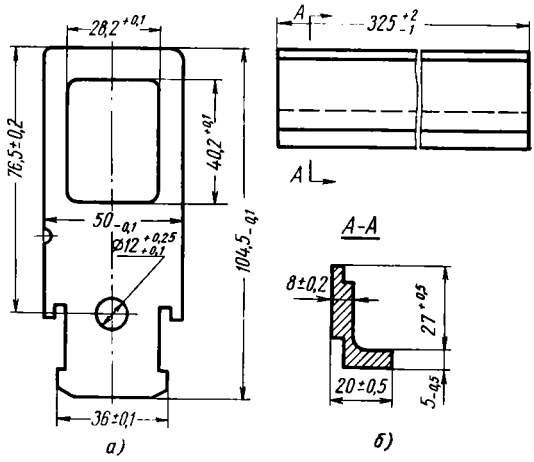


Рис. 126. Лист и наконечник дополнительного полюса двигателя НБ-418К:
а — лист; *б* — наконечник

Катушки главных полюсов имеют по 11 витков, намотанных на узкое ребро из шинной меди МГМ сечением 4 × 65 *мм*. Для лучшего прилегания к внутренней поверхности остова катушки формуют. Изоляция между витками выполнена из асбестовой бумаги толщиной 0,3 *мм*. К крайним виткам катушек припаяны медно-фосфористым припоем выводные шины.

Перед наложением изоляции все неровности катушки выравнивают нагревостойкой электроизоляционной замазкой 8601. Корпусная изоляция катушек состоит из пяти слоев вполуперекрышу микаленты ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм* (выводные шины имеют три слоя изоля-

ции), а покровная изоляция — из одного слоя вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,2 *мм*. Для повышения монолитности катушки компаундируют, а для повышения влагостойкости покрывают эмалью ПКЭ-19.

Катушки дополнительных полюсов также намотаны на узкое ребро из меди МГМ сечением 16×11 *мм* и имеют по девять витков. Изолированы они так же, как и катушки главных полюсов.

Компенсационная обмотка выполнена в виде шести отдельных катушек, уложенных в пазы сердечников главных полюсов и закрепленных в них текстолитовыми клиньями. Катушки намотаны из прямоугольной медной проволоки МГМ сечением 4,4 × 35 *мм* и имеют по шесть витков. В каждом пазу расположено по два стержня с витковой изоляцией из одного слоя микаленты толщиной 0,1 *мм*, наложенной вполуперекрышу. Корпусная изоляция состоит из четырех слоев вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм* и покровной изоляции из одного слоя вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм* по всему периметру катушки.

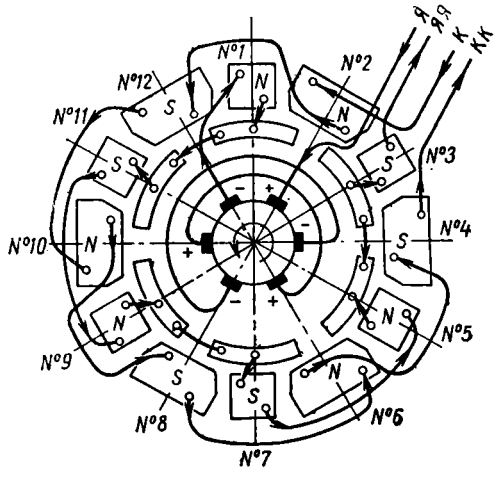


Рис. 127. Схема соединения обмотки остова двигателя НБ-418К

При сборке катушек главных полюсов с сердечниками между катушкой и полюсным башмаком устанавливают пружинные рамки, подобные рамкам тягового двигателя НБ-412М, а в окно катушек — предохранительный фланец толщиной 1 *мм*. Под сердечник и катушку главного полюса ставят по одной прокладке из стали Э310 толщиной 0,5 *мм*. При сборке дополнительных полюсов устанавливают пружинные фланцы толщиной 2 *мм* из стали 45.

После установки главных полюсов диаметральное расстояние между ними должно быть равно $670^{+0,5}_{-0,7}$ *мм*, а между дополнительными полюсами $680^{+0,9}_{-0,5}$ *мм*.

Для электрических соединений внутри остова использованы изолированные медные шины, как и на двигателе НБ-414. Схема соединения обмотки остова показана на рис. 127.

По конструкции вал якоря, якорная втулка и другие детали, насаживаемые на вал, аналогичны соответствующим узлам двигателей НБ-412К, НБ-414 и отличаются от них только размерами.

Сердечник якоря набирают из штампованных лакированных листов электротехнической стали Э22 толщиной 0,5 *мм*, наружный диаметр которых равен 660 ± 0,1 *мм*, а внутренний — $315А_{2а}$. Листы сердечника имеют 87 пазов для обмотки, шириной после калибровки $9,8^{+0,1}$ *мм* и глубиной $42,1^{+0,1}$ *мм*. Сердечник длиной 384 ± 1 *мм* имеет 44 вентиляционных отверстия диаметром $30А_7$ *мм*, расположенных в два ряда. Набор листов на втулку якоря в сердечник осуществляют по шпонке.

Для устранения распушения зубцов крайние листы выполнены из стали толщиной 1 *мм*, попарно сварены точечной контактной сваркой. При наборе листов на втулке их спрессовывают с усилием 104 *Т*, окончательно запрессовывают сердечник с усилием 150 *Т*.

Коллектор имеет 348 пластин и скреплен 16 болтами с уплотнительными шайбами. Комплект медных и миканитовых пластин запрессован на корпус коллектора усилием 110 *Т*.

Коллекторные пластины выполнены из меди с присадкой серебра и имеют приварные петушки со шлицами шириной 1,8 *мм*. Межламельные изоляционные пластины изготовлены из коллекторного миканита КФА толщиной 1,4 *мм*, а изоляционные манжеты толщиной 2,4 *мм* и цилиндр толщиной 1 *мм* — из формовочного миканита.

Коллекторные болты диаметром с резьбой М20 изготовлены из хромистой стали 40Х, уплотнительные шайбы — из мягкой отожженной меди. Длина болтов равна 165 *мм*. Корпус и конус коллектора отлиты из стали 35ГТЛ. До установки на якорь коллектор трижды испытывают при скорости разгона 2600 *об/мин*.

На втулку якоря коллектор напрессован с усилием 31—70 *Т* с последующей допрессовкой с усилием 150 *Т*. Окончательно обработанный коллектор при отделке якоря должен иметь длину рабочей поверхности, равную 131 *мм* при рабочем диаметре 520 *мм*.

Обмотка якоря (рис. 128) простая петлевая, состоит из 87 шаблонных катушек *12* и 58 секционных уравнителей, в каждом из которых имеется по три проводника, уложенных со стороны коллектора. До укладки обмотки обмоткодержатели изолируют миканитом. Подсоединение уравнителей к коллектору выполнено по шагу 1—117, при двух уравнителях на паз.

Шаг якорных катушек по пазам 1—15. В пазовой части обмотка закреплена клиньями *9* с высотой 5 *мм*, изготовленными из текстолита В. На лобовые части обмотки уложены стеклобандажи *4* из стеклоленты 0,15 × 18 *мм*, длиной 2320 *м*, состоящей из продольных нитей ЭКБ-3, пропитанных лаком ПЭ-933. На передней лобовой части обмотки размещено 530 витков бандажа, на задней — 460 витков.

Каждая катушка имеет четыре элементарные секции, расположенные в пазу плашмя и состоящие из одного медного проводника сечением 3,53×6,9 *мм*. При входе в петушки коллектора проводники повернуты на 90° и расплющены по толщине до 1,7 *мм*. Каждый проводник изолирован одним слоем вполуперекрышу микаленты толщиной 0,1 *мм*.

Корпусная изоляция пазовой части катушки состоит из четырех слоев вполуперекрышу микаленты толщиной 0,1 *мм*, в головке — из одного слоя вполуперекрышу шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*. Покровная изоляция имеет один слой вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*.

Для уравнителей применен провод МГМ сечением 1,08 × 4,7 *мм*, изолированный одним слоем вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-Б толщиной 0,1 *мм*. Покровная изоляция секции уравнительного соединения состоит из одного слоя вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*.

Схема обмотки якоря приведена на рис. 129.

Двигатель имеет шесть щеткодержателей. По конструкции они подобны щеткодержателям с цилиндрическими пружинами двигателя НБ-412К. В каждый щеткодержатель установлено по три щетки, армированных медными шунтами и разрезанных по ширине на две части 2(12,5×32)×58 *мм*. Сила давления пальца на щетку составляет 1,2+ +1,5 *кГ*.

Расстояние от нижней поверхности окна под щетку до рабочей поверхности коллектора должно быть 3 ± 1 *мм*. Щеткодержатели к кронштейнам крепят на шпильках М16. Кронштейны щеткодержате-

лей аналогичны кронштейнам, примененным в тяговом двигателе НБ-414М, и закреплены на поворотной зубчатой траверсе, отлитой из стали 25Л1.

В двигателе предусмотрены роликовоподшипники средней серии, 8Н42328ЛУ.

Конструкция подшипниковых узлов, примененные для них материалы и основные размеры узлов такие же, как в двигателе НБ-414В.

Моторно-осевые подшипники с постоянным уровнем смазки такие же, как и в ранее рассмотренных двигателях.

Вентиляция двигателя независимая принудительная. Охлаждающий воздух поступает через вентиляционный люк в коллекторную камеру, далее воздух проходит тремя потоками, как и в двигателе НБ-412М.

Количество необходимого охлаждающего воздуха и соответствующие величины статического напора даны в табл. 17. Электромеханические характеристики двигателя НБ-418К приведены на рис. 130.

С 1967 г. на электровозы ВЛ80К устанавливают тяговые двигатели НБ-418К1 повышенной надежности, в которых применены якорные роликоподшипники 8Н42330Л1М с внутренним посадочным диаметром 150 *мм*, замкнутая си-

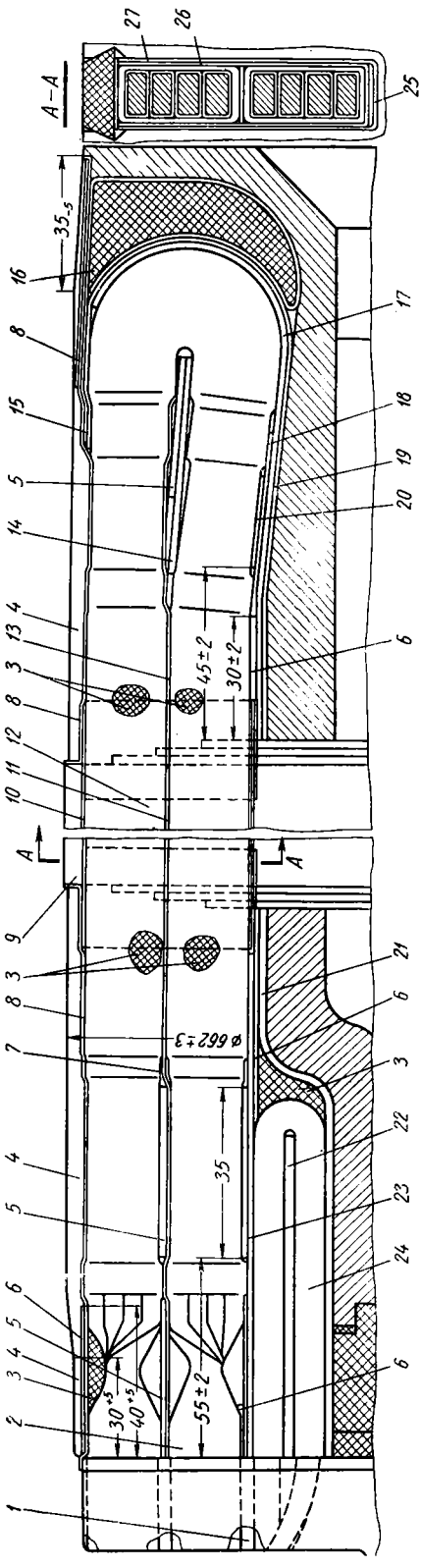


Рис. 128. Обмотка якоря двигателя НБ-418К:

1 — клин из медной проволоки размером 1,68 × 4,7 *мм*; *2* — прокладка из коллекторного миканита КФШ размером 0,8 × 15 × 30 *мм*; *3* — заполнитель — замазка ЗПТЭ-1; *4* — стеклобандаж размером 0,15 × 18 *мм*, длиной 2320 *м*; *5* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 35 × 480 *мм*; *6* — стеклянная лента размером 0,1 × 20 *мм*, длиной 150 *м*; *7* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 123 × 520 *мм*; *8* — прокладка из картона ЭВ размером 0,5 × 60 × 160 *мм*; *9* — пазовый клин; *10* — прокладка из картона ЭВ размером 0,5 × 10 × 495 *мм*; *11* — прокладка из миканита ГФС-2 размером 0,5×65×480 *мм*; 0,5×35×480 *мм*; *12* — якорная катушка; *13* — прокладка из миканита ГФС-2 размером 0,5×90×520 *мм*; *14* — прокладка из миканита ГФС-2 размером 0,5×65×175 *мм*; *18* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 45 × 160 *мм*; *19* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 65 × 240 *мм*; *20* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 30 × 450 *мм*; *21* — изоляция из формовочного миканита; *22* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 95 × × 585 *мм*; *23* — прокладка из гибкого миканита ГФС-2 размером 0,5 × 125 × 490 *мм*; *24* — уравнитель; *25* — прокладка из картона ЭВ размером 0,5 × 10 × × 405 *мм*; *26* — прокладка из картона ЭВ размером 0,2 × 140 × 410 *мм*; *27* — прокладка из картона ЭВ размером 0,5 × 95 × 585 *мм*

стема вентиляции по типу вентиляции двигателей GB-317/23a и НБ-420А; коробка выводов на изоляторах такая же, как и на двигателях ТАО 649 и НБ-414М. Номинальные данные такие же, как и у двигателя НБ-418К.

Тяговый двигатель НБ-415. Это четырехполюсный двигатель с шихтованной статорной вставкой, напряжением 1450 *в* и изоляцией обмоток на напряжение 1500 *в* для якоря класса В и полюсных катушек класса Н. Двигатель значительно унифицирован с двигателями НБ-414В.

Катушки главных полюсов имеют по 31 витку из медного провода МГМ сечением 1,95 × 65 *мм*, намотанного на узкое ребро и изогнутого по форме остова. Витковая изоляция — асбест толщиной 0,3 *мм*, корпусная — микалента ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм* и покровная — один слой вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,2 *мм*.

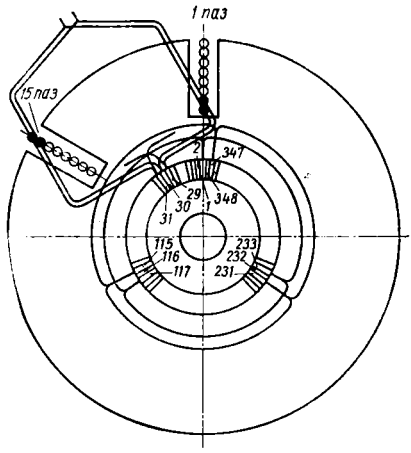


Рис. 129. Схема обмотки якоря двигателя НБ-418К (вид со стороны коллектора)

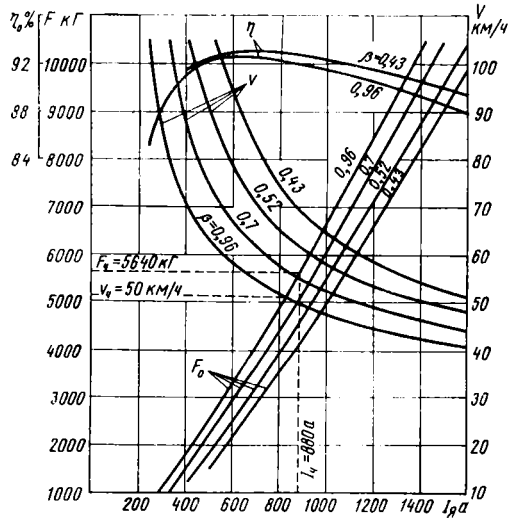


Рис. 130. Электромеханические характеристики тягового двигателя НБ-418К (F_0 и η — соответственно сила тяги и к. п. д. на оси колесной пары)

На прямолинейных участках катушек корпусная изоляция состоит из пяти слоев вполуперекрышу, а на лобовых частях — только из двух. На сердечниках катушки удерживаются пружинными рамками.

Катушки дополнительных полюсов имеют по 25 витков медного провода МГМ сечением 3 × 45 *мм*, намотанного на узкое ребро. Изолированы они так же, как и прямолинейные участки катушек главных полюсов.

Диаметр сердечника якоря 590 *мм*, длина 370 *мм*; якорь имеет 58 пазов. Обмотка якоря простая петлевая, состоит из 58 катушек, каждая из которых имеет шесть проводников МГМ сечением 3,05×7,4 *мм*, расположенных в пазах плашмя. Витковая изоляция — один слой вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-Б толщиной 0,075 *мм*, а корпусная изоляция — четыре слоя вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*. Покровная изоляция — один слой вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*. Ширина калиброванных пазов $10{,}3^{+0{,}1}$ *мм*, глубина $53^{+0{,}1}$ *мм*.

Катушки уложены в пазы с шагом 1—15. Обмотку в пазах крепят клиньями высотой 5 *мм* из прессмассы АГ-4, а на лобовых частях —

бандажами из немагнитной проволоки диаметром 2 *мм*. Обмотка имеет по два уравнителя на паз, уложенных в коллектор с шагом 1—175. Кронштейны щеткодержателей закреплены неподвижно на торцовой стенке остова.

Тяговые двигатели ТАО-649. Тяговые двигатели ТАО-649 электровозов Ф шестиполюсные, последовательного возбуждения, имеют два исполнения: ТАО-649АI и ТАО-649ВI. Первые предназначены для пассажирских электровозов, вторые — для грузовых. Оба двигателя имеют одностороннюю тяговую передачу.

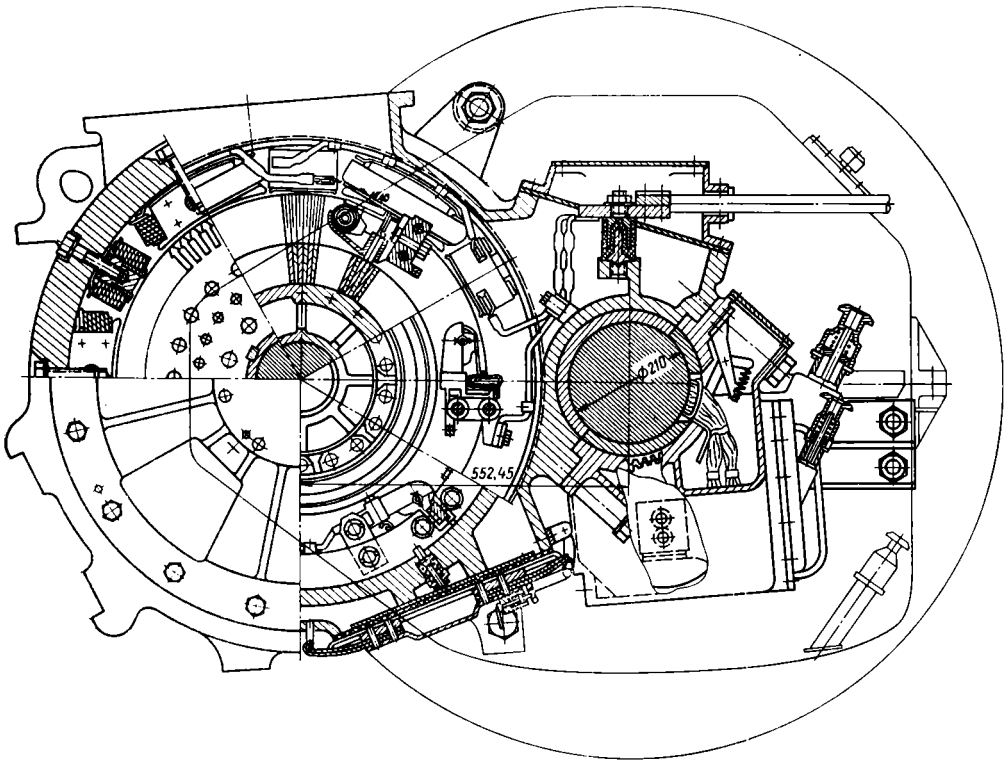


Рис. 131. Поперечный разрез тягового двигателя ТАО-649ВI

Электромеханические характеристики двигателей обоих исполнений одинаковые; технические данные их отличаются незначительно. Двигатели отличаются по типу подвешивания, что отражается в основном на конструкции остова.

Тяговый двигатель ТАО-649ВI показан на рис. 131, а его характеристики — на рис. 132.

Остов двигателя отлит из низкоуглеродистой стали и имеет форму полого цилиндра. Наружный диаметр остова равен 915 *мм*, внутренний — 795 *мм*. В верхней его части имеются два патрубка: патрубок, расположенный со стороны коллектора, размером 200 × 480 *мм*, служит для входа вентилирующего воздуха; патрубок с противоположной стороны, размером 95 × 480 *мм*, используют в зимнее время для отвода вентилирующего воздуха в кузов электровоза. В нижней части остова со стороны коллектора сделан смотровой люк. С противоположной стороны на остове предусмотрены приливы для крепления кожуха

зубчатой передачи. Для подвешивания двигателя предусмотрена опорная площадка с шестью отверстиями с резьбой М22 для установки подвешивающего устройства. Горловины остова под посадку подшипниковых щитов имеют диаметр $710^{+0,076}$ *мм*, а горловина моторно-осевой части $250^{+0,045}$ *мм*. Расстояние между плоскостями пазов под посадку моторно-осевых подшипников составляет $310^{+0,084}$ *мм*, длина остова по внешним кромкам плоскостей горловин под подшипниковые щиты $957_{-0,2}$ *мм*, а по внешним кромкам моторно-осевых горловин 1060 ± 0,2 *мм*.

Сердечники главных полюсов длиной 410 *мм* набраны из листов электротехнической стали толщиной 1 *мм*, изолированных лаковой пленкой. Для повышения магнитной проницаемости листы штампуют вдоль волокон металла. Сердечник скреплен четырьмя шпильками-заклепками диаметром 12,2 *мм*. Для крепления полюса к остову в сердечник вставляется круглый стержень диаметром 40 *мм* с отверстиями для полюсных болтов. Вместо боковин с каждой стороны девять крайних листов сварены точечной сваркой в пакеты (по три листа).

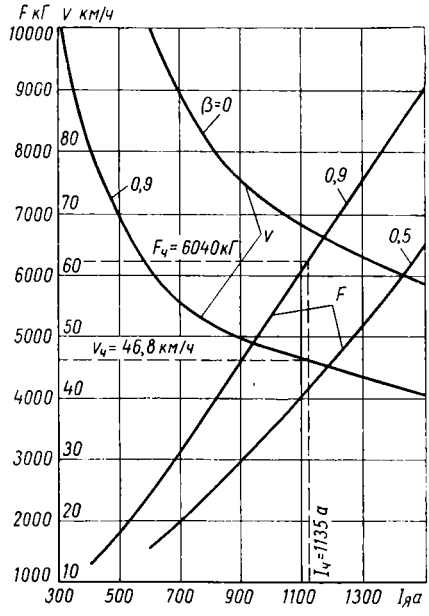


Рис. 132. Электромеханические характеристики тягового двигателя ТАО-649В1

Сердечники дополнительных полюсов изготовлены из стального проката поперечного сечения 40 × × 380 *мм*. Для упора катушек к концу полюса приварены уголки из немагнитной стали. В полюсе имеются три отверстия с резьбой М24. Со стороны остова к сердечнику полюса тремя винтами прикреплена латунная прокладка толщиной 4 *мм*, образующая второй зазор.

Катушка главного полюса имеет девять витков (рис. 133), намотанных на узкое ребро из голой шинной меди сечением 5 × 35,5 *мм*. Для витковой изоляции применены две пропитанные лаком асбестовые прокладки толщиной 0,2 *мм*. Катушка изолирована тремя слоями вполуперекрышу слюдосиликоновой ленты толщиной 0,12 *мм*, причем каждый слой покрыт лаком. Поверх изоляции наложен один слой вполуперекрышу асбестовой ленты толщиной 0,2 *мм*. Катушка с изоляцией покрыта лаком.

Катушка дополнительного полюса имеет десять витков (рис. 134), намотанных на узкое ребро из шинной меди сечением 5,6×35,5 *мм*. Изоляция этой катушки такая же, как и у катушки главного полюса. Для уменьшения распушения изоляции на боковых сторонах катушки изоляция ее выполнена по частям. Витки катушки разделены на две части, изолированные отдельно. Промежуточный виток также изолирован.

Пружинные фланцы между катушками и полюсами не предусмотрены. Постоянное нажатие на катушки полюсных наконечников осуществляется через стальные прокладки, установленные сверху и снизу катушек главных полюсов, а у дополнительных полюсов — только снизу. Межкатушечные соединения выполнены в виде шин, припаянных к выводным концам катушек тугоплавким припоем.

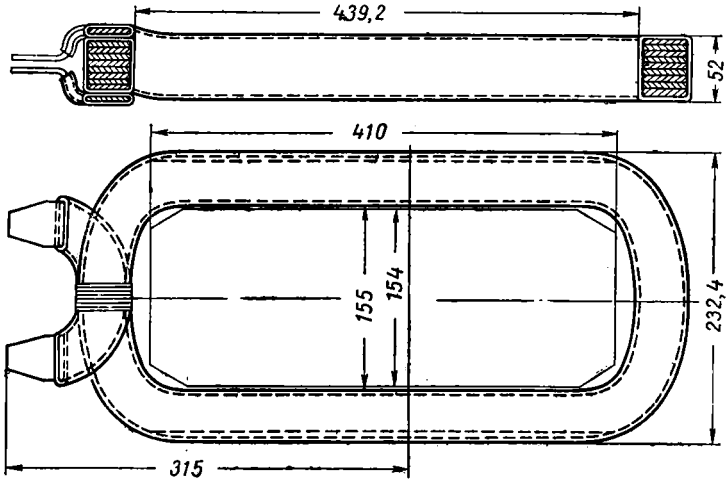


Рис. 133. Катушка главного полюса двигателя ТАО-649ВI

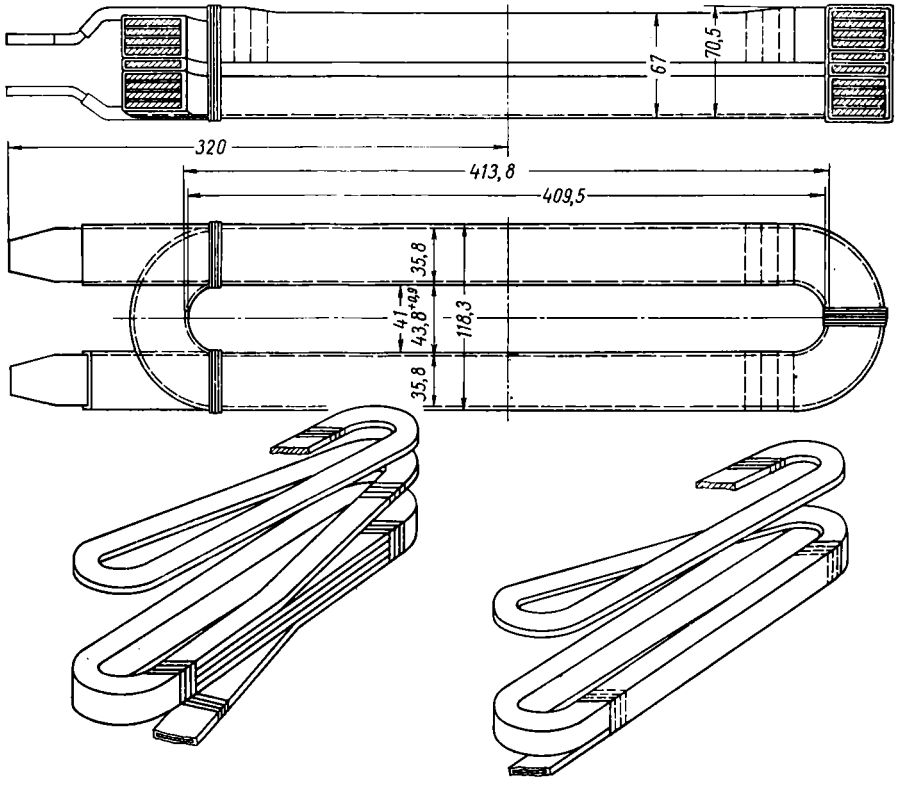


Рис. 134. Катушка дополнительного полюса двигателя ТАО-649ВI

Основные узлы якоря собраны на втулке. Вал якоря изготовлен из стали, содержащей 1,07% хрома, 0,79% марганца и 0,3% молибдена. Вал со стороны коллектора под посадку внутренних колец подшипников имеет диаметр $110^{+0,045}_{+0,023}$ *мм*, а со стороны, противоположной коллектору, $160^{+0,068}_{+0,043}$ *мм*.

Втулка якоря объединена в одну деталь с корпусом коллектора, являющимся одновременно нажимной шайбой, и напрессована на вал

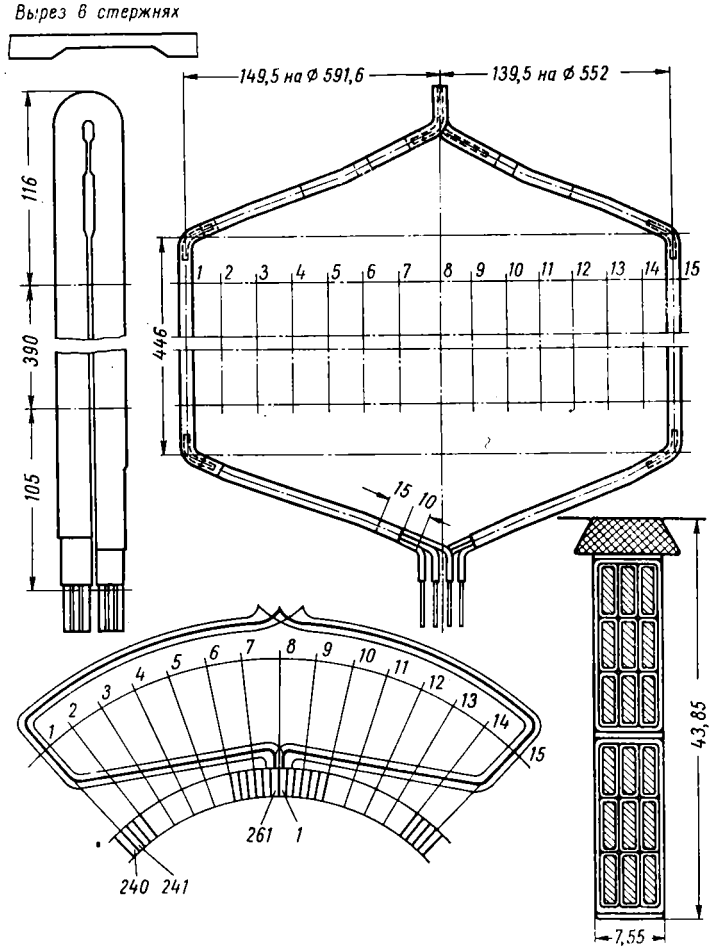


Рис. 135. Катушка, заполнение паза и схема обмотки якоря тягового двигателя ТАО-649В1:

1 — 15 — номера пазов

без шпонки. На втулку якоря напрессованы сердечник и задняя нажимная шайба.

Сердечник с наружным диаметром 620 *мм* состоит из листов электротехнической стали толщиной 0,5 *мм*, покрытых с обеих сторон пленкой лака. Толщина его крайних листов 1 *мм*. Сердечник имеет 87 пазов размером 7,4 × 43,7 *мм* и три ряда вентиляционных каналов диаметром 22 и 26 *мм*. Внутренний диаметр осевого отверстия в листах сердечника под посадку его на втулку якоря равен 177,8±0,02 *мм*. Сердечник посажен на втулку без шпонки с натягом 0,009—0,075 *мм*.

Коллектор имеет 261 пластину из меди с присадкой 0,06% серебра при толщине межламельной изоляции 1,5 *мм*. В медных пластинах выштамповано по два отверстия диаметром 30 *мм*. Диаметр рабочей поверхности коллектора равен 462 *мм*, а петушков — 618 *мм*. Длина коллектора до петушков составляет 163 *мм*, а длина петушков — 18 *мм*.

Обмотка якоря простая петлевая, имеющая 87 шаблонных катушек и 132 уравнительных соединения с шагом по пазам 1—14. Уравнительные соединения подсоединены к коллектору с шагом 1—175.

Каждая якорная катушка (рис. 135) состоит из трех элементарных секций, имеющих по три проводника сечением 1,6 × 5,6 *мм*, которые расположены в пазу вертикально. Каждый проводник изолирован силиконовой изоляцией толщиной 0,22 *мм* на сторону. Корпусная изоляция катушки состоит из трех слоев вполуперекрышу силиконослюдосиликоновой ленты толщиной 0,08 *мм*. На углах между элементарными секциями проложены пластинки из слюды размером 0,05 × 18 × 30 *мм*. Схема обмотки якоря и конструкция секции приведены на рис. 135. Обмоткодержатели изолированы от якорных катушек силиконослюдинитовыми прокладками.

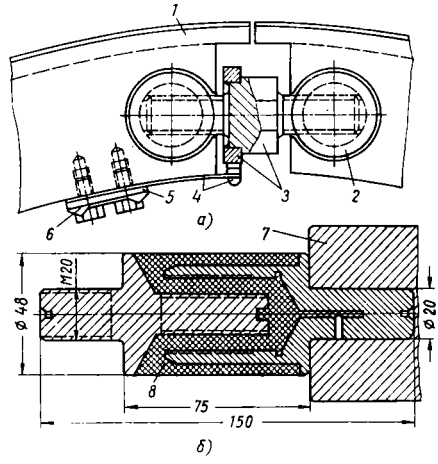


Рис. 136. Зажим траверсы и кронштейн щеткодержателей тягового двигателя ТАО-649ВI:

а — зажим; *б* — кронштейн; *1* — траверса; *2* — цилиндрический шарнир; *3* — стопорная гайка; *4* — стопор; *5* — соединительная планка; *6* — специальная шайба; *7* — брусок; *8* — палец

Между верхним и нижними слоями якорных катушек и под пазовым клином установлены силиконовые прокладки толщиной 0,4 *мм*. Обмотка якоря пропитана специальными лаками класса Н. Зазоры между секциями у петушков коллектора и все пустоты в лобовых частях обмотки заполнены изоляционной мастикой. Обмотка в пазах закреплена клиньями, а в лобовых частях — стальными бандажами из немагнитной проволоки прямоугольного сечения 1,5 × 3 *мм*. Бандаж на передней лобовой части имеет 48 витков, а на задней — 44 витка. На участках между сердечником якоря и стальным бандажом, а также на петушках коллектора уложен силиконовый шнур диаметром 2 *мм*. Уравнители имеют сечение 1,6 × 5,6 *мм*, и их изоляция аналогична изоляции якорных катушек.

Траверса щеткодержателей представляет собой разрезанное кольцо с устройством (рис. 136, *а*), позволяющим сжимать или разжимать кольцо ключом. На кольце приварены шесть лап, к которым прикреплены кронштейны щеткодержателей. Кронштейн представляет собой стальной брусок *7* с двумя отверстиями, в которые запрессованы два пальца *8* специальной конструкции (рис. 136, *б*).

Корпус щеткодержателя латунный с двумя окнами размером 16 × ×72 *мм* для четырех щеток. Усилие нажатия на щетку, равное 2,5—3,5 *кГ*, передается от спиральной пружины через нажимной палец и регулируется с помощью поворотного барабана. На двигателе установлены щетки марки EG-978 разрезные, армированные медными шунтами. Каждая щетка имеет размер 2(8 × 36) × 50 *мм*.

Подшипниковые щиты отлиты из стали, содержащей примерно 0,45% углерода. Для посадки в остов они имеют поверхности диаметром

$710^{+0,134}_{+0,086}$ *мм*, обеспечивающим натяг в пределах 0,01—0,134 *мм*. В щите со стороны коллектора сделано окно для осмотра перемычек траверсы. Каждый щит крепится к остову 16 болтами М20.

Со стороны коллектора в двигателе установлен упорный роликоподшипник Н322, имеющий диаметры 110 и 240 *мм* и ширину 50 *мм*.

Со стороны передачи в двигателе установлен радиальный роликоподшипник U322, имеющий диаметры 160 и 340 *мм* и ширину 68 *мм*. Натяг при запрессовке наружных колец подшипников со стороны коллектора равен 0,046 *мм*, а со стороны передачи — 0,054 *мм*. Подшипники смазывают консистентной смазкой. Система лабиринтов защищает электродвигатель от проникновения смазки из подшипниковых камер, а также и из кожухов зубчатой передачи.

В щите со стороны, противоположной коллектору, сделаны окна, закрытые сеткой, для выхода вентилирующего воздуха. В зимних условиях эти окна закрывают заслонкой. На щите имеется площадка с двумя отверстиями для крепления кожуха зубчатой передачи.

Моторно-осевые подшипники состоят из стальных с баббитовой заливкой вкладышей и общей шапки. Каждый подшипник имеет камеру для масла и польстер для смазки оси. Циркуляция смазки осуществляется шестеренчатым насосом, расположенным в крышке масляной камеры средней части шапки. Масло поступает от насоса к подшипникам и возвращается в камеру.

Привод масляного насоса осуществлен от оси электровоза через его зубчатый венец, шестерню и ось. Масляный насос вместе с картером укреплен на специальном кронштейне. Смазка к осевым вкладышам подводится через польстеры и фитили. Польстер прижимается к оси пружиной. При скорости электровоза, равной 100 *км/ч*, насос обеспечивает производительность 108 *л/ч*. Емкость масляного резервуара при максимальном уровне масла 17 *л*.

В тяговом электродвигателе ТАО-649АI (рис. 6) межцентровое расстояние остова равно $596^{+0,2}$ *мм*, диаметр моторно-осевой горловины $344^{+0,05}_{+0,015}$ *мм*, а расстояние между гранями пазов для посадки шапок моторно-осевых подшипников $392^{+0,089}$ *мм*. Шапка моторно-осевого подшипника посажена в остов с натягом 0,09—0,16 *мм*. Производительность масляного насоса при скорости электровоза 100 *км/ч* составляет 150 *л/ч*.

Тяговый двигатель ТАО-649АI опорно-рамного подвешивания жестко укреплен на раме тележки, а в моторно-осевых подшипниках его вращается полый вал, охватывающий ось колесной пары с радиальным зазором 37,5 *мм*. Большое зубчатое колесо насажено на полый вал и связано с движущим колесом электровоза шарнирно-рычажной муфтой.

При такой конструкции подвешивания двигатель воспринимает значительно меньшие динамические усилия от неровностей пути.

Тяговый двигатель GB 317/23а. Двигатели этого типа, установленные на электровозах К, шестиполюсные, с компенсационной обмоткой, принудительной вентиляцией и опорно-осевым подвешиванием (рис. 137). Литой остов двигателя выполнен в виде цилиндра с наружным диаметром 982 *мм*, диаметром отверстия для установки полюса 842 *мм*, толщиной стенки 70 *мм*. Со стороны коллектора, в верхней части остова, предусмотрен патрубок размером 600×200 *мм* для ввода вентилирующего воздуха, а в нижней части остова — смотровой люк.

Сердечники главных полюсов набраны из листов электротехнической стали и скреплены десятью заклепками. Размер сердечника под катушкой 180 × 390 *мм*. В башмаке полюса сделано семь полузакры-

тых пазов для компенсационной обмотки. В спрессованных полюсных листах имеются отверстия с резьбой М24 для полюсных болтов.

Сердечники дополнительных полюсов выполнены шихтованными из листов электротехнической стали. Высота полюса 101 *мм* (для крепления катушек к полюсу приварены угольники).

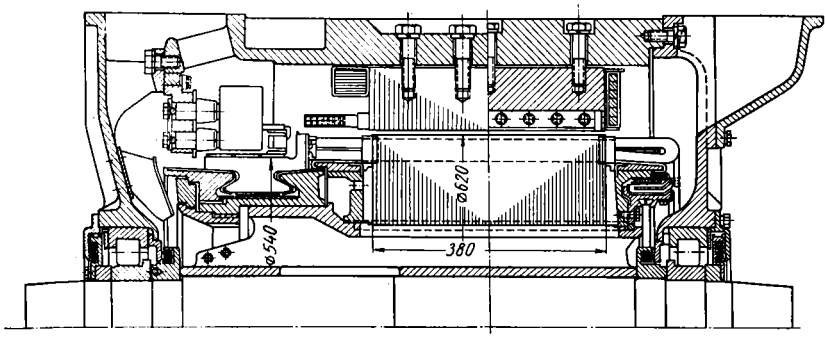


Рис. 137. Продольный разрез тягового двигателя GB 317/23а

Катушки главных полюсов (рис. 138) намотаны из меди прямоугольного медного проводника сечением 3,6 × 55 *мм*². Каждая катушка имеет по 11 витков, намотанных на узкое ребро, и формована для обеспечения прилегания ее к поверхности остова.

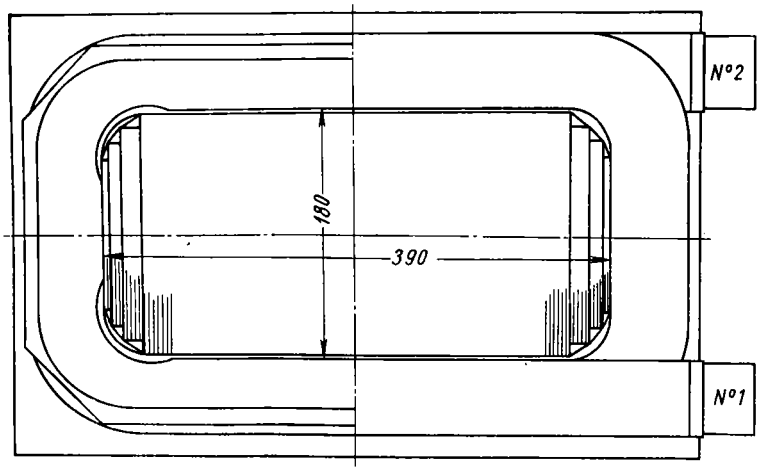


Рис. 138. Катушка главного полюса двигателя GB 317/23а:
№ 1—2 выводы

Для витковой изоляции применены две асбестовые прокладки толщиной 0,15 *мм*. Катушка изолирована одним слоем стеклоленты толщиной 0,2 *мм* встык, тремя слоями вполуперекрышу микаленты толщиной 0,1 *мм* и одним слоем вполуперекрышу стеклоленты 0,2 *мм*. После наложения изоляции катушку покрывают лаком. Сердечник полюса изолирован микафолием толщиной 0,6 *мм*. Под катушку подложены изоляционные рамки.

Катушка дополнительного полюса, имеющая 6 витков, намотана из медных проводников сечением 14 × 14 *мм*² (рис. 139). Изоляция,

процесс изготовления и отделка катушки дополнительного полюса такие же, как и катушки главного полюса.

Компенсационная обмотка выполнена из медных проводников сечением 7,5 × 9,5 *мм*². Отдельные изолированные проводники собраны в стержни. В каждом пазу уложено по два стержня, имеющих общую миканитовую корпусную изоляцию. Стержни компенсационной обмотки соединены со стороны коллектора и закреплены в полузакрытых пазах пазовыми клиньями.

Вал двигателя изготовлен из хромоникелемолибденовой стали. На его конусных концах под посадку шестерен имеется по три отверстия с резьбой М16 для болтов крепления шестерен торцовыми шайбами и по одному отверстию диаметром 25 *мм*, предназначенному для гидравлического съема шестерен. Втулка якоря представляет собой стальную отливку коробчатой формы; на вал втулка насажена со шпонкой.

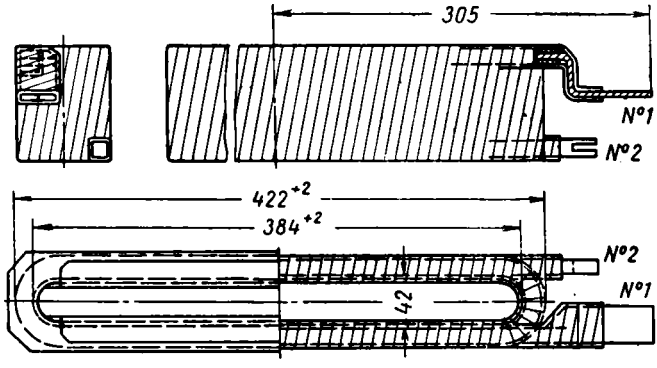


Рис. 139. Катушка дополнительного полюса двигателя GB 317/23а:
№ 1 — 2 — выводы

Листы сердечника якоря сделаны из электротехнической стали толщиной 0,5 *мм*, с обеих сторон покрыты лаком. Наружный диаметр их равен 620 *мм*. Листы имеют 99 пазов размером 7,6 × 46,5 *мм* и центровое отверстие диаметром 330 *мм* для посадки на ребра втулки. Вентиляционных отверстий в сердечнике нет. Сердечник напрессован на ребра втулки якоря на шпонке сечением 25 × 14 *мм*. В пазах сердечника сделан скос на одно пазовое деление, равное 19,7 *мм*.

Коллектор набран из 396 медных и 396 изоляционных миканитовых пластин толщиной 0,8 *мм*.

Коллектор, напрессованный на втулку якоря, закреплен гайкой с резьбой М360 × 3 под специальный ключ диаметром 320 *мм* с компенсационным упругим кольцом из хромомолибденовой стали. Коллектор на втулку якоря напрессован без шпонки. Задняя нажимная шайба закреплена на втулке разрезным стопорным кольцом.

Обмотка якоря простая петлевая, состоит из 99 шаблонных катушек (рис. 140) и 99 уравнительных соединений. Шаг обмотки по пазам 1—16. Обмоткодержатели и предохранительный фланец уравнителей изолированы миканитом. Каждая якорная катушка имеет четыре элементарные секции, выполненные из медного проводника сечением 4,3 × × 5,2 *мм*. Изоляция проводника — один слой микаленты толщиной 0,1 *мм* вполуперекрышу. Пазовая часть катушек изолирована микафолием толщиной 0,7 *мм*. Для защиты изоляции от повреждения в паз уложена гильза из прессшпана толщиной 0,15 *мм*. Между катушками и под

клином установлены прокладки из прессшпана. Концы проводников расплющены до толщины 1,5 *мм*. Уравнительные соединения расположены со стороны, противоположной коллектору, и размещены на специальном отъемном фланце. Уравнители соединены с катушками медными перемычками сечением 1,5 × 8 *мм* и припаяны твердым припоем. Уравнители укреплены 28 витками бандажа из магнитной проволоки

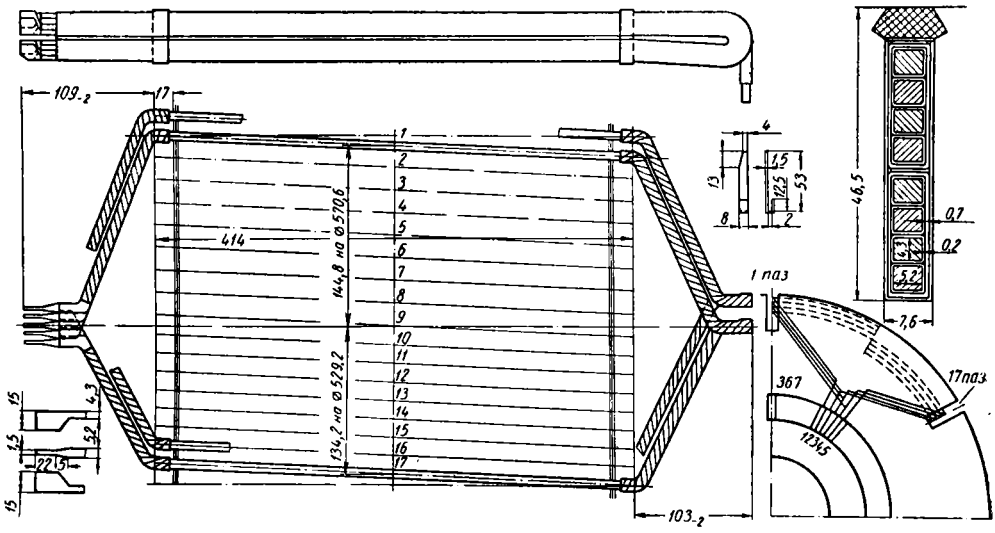


Рис. 140. Катушка, заполнение паза и схема обмотки якоря двигателя GB 317/23а

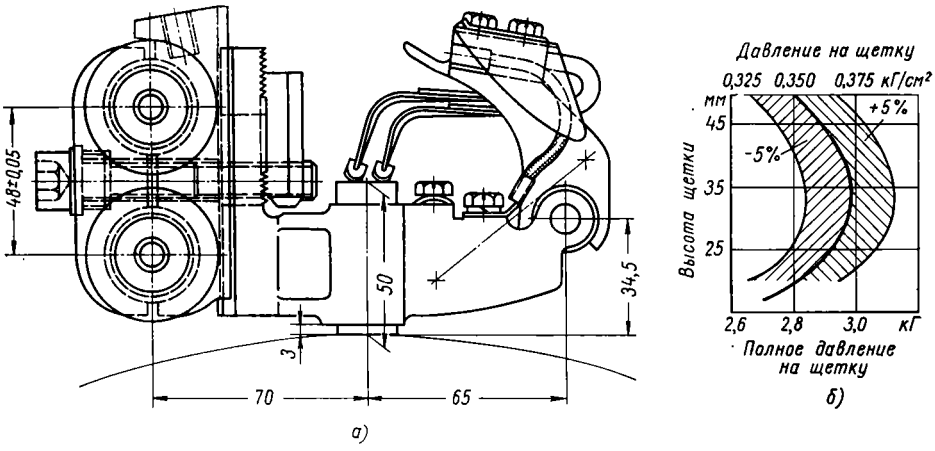


Рис. 141. Щеткодержатель двигателя GB 317/23а и его характеристики:
а — щеткодержатель; *б* — характеристики

диаметром 1 *мм*. Обмотка в пазах закреплена клиньями, лобовые части — двухслойными бандажами из немагнитной проволоки диаметром 1,5 *мм*: в нижнем слое имеется по 40 витков, в верхнем — по 32 витка на каждой лобовой части.

Щеткодержатели (рис. 141) имеют по три щетки размером 40 × × (2 × 10) × 50 *мм*. Каждая щетка разрезная, состоит из двух частей. Щеткодержатели закреплены кронштейнами, каждый из которых имеет по два изоляционных пальца, впрессованных в поворотную траверсу. Давление на щетки составляет 300—350 *Г/см*².

Подшипниковый щит со стороны коллектора в верхней части имеет вентиляционный патрубок. К остову он прикреплен болтами М20. С внутренней стороны посадочного бурта укреплена траверса щеткодержателей. С внутренней стороны щита на болтах установлена специальная воздухонаправляющая воронка. С наружной стороны щита сделан прилив для крепления кожуха зубчатой передачи. Щит со стороны, противоположной коллектору, имеет отверстия для выхода вентилирующего воздуха, прилив для крепления кожуха и отъемный патрубок. Щит прикреплен к остову болтами М20. Роликоподшипники NJ330 имеют диаметры 150 и 320 *мм* и ширину 65 *мм*. Уплотнения подшипников лабиринтно-щелевые, одинаковые для обоих подшипниковых узлов.

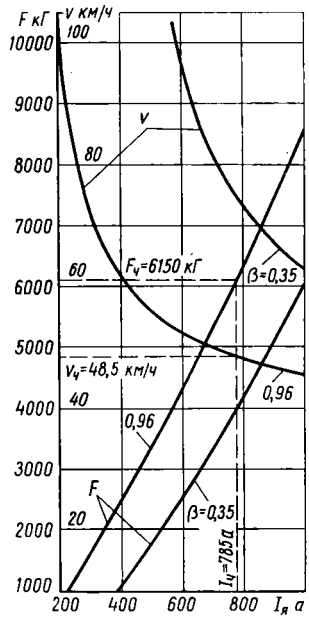


Рис. 142. Электромеханические характеристики двигателя GB 317/23а

В качестве моторно-осевых подшипников применены подшипники с польстерной смазкой. Корпусы буксы одновременно служат кронштейнами для крепления кожухов зубчатой передачи. Смазка поступает к смазочной подушке, прижимаемой к оси пружиной, через плоские фитили из резервуара в шапке. Вкладыши подшипников выполнены из стального литья и залиты бабитом. Для предохранения моторно-осевых подшипников от повреждения токами силовой цепи двигатель имеет заземляющий контакт, установленный в остове между моторно-осевыми подшипниками. Он представляет собой гильзу из цветного литья, в которой установлена щетка.

Характеристики двигателя даны на рис. 142.

Тяговый двигатель НБ-420. Тяговые двигатели (НБ-420А и НБ-420Б) имеют два исполнения (рис. 143) и предназначены для работы на электровозах двойного питания серии ВЛ82. Двигатели подключают к выпрямительной установке электровоза при его работе на пульсирующем токе или непосредственно к контактной сети при работе электровоза на постоянном токе. В связи с этим к конструкции двигателя предъявляются специфические требования: обеспечение его надежной работы на пульсирующем токе при полной проектной мощности с изоляцией обмоток относительно корпуса на напряжение 3000 *в* и с обеспечением ее электрической прочности по нормам Международной Электротехнической Комиссии (МЭК).

Двигатель четырехполюсный, компенсированный, опорно-осевого подвешивания с двухсторонней передачей, с шестернями, имеющими косые зубья.

По габаритным размерам, условиям вписывания в тележку и колесную пару двигатель взаимозаменяем с тяговыми двигателями электровоза ВЛ80К.

Цилиндрический остов отлит из стали 25ЛII. Наружный диаметр остова равен 1090 *мм*. Длина остова по торцам горловин подшипниковых щитов составляет $961_{-0,4}$ *мм*, а по торцам моторно-осевой части $1035_{-0,4}$ *мм*.

Внутренняя поверхность остова под посадку полюса имеет диаметр $935A_3$ *мм*, а поверхности под посадку подшипниковых щитов со стороны

коллектора — 585A_{2a} *мм* и со стороны, противоположной коллектору, 882A_{2a} *мм*. Для осмотра коллектора и щеток в остове сделаны три люка: один вверху и два внизу. Кроме того, предусмотрено два вентиляционных люка: со стороны коллектора для входа воздуха, а с противоположной стороны — для его выхода. Этот люк образуется остовом и подшипниковым щитом. В остальном остов подобен остову двигателя НБ-418К.

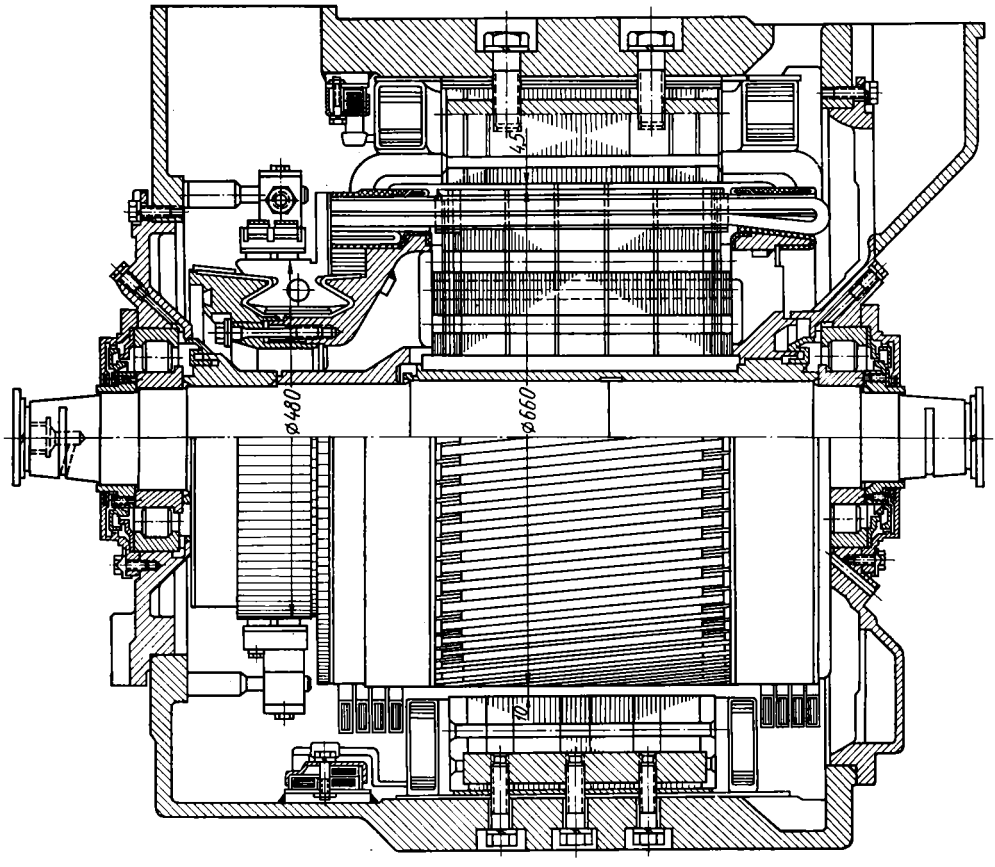


Рис. 143. Тяговый двигатель НБ-420А

Конструкция сердечника главного полюса показана на рис. 144. Для удобства монтажа и упрощения изготовления компенсационной обмотки пазы в башмаках главных полюсов выполнены открытыми и наклонены относительно его вертикальной оси на 45°.

Катушки главных полюсов (рис. 145) намотаны на ребро из шинной меди МГМ сечением 1,95×65 *мм*. Каждая катушка имеет по 25 витков. К крайним виткам катушки медно-фосфористным припоем припаиваются выводные шины, к которым прикрепляют соединительные шины межкатушечных соединений. В качестве витковой изоляции использован электроизоляционный асбест толщиной 0,5 *мм*.

Для улучшения теплоотдачи корпусная изоляция на прямолинейных участках выполнена из восьми слоев стеклослюденитового полотна $Л_2С25Кс$ толщиной 0,1 *мм*, а на лобовых частях — из шести слоев вполуперекрышу стеклослюденитовой ленты $Л_2С40Кс$ (С) толщиной 0,13 *мм*. Кроме того, двумя слоями этой ленты катушка изолирована по всему

периметру. Выводные шины также изолированы шестью слоями вполуперекрышу стеклослюденитовой ленты толщиной 0,13 *мм*. В качестве связующего применен компаунд ЭК-20. В результате получается монолитная изоляция с гарантированной нагревостойкостью, соответствующей классу F.

Компенсационная обмотка состоит из четырех отдельных катушек, укладываемых в пазы смежных полюсов. Наружная и внутренняя катушки имеют по 3,5 витка, средние — по 4 витка. Полное число витков обмотки на полюсное деление 15.

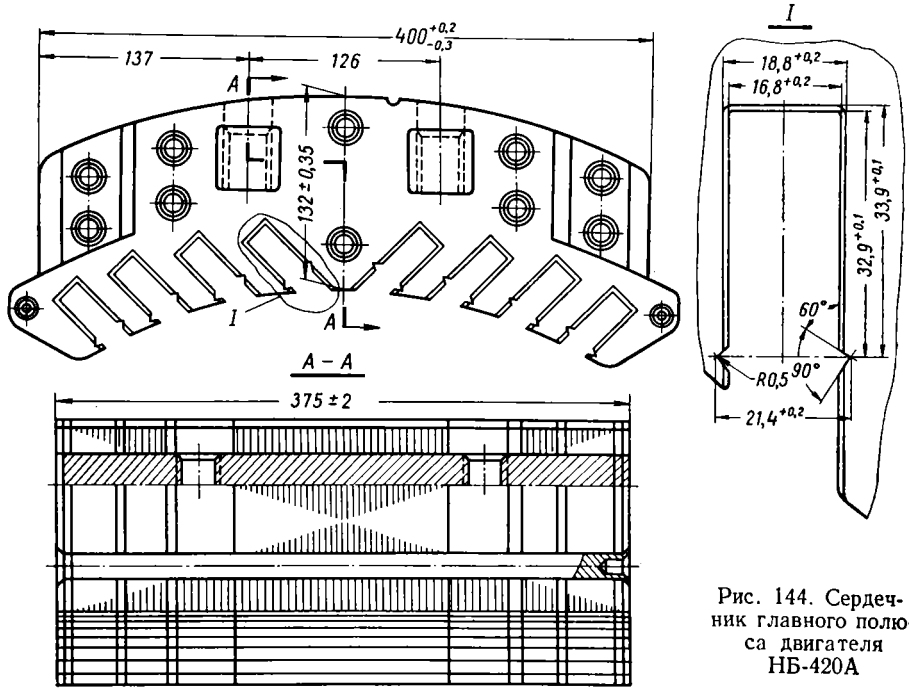


Рис. 144. Сердечник главного полюса двигателя НБ-420А

Компенсационная обмотка изготовлена из медной ленты 2,63 × × 28 *мм*. Ее витковая изоляция выполнена из одного слоя вполуперекрышу стеклослюдинитовой ленты Л$_2$40Кс(С) толщиной 0,13 *мм*. Корпусная изоляция состоит из одного слоя этой же ленты, уложенной на пакет меди из простынки (8$^1/_4$ оборота) стеклослюдинитового полотна Л$_2$С25Кс толщиной 0,1 *мм* и одного слоя вполуперекрышу стеклослюдинитовой ленты толщиной 0,13 *мм*, уложенного сверх простынки; связующим является компаунд ЭК-20. Катушки между собой соединены жесткими шинными выводами. Конструкция наружной катушки компенсационной обмотки показана на рис. 146. Катушки закреплены в пазах полюсных башмаков текстолитовыми клиньями толщиной 5 *мм*.

Сердечники дополнительных полюсов по конструкции подобны сердечникам дополнительных полюсов двигателя НБ-412М. Их высота $117^{+0,4}$ *мм*, ширина $52^{+0,4}$ *мм* и длина $365^{+1,5}$ *мм*. В стержнях сделано по три отверстия с резьбой М20 для крепления сердечников к остову.

Катушки дополнительных полюсов имеют по 15 витков, намотанных из медного провода МГМ сечением 6,5×18 *мм*. Изоляция их такая же, как и катушек главных полюсов. Катушки между собой в остове соединены шинами, изолированными на напряжение 3000 *в*. Выводы из осто-

ва кабельные, закреплены в коробках выводов, как и в двигателе НБ-412. Схема соединения обмоток остова приведена на рис. 147.

Вал якоря изготовлен из стали 20ХН3А. Конусы его под посадку шестерен унифицированы с валами двигателей НБ-414 и НБ-418К. Втулка якоря без ребер, может быть изготовлена из цельнотянутой трубы или отлита из стали 25Л1. Сердечник якоря набран из листов сердечника тягового двигателя НБ-406. При серийном производстве предусмотрено их изготовление из малотекстурованной стали Э3100. Для снижения уровня магнитного шума пазы относительно их продольной оси

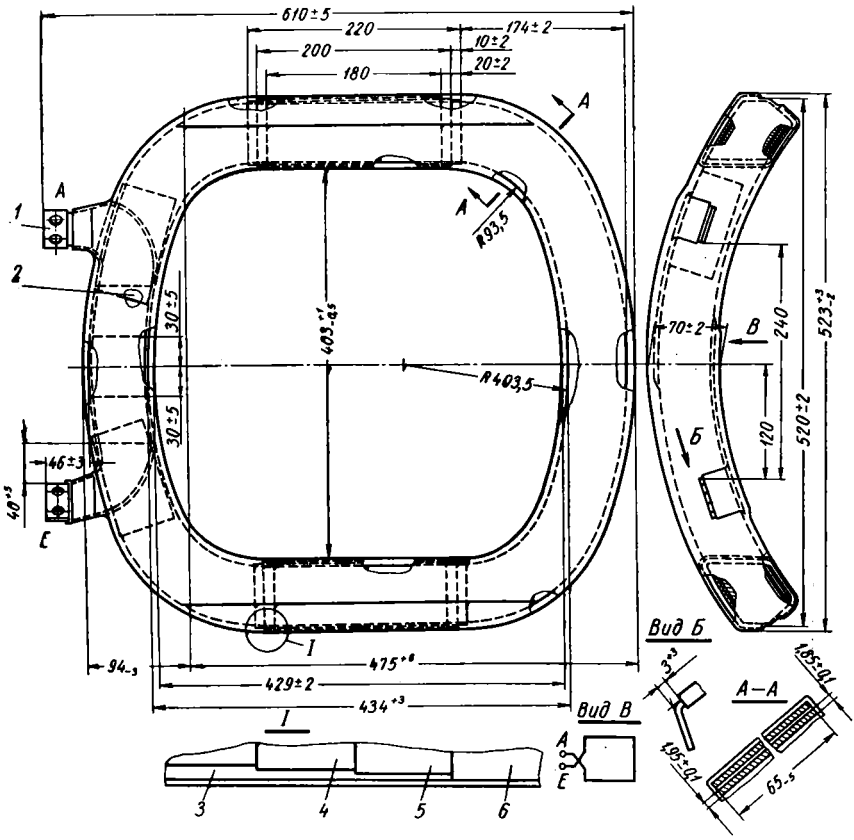


Рис. 145. Катушка главного полюса двигателя НБ-420А:

1 — вывод из меди МГМ; *2* — изоляция; *3* — изоляция из стеклослюденитовой ленты размером 0,13 × 25 *мм*, длиной 235 *м*; *4* — изоляция из стеклослюденитового полотна размером 0,1 × 215 × 200 *мм*; *5* — изоляция из стеклослюденитового полотна размером 0,1 × 215 × 180 *мм*

скошены на величину шага зубцов, а для уменьшения магнитных потерь дополнительно к этому сердечник разделен на шесть равных частей прокладками из электрокартона толщиной 0,5 *мм*.

Листы сердечника спрессованы на втулке якоря с усилием 72 *Т*. Нажимные шайбы отлиты из стали 25ЛI. Задний обмоткодержатель не имеет торцового защитного фланца, что улучшает теплоотдачу с задней лобовой части обмотки.

Передняя нажимная шайба служит одновременно и корпусом коллектора. Со стороны петушков коллектора на ней сделана выточка для закрепления прессованных сегментов, заполняющих свободные пространства.

Обмотка якоря простая петлевая, состоит из 58 катушек, каждая из которых имеет по шесть элементарных секций. Они выполнены из медных проводников сечением 2,63 × 9,35 *мм*, расположенных в пазу плашмя. Концы проводников расплющены до размера 1,25 *мм* и при входе в петушки коллектора вывернуты на 90°. Шаг обмотки по пазам 1—15. Витковая изоляция проводника катушки состоит из одного слоя вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*. Корпусная изоляция катушки комбинированная: непосредственно на пакет меди с витковой изоляцией подложен один слой вполуперекрышу микаленты тол-

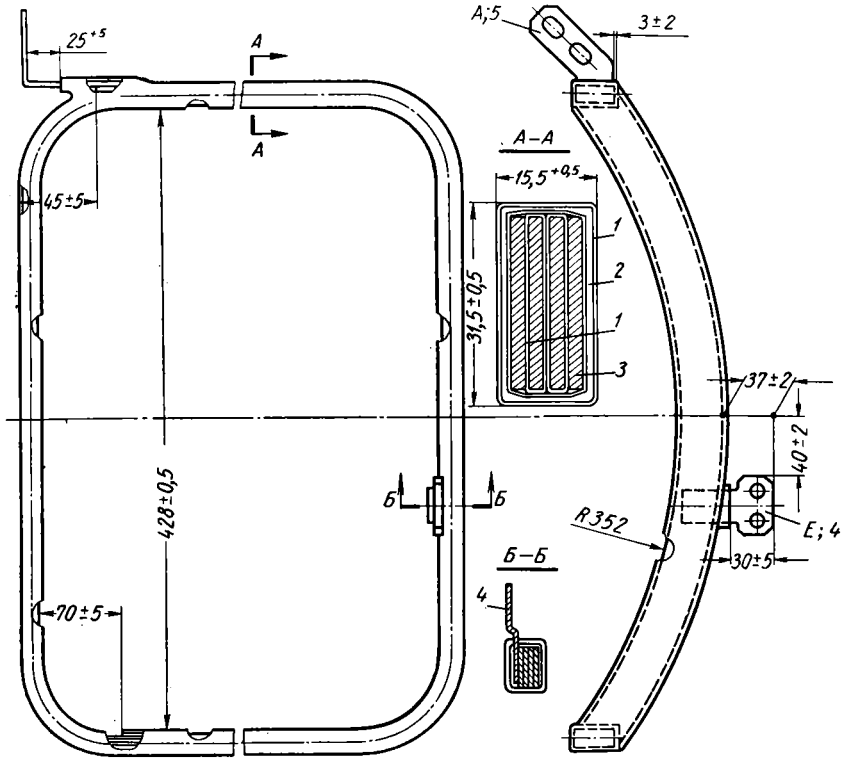


Рис. 146. Катушка компенсационной обмотки:

1 — изоляция из стеклослюденитовой ленты Л$_2$С40К$_с$ (*с*) 0,13 × 25 *мм*; длиной 80 *м*; *2* — изоляция из стеклослюденитового полотна Л$_2$С25К 0,1 × 535 × 740 *мм*; *3* — лента из меди МГМ 2,63 × 28 *мм*; *4* и *5* —шины из меди толщиной 4 *мм*

щиной 0,1 *мм*, который на концах катушки для соединения с коллектором перекрывает на длине 20 *мм* один слой вполуперекрышу шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*. Кроме того, прямолинейные части катушки изолированы стеклоэскапоновой простынкой ($5^1/_4$ оборота) толщиной 0,17 *мм*. На сбеги ее уложена изоляция углов катушки из стеклоэскапоновой ленты толщиной 0,17 *мм*: три слоя вполуперекрышу на длине 20 ± 5 *мм* и два слоя вполуперекрышу на длине 50 ± 5 *мм* с выходом на лобовые части катушки.

По длине, в пределах первого слоя микаленты, положены еще два слоя вполуперекрышу микаленты толщиной 0,1 *мм*. Головка катушки изолирована двумя слоями вполуперекрышу шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*, причем лента покрывает и лобовые части катушки на 30 ± 5 *мм* и перекрывает микаленту на 20 ± 5 *мм*. Покровная изоляция состоит из одного слоя стеклоленты толщиной 0,1 *мм*, уложенной на

прямолинейных участках катушки встык и на лобовых частях — вполуперекрышу.

Для предохранения изоляции катушек от механических повреждений в пазах якоря установлены гильзы из электрокартона толщиной 0,2 *мм*. В пазах между слоями обмотки размещена прокладка из гибкого миканита толщиной 0,5 *мм*, а под клин положены две прокладки из электрокартона толщиной 0,5 *мм* каждая. До укладки катушек обмоткодержатели изолируют стеклопластовой изоляцией на основе смолы ПНЦ.

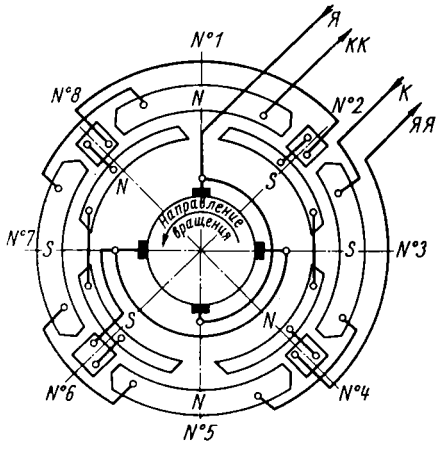


Рис. 147. Схема соединения обмоток остова тягового двигателя НБ-420А

Обмотка имеет 116 уравнителей. Применение специальной укладки уравнителей позволяет соединить ими все коллекторные пластины. Шаг уравнителей по коллектору 1—175. Уравнители изготовлены из меди МГМ сечением 1,25 × 5,9 *мм*² и изолированы двумя слоями вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм* и одним слоем вполуперекрышу стеклоленты такой же толщины. Головки уравнителей изолированы одним слоем вполуперекрышу шелкослюдяной ленты тол-

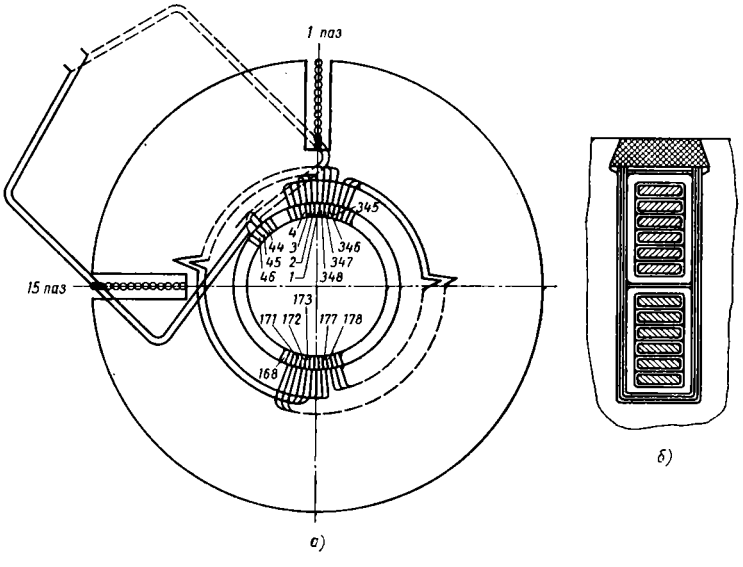


Рис. 148. Схема заполнения паза обмотки якоря тягового двигателя НБ-420А

щиной 0,13 *мм*. На якоре уравнители закреплены стеклобандажом, состоящим из 150 витков ленты размером 0,15 × 18 *мм*.

В пазовой части обмотка закреплена текстолитовыми клиньями толщиной 5 *мм*, а на лобовых вылетах — стеклянными бандажами из ленты 0,15 × 0,18 *мм* с продольными нитями. Количество витков бандажа со стороны коллектора 685, с противоположной ему стороны — 535.

Схема обмотки якоря и заполнение паза показаны на рис. 148, *а* и *б*.

Коллектор состоит из 348 пластин, имеет диаметр 480 *мм* по рабочей поверхности и 655 *мм* по петушкам. Пластины выполнены из меди с присадкой серебра. Конструкция коллекторной пластины с приварным петушком такая же, как и в тяговом двигателе НБ-418К. Межламельная изоляция выполнена из миканита на аммофосе. Конус и втулка изготовлены из стали 20ГТЛ. Изоляционные манжеты сделаны из формовочного миканита ФФГА толщиной 3,6 *мм*. Спрессованное кольцо из отдельных пластин зажато на корпусе коллектора конусом с усилием 92 *Т* и закреплено 16 болтами из стали 40Х с резьбой М20.

Кронштейны щеткодержателей такие же, как на двигателе НБ-412К. Они установлены непосредственно на остове без поворотной траверсы. Щеткодержатели подобны щеткодержателям двигателя НБ-412К, но имеют по две щетки размером 2(12,5 × 40) × 60 *мм*.

Таблица 18

Температура перегрева в °С	Режим ($\beta = 0,96$, $Q = 115$ *м³/мин*)	
	часовой	длительный
Якоря	111	103
Катушек главных полюсов . . .	134	129
Катушки дополнительных полюсов и компенсационной обмотки	78	68,5

Примечание. Ток якоря при часовом режиме 510 *а*, а при длительном режиме 465 *а*.

Подшипниковые щиты и крышки отлиты из стали 25ЛI, остальные детали подшипниковых узлов — из стали Ст.3 и Ст.5. Подшипниковый щит со стороны, противоположной коллектору, имеет фланец для крепления специального кожуха, образующего патрубок для выхода воздуха из двигателя. Якорные подшипники радиальные с короткими цилиндрическими роликами средней серии 8Н42328ЛУ, ТУ 3402-Ж-61. Конструктивное выполнение уплотнений подшипниковых камер видно из рис. 143. К остову каждый щит крепится болтами с резьбой М20. Щит со стороны коллектора прикреплен восемью болтами, а с противоположной ей стороны — десятью. Подшипниковый щит со стороны, противоположной коллектору, имеет диаметр посадочной поверхности для соединения с остовом, равный $882^{+0,34}_{+0,21}$ *мм*, а щит со стороны коллектора — $585^{+0,2}_{+0,18}$ *мм*.

Вентиляция двигателя принудительная, замкнутая. Воздух подается в двигатель со стороны коллектора, проходит параллельными потоками между катушками, по зазору между якорем и полюсами и внутри якоря. Для якоря предусмотрена аксиально-радиальная вентиляция.

Воздух выходит через патрубок со стороны, противоположной коллектору, под кузов электровоза.

Температура перегрева двигателя при работе на постоянном токе приведена в табл. 18.

Электромеханические характеристики двигателя приведены на рис. 149.

В тяговых двигателях НБ-420Б применены коллектор с пластмассовым корпусом, якорные роликоподшипники 8Н42330Л1М, специальная траверса для установки щеток на коллекторе в нейтральное положение и устранены каналы для радиальной вентиляции лобовых вылетов обмотки якоря.

Тяговый двигатель AL4442пР. Этот двигатель опорно-рамного подвешивания с установкой на раме тележки при индивидуальном приводе передает вращающий момент на малую шестерню редуктора посредством карданной муфты.

Двигатель AL4442nP шестиполюсный последовательного возбуждения без компенсационной обмотки, с независимой вентиляцией и входом воздуха со стороны коллектора. Его конструкция рассчитана на питание пульсирующим током от выпрямительной установки электровоза. На двигателе в качестве изоляции применена изоляция класса Н.

Конструкция двигателя приведена на рис. 150, его основные технические данные — в табл. 17. Электромеханические характеристики двигателя (для $P_ч = 860$ *квт*, $P_{дл} = 820$ *квт*) даны на рис. 151.

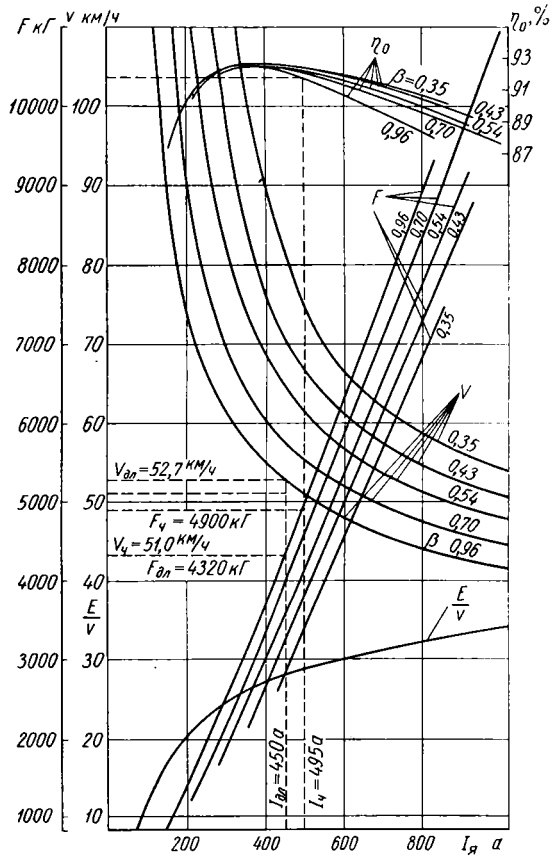


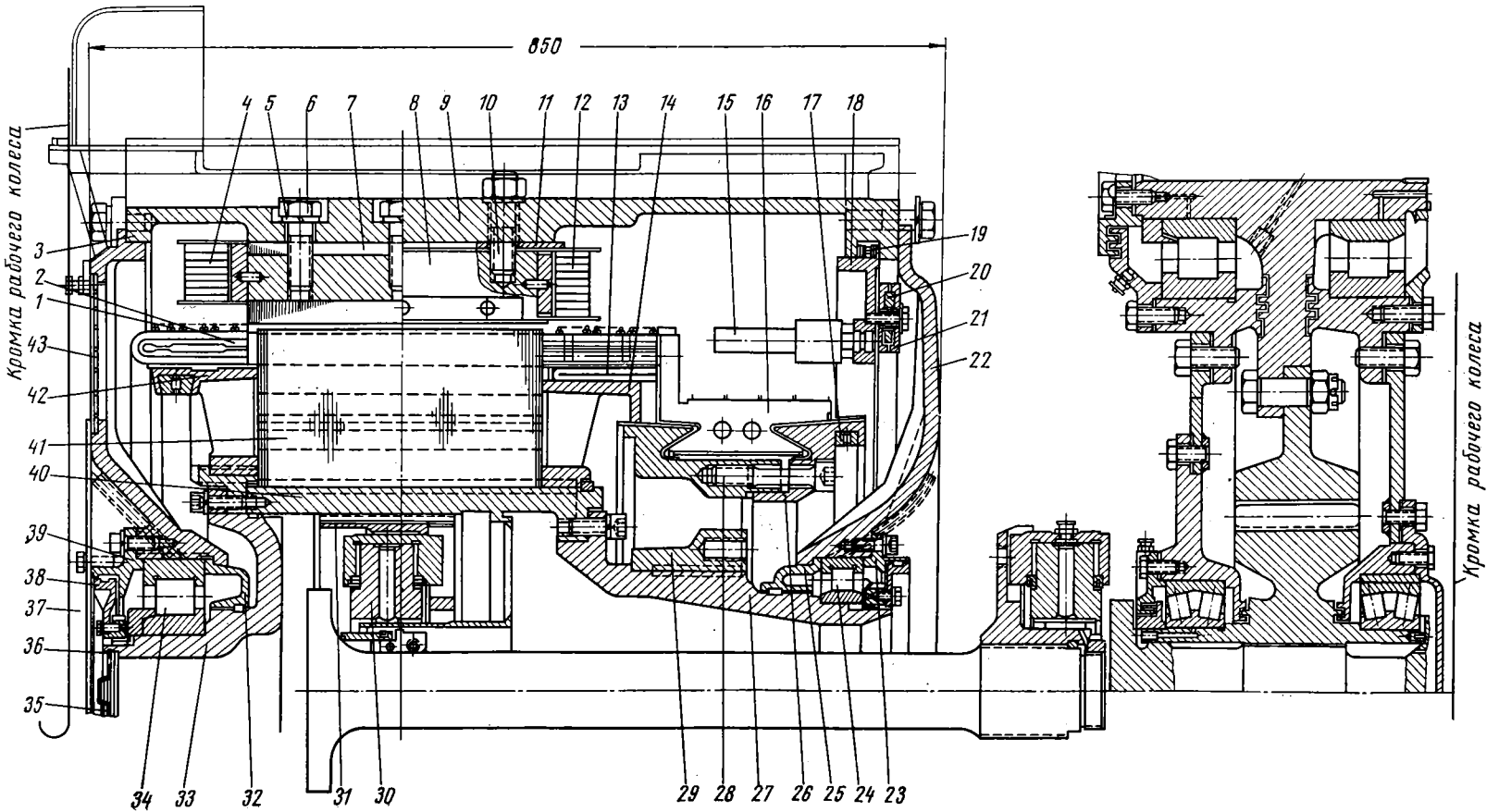
Рис. 149. Электромеханические характеристики тягового двигателя НБ-420А

Остов *9* (рис. 150) двигателя цилиндрической формы, отлит из специальной стали. Остов имеет специальные приливы для крепления несущих кронштейнов, которыми двигатель прикреплен к раме тележки, и прилив для установки клеммной коробки. В нижней части остова предусмотрены опоры для установки двигателя на полу. Между цилиндрической поверхностью внутренней части остова и катушками 12 дополнительных полюсов расположена прокладка *11* из профильной стали, служащая для опоры катушек и улучшения отвода тепла от них к остову.

Сердечник *7* главного полюса укреплен в остове тремя болтами *6*. Сердечник *8* дополнительного полюса закреплен двумя шпильками *10*. Болты устанавливают с пружинными шайбами *5*. Сердечники *7* главных полюсов набраны из стальных листов толщиной 1 *мм*, скрепленных заклепками. Сердечники *8* дополнительных полюсов массивные. Катушки *4* и *12* главных и дополнительных полюсов намотаны из шинной меди на узкое ребро.

Межвитковая изоляция полюсных катушек выполнена из силиконоасбестовой бумаги. Покровная изоляция представляет собой пленку изоляционного лака 290009. Катушки формуют и выпекают в формах.

Полюсные катушки соединены между собой изолированными шинами из меди М1, которые припаяны к их выводам. Выводы *48* в клеммную коробку представляют собой изолированные шины из меди М1, которые проходят в коробку через специальные отверстия в остове. Концы выводов прикреплены к латунным клеммам 50, укрепленным на микалексных изоляторах *49*. Между плоскостью разъема клеммной коробки и крышкой для обеспечения герметичности имеется уплотнение. Для удобства монтажа в клеммной коробке сделаны выводные отверстия


850
Кромка рабочего колеса
Кромка рабочего колеса
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
23
24
25
26
27
28
29
30
31
32
33
34
35
36
37
38
39
40
41
42
43

а)

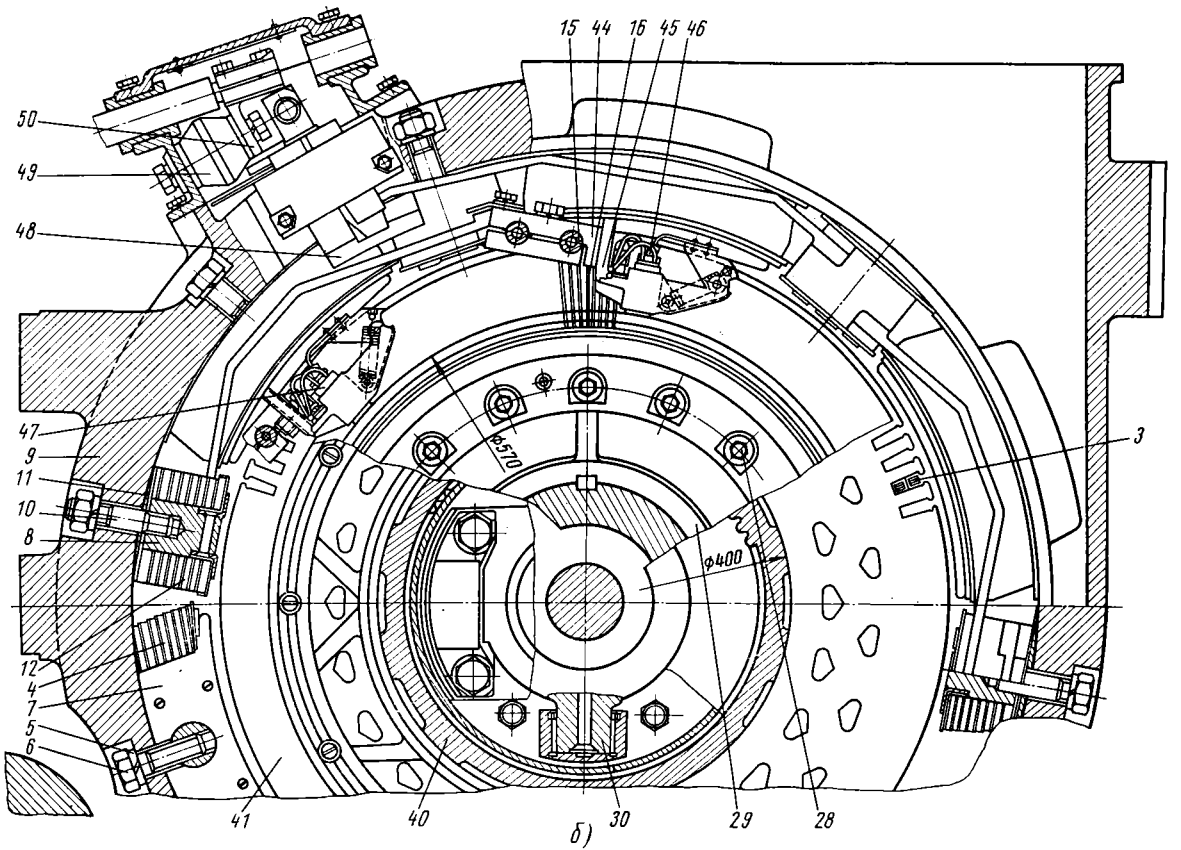


Рис. 150. Тяговой двигатель AL4442пР:
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез

для ввода проводов с обеих сторон. С торцов остов имеет одинаковые горловины для установки подшипниковых щитов.

Щеткодержатели установлены на специальной кольцевой траверсе *18*, к которой прикреплена цепь *19*.

Щеткодержатели *45* прикреплены к кронштейнам *44*, которые установлены на траверсе с помощью пальцев *15*, изолированных микалексом. Щеткодержатели одинаковой полярности соединены между собой шинами *20*, закрепленными клицами *21*. Траверса легко поворачивается

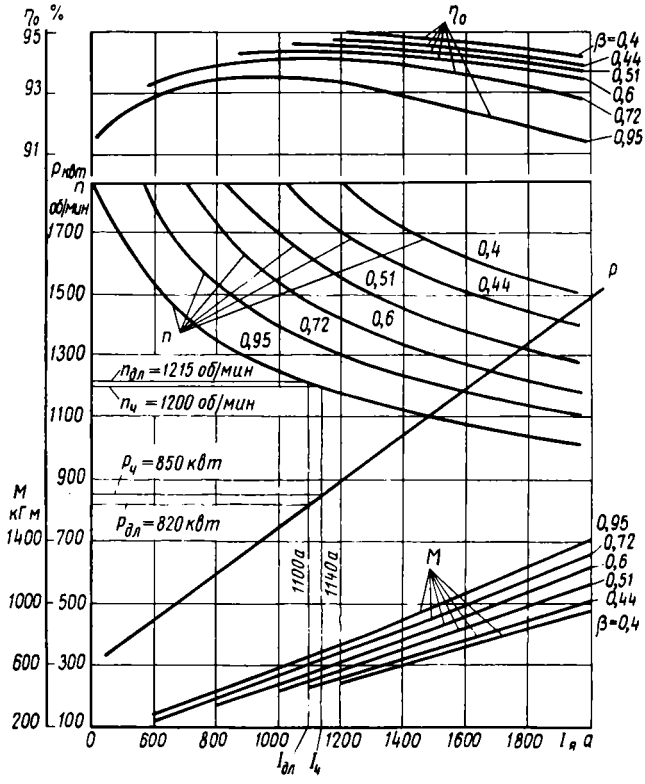


Рис. 151. Электромеханические характеристики тягового двигателя AL4442пР

при осмотре или смене щеток, а в рабочем положении закреплена специальным фиксирующим устройством. Поворот траверсы производится при вращении шестерни, которая натягивает цепь и поворачивает траверсу. Для поворота траверсы при осмотрах тяговых двигателей отсоединяют шины, подходящие к дополнительным полюсам, освобождают фиксирующее устройство и специальным ключом вращают шестерню до тех пор, пока необходимый щеткодержатель не будет подведен к смотровому люку.

Корпус щеткодержателя литой латунный, с четырьмя калиброванными гнездами для установки щеток. Нажимные пальцы с регулировочными пружинами *46* щеткодержателя имеют сухари из изолирующего материала. Щетки *47* гибкими шунтами с наконечниками присоединены к корпусу щеткодержателя, что предотвращает прохождение тока через нажимные пальцы и пружины.

Листы якоря, обмоткодержатели *14* и *42* и коллектор напрессованы на втулку *40*, имеющую большое количество внешних обработанных ребер. На одном из них выфрезерован шпоночный паз для фиксации обмоткодержателей и сердечника якоря. Сердечник *41* якоря набран из точно штампованных листов электротехнической стали с вентиляционными отверстиями, образующими трехугольные вентиляционные каналы.

С каждой стороны к втулке якоря болтами прикреплены специальные пустотелые хвостовики *27* и *33*, на обработанные поверхности которых напрессован коллектор *29* и установлены детали узла подшипников *24* и *34*.

В подшипниковом щите *22* со стороны коллектора установлен радиальный роликоподшипник 1034/30, а со стороны, противоположной коллектору,— упорный подшипник 421. Оба подшипниковых узла смазывают консистентной смазкой 13, ТР21—58. Подшипниковые камеры образованы стальными крышками *23*, *25*, *32* и *39*. Крышки *23* и *39* оборудованы выводными трубками, служащими для наполнения смазки, и имеют лабиринтные уплотнения. В подшипниковых камерах сделаны специальные отверстия для спуска избыточного количества смазки. Маслоотражательное кольцо *38* подшипника 421 закрыто крышкой *37*.

Во внутренней полости втулки *40* размещен поршень *31* внутренней шарнирной муфты *30* тяговой передачи, закрытой крышкой *35* с резиновым уплотнением и предохранителем *36*. Муфту заполняют 5 *л* масла РТ, способного работать при низких температурах.

Обмотка *2* якоря выполнена с изоляцией класса *Н*. Обмотка *2* петлевая с проводами, разделенными по высоте на две параллельные ветви. Уравнительные соединения 13 размещены со стороны коллектора и изолированы силиконом. Обмотка закреплена двухслойными бандажами *1* с изоляцией между слоями из силиконового асбеста. Якорь пропитан силиконовым лаком, стойким против поверхностных электрических перебросов и атмосферных воздействий.

Коллектор набран из медных пластин *16* с присадкой серебра. Пластины изолированы калиброванным миканитом (амберитом). Втулка коллектора *29* и стяжное кольцо *26* изготовлены из литой стали и стянуты болтами *28* из специальной стали. Пластины изолированы от стяжного кольца *26* миканитовыми манжетами.

Вентиляционный воздух поступает со стороны коллектора. Система вентиляции параллельная. Выходные отверстия снабжены сетками. В подшипниковом щите *3* со стороны привода предусмотрены вспомогательные выходные отверстия, которые в зимний период закрывают, для чего поворачивают листовое кольцо *43*. Динамическая балансировка якоря производится грузами *17*, закрепленными в пазах нажимной шайбы якоря и стяжного кольца коллектора.

В тяговой передаче установлены шарнирные муфты промежуточного вала оригинальной конструкции.

ГЛАВА VIII

ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА

§ 35. НАЗНАЧЕНИЕ И УСЛОВИЯ РАБОТЫ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН

К вспомогательным машинам электровозов относятся мотор-вентиляторы, мотор-компрессоры, генераторы и мотор-генераторы (машинные преобразователи). Мотор-вентиляторы предназначены для подачи охлаждающего воздуха в тяговые двигатели, а на некоторых электровозах также в пусковые и тормозные сопротивления. Электродвигатели мотор-вентиляторов, кроме вентиляторов, часто приводят во вращение также и генераторы управления. Мотор-компрессоры обеспечивают питание сжатым воздухом пневматических тормозов, работу электрических аппаратов с пневматическим приводом. Генераторы управления служат для питания низковольтных цепей управления, освещения и подзарядки аккумуляторной батареи. Мотор-генераторы необходимы для питания обмоток возбуждения тяговых двигателей при электрическом торможении; их устанавливают только на электровозах с рекуперативным торможением.

На электровозах постоянного тока обычно все электродвигатели вспомогательных машин питаются постоянным током. К контактной сети может быть непосредственно подключен каждый двигатель (рис. 152, *а*) или два последовательно включенных двигателя, например включение двигателей вентиляторов *МВ* (рис. 152, *б*). Двигатели также могут питаться от специального преобразователя (делителя напряжения), дающего напряжение, отличное по величине от напряжения контактной сети (рис. 152, *в*).

Каждый из этих способов имеет преимущества и недостатки, влияет на условия работы двигателей и на их конструкцию.

При питании электродвигателей по схеме, данной на рис. 152, *а*, возникают большие трудности с обеспечением надежной коммутации, так как приходится повышать среднее напряжение между смежными коллекторными пластинами. Наибольшие трудности возникают при переходных режимах, во время пуска электродвигателей или при резких колебаниях напряжения на токоприемнике. Эти процессы сопровождаются обычно значительными бросками тока, которые могут вызывать сильное искрение под щетками или даже перебросы по коллектору. Для обеспечения надежной коммутации двигателей при включении их на напряжение контактной сети приходится принимать специальные меры. К ним относятся увеличение числа коллекторных пластин при одновременном увеличении диаметра коллектора; применение на нереверсивных двигателях поворотной траверсы щеткодержателей для смещения

щеток в зону безыскровой работы; включение последовательно с двигателем демпферных и пусковых сопротивлений. Демпферные сопротивления, постоянно включенные в цепь двигателя, ограничивают пусковой ток, уменьшают броски тока при резких колебаниях напряжения сети.

При последовательном включении двух двигателей из-за понижения вдвое напряжения на зажимах каждого двигателя обеспечить их устойчивую коммутацию несколько легче.

Недостаток этой системы заключается в том, что при выходе из строя одного из двигателей необходимо отключить всю группу последовательно соединенных двигателей. При использовании для питания электродвигателей специального преобразователя (рис. 152, *в*) обеспечивается более легкая коммутация всех двигателей, но увеличивается общее количество электрических машин и снижается надежность всей системы, повышаются вес машин и их стоимость.

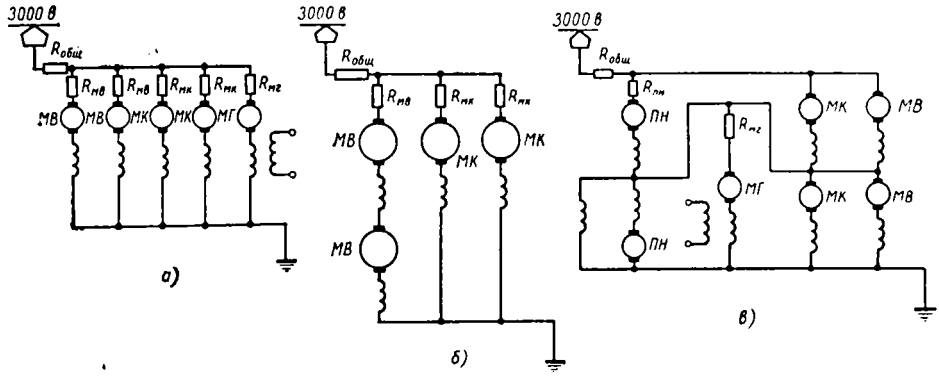


Рис. 152. Принципиальные схемы включения двигателей приводов вспомогательного оборудования:

а — при питании двигателей непосредственно от контактной сети; *б* — при смешанном питании двигателей; *в* — при питании двигателей от специального преобразователя; *МВ* — двигатели вентиляторов; *МК* — двигатели компрессоров, рассчитанные на полное напряжение; *МГ* — двигатели мотор-генератора рекуперации; *ПН* — преобразователь напряжения

На отечественных магистральных электровозах постоянного тока применялись все эти системы питания вспомогательных машин. Однако опыт эксплуатации показал, что наиболее целесообразной системой включения является система включения каждой вспомогательной машины на полное напряжение контактной сети.

Накопленный опыт конструирования, изготовления и эксплуатации высоковольтных коллекторных машин постоянного тока позволил создать сравнительно простые в производстве и достаточно надежные в эксплуатации двигатели. В связи с этим система вспомогательных машин, питающихся непосредственно от контактного провода, получила распространение на всех отечественных электровозах постоянного тока: ВЛ22М, ВЛ8, ВЛ23, ВЛ10, а также на электровозах ЧС1, ЧС2 и ЧС3.

Номинальным напряжением для двигателей вспомогательных машин, в зависимости от характера их включения, служит номинальное напряжение на токоприемнике или номинальное напряжение, разделенное на число машин, включенных постоянно последовательно. При этом падение напряжения в демпферном сопротивлении не учитывают.

Нормы колебаний напряжения на токоприемнике для вспомогательных двигателей принимают такими же, как и для тяговых двигателей. Как и все электрооборудование электровозов, двигатели вспомога-

тельных машин подвержены воздействию чрезмерных перенапряжений, возникающих в контактной сети. Их величина достигает 10—15 *кв*, а в отдельных случаях даже 30 *кв*, причем продолжительность действия этих напряжений составляет 1000—5000 *мксек*. Изоляция машин должна выдерживать эти напряжения.

Все вспомогательные машины располагают в кузове электровоза. Вследствие этого динамические воздействия на них в отличие от воздействий на тяговые двигатели снижаются. По данным измерений, проведенных в эксплуатационных условиях, на вспомогательные машины действуют ускорения в пределах (0,1—0,6) *g* с частотой 3—50 *гц*. Низкочастотные колебания (3—10 *гц*) являются результатом взаимодействия электровоза и пути. Они в значительной степени зависят от скорости движения, верхнего строения пути и климатических условий. Колебания более высоких частот вызываются несбалансированными массами вращающихся частей вспомогательных машин, низким качеством монтажа, недостаточной жесткостью опорных конструкций и т. д. Вибрации могут привести к механическим повреждениям обмоток, подшипников и других узлов, а также ухудшают условия коммутации.

При расположении вспомогательных машин в кузове улучшается защита от пыли, влаги и других внешних воздействий. Однако при этом повышается температура окружающего воздуха за счет тепла, выделяемого работающим в кузове оборудованием. Превышение температуры воздуха в кузове при работе электровоза над температурой наружного воздуха может составлять 25—30° С.

По режиму работы все вспомогательные машины подразделяют на машины, работающие в длительном режиме, в кратковременном режиме с продолжительностью рабочего периода 15—90 *мин* и в повторно-кратковременном режиме с различной повторностью включения (ПВ) и разной длительностью цикла.

Электродвигатели компрессоров работают в режиме повторно-кратковременных включений с частотой и длительностью цикла, зависящих от расхода сжатого воздуха и режима тяги поезда электровозом. Их нагрузка зависит от противодавления в пневматической системе и обычно колеблется в значительных пределах даже в период одного цикла работы (пуск — остановка). При пуске с демпферными или пусковыми сопротивлениями броски тока могут достигать пятикратного значения по сравнению с установившимся током. При поездной работе электровоза в среднем бывает 5—10 пусков в 1 *ч*. Это предъявляет жесткие требования к коммутационной устойчивости и перегрузочной способности электродвигателей компрессоров. По опыту эксплуатации рабочий режим электродвигателя компрессора соответствует ПВ $\approx$ 30%, но за расчетный режим при определении его мощности принимают режим при ПВ = 50% с циклами включения и отключения, равными по 5 *мин*. По условиям безопасности движения на электровозах устанавливают, как правило, два мотор-компрессора.

Электродвигатели вентиляторов и генераторы управления обычно работают в длительном режиме. Пуск электродвигателей вентиляторов также сопровождается резкими бросками тока, достигающими семикратного номинального значения. Двигатели вентиляторов часто остаются включенными не только при движении электровоза, но и на остановках.

Режим работы мотор-генератора является кратковременным и определяется длительностью рекуперативного торможения. В зависимости от условий эксплуатации, продолжительность рекуперативного торможения может составлять 5—25% общего времени движения по перегону.

При этом максимальная длительность работы в режиме рекуперации не должна превышать 30—40 *мин*.

Пуск мотор-генератора также очень затруднен, так как величина броска тока при пуске иногда в 5—7 раз превышает ток установившегося режима.

Вспомогательные машины должны быть рассчитаны на работу при температурах окружающего воздуха от —50 до +40° С при высоте над уровнем моря до 1200 *м*, однако они не должны терять работоспособности при повышении температуры до 60° С. Указанное необходимо тщательно учитывать при расчете, выборе конструкции и разработке технологии производства вспомогательных машин электровозов, так как только в этом случае будет обеспечена их необходимая надежность и безотказность в работе.

§ 36. КОНСТРУКЦИЯ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Несмотря на существенные различия вспомогательных машин по назначению, мощности, характеристикам и другим показателям, они имеют общие элементы конструкции.

Все двигатели вентиляторов и компрессоров являются одноколлекторными, четырехполюсными последовательного возбуждения, а двигатели преобразователей — четырехполюсными смешанного возбуждения. Применение последовательного возбуждения в двигателях вентиляторов и компрессоров обусловлено тем, что такие двигатели имеют наиболее простую схему включения, характеризуются большим пусковым моментом и высокой перегрузочной способностью. Двигатели последовательного возбуждения также обладают лучшими эксплуатационными свойствами при неустановившихся процессах работы оборудования. Это все повышает их надежность по сравнению с другими типами двигателей. Вместе с тем двигатели последовательного возбуждения из-за нестабильности скорости вращения при изменениях нагрузки не пригодны для привода таких машин как возбудители рекуперации.

Для автоматической стабилизации режима в этом случае целесообразно применять двигатели смешанного возбуждения. Так, с увеличением напряжения на токоприемнике при работе генератора на постоянное сопротивление должен возрасти ток якоря двигателя и скорость его вращения. Но с увеличением тока якоря возрастает магнитный поток обмотки последовательного возбуждения, действующий в одном направлении с потоком обмотки параллельного возбуждения, увеличивается общий магнитный поток, что предотвращает повышение скорости вращения. При снижении напряжения сети взаимодействие обмоток возбуждения создает тот же эффект.

Величину среднего межламельного напряжения у вспомогательных машин допускают большей, чем в тяговых двигателях; она нередко достигает 40—42 *в*.

Для повышения стабильности работы при значительных колебаниях напряжения и улучшения пусковых характеристик магнитные системы вспомогательных машин выполняют обычно слабо насыщенными. Так, индукция в остове в рабочем диапазоне обычно не превышает 12 000—13 000 *гс*.

Выполнение генераторов со слабо насыщенной магнитной системой облегчает регулирование напряжения и поддержание его в заданных пределах при значительных колебаниях скорости вращения двигателя привода, которые вызваны колебаниями напряжения на токоприемнике.

Обмотки полюсов и якорей вспомогательных машин изготовляют, как правило, из медного провода с изоляцией классов *А* или *В*.

Вспомогательные машины имеют сравнительно небольшую мощность и небольшой уровень тепловых потерь и потому, как правило, их выполняют с самовентиляцией. Вместе с тем известны отдельные случаи выполнения вспомогательных машин и с независимой вентиляцией (НБ-431А).

Мотор-генераторы (преобразователи). Преобразователи состоят из высоковольтного двигателя, включенного на напряжение контактной сети, и низковольтного генератора, подающего напряжение на обмотки возбуждения тяговых двигателей при рекуперативном торможении. Обе эти машины, как правило, выполняют в общем остове, а якори собирают на одном валу.

Преобразователь НБ-429А (рис. 153) — самовентилируемый агрегат. Вентилятор расположен на конце общего вала со стороны коллек-

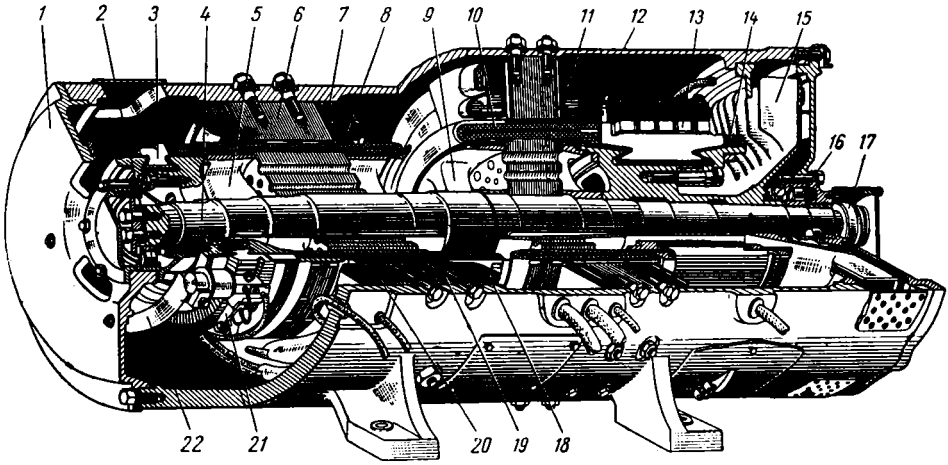


Рис. 153. Преобразователь НБ-429А:

1 — подшипниковый щит; *2* и *16* — роликоподшипники; *3* — коллектор; *4* — вал; *5* — передняя нажимная шайба; *6* — главный полюс; *7* — катушка независимого возбуждения; *8* — катушка последовательного возбуждения; *9* — задняя нажимная шайба; *10* — обмотка якоря; *11* — сердечник якоря; *12* — бандаж; *13* — щетка; *14* — уравнитель; *15* — вентилятор; *17* — реле оборотов; *18* — катушка дополнительного полюса; *19* — дополнительный полюс; *20* — пружинный фланец; *21* — щеткодержатель; *22* — траверса

тора генератора. Двигатель преобразователя — четырехполюсный, смешанного возбуждения; генератор — шестиполюсный, также смешанного возбуждения. Остов неразъемный, цилиндрической формы, отлит из стали 25ЛII. Катушки последовательного и независимого возбуждения намотаны из медного прямоугольного провода ПБД. Изоляция катушек выполнена из лакоткани толщиной 0,2 *мм* тремя слоями вполуперекрышу и одним слоем киперной ленты толщиной 0,45 *мм* вполуперекрышу.

Катушки независимого возбуждения генератора выполнены из круглого медного провода ПБД. Они изолированы тафтяной лентой толщиной 0,25 *мм*, одним слоем вразбежку ленты из лакоткани толщиной 0,2 *мм* и киперной ленты толщиной 0,45 *мм* по одному слою вполуперекрышу. Катушки независимого возбуждения (противокомпаундные обмотки) намотаны двумя витками на каждый полюс из медного прямоугольного провода. Их изоляция состоит из одного слоя асбестовой ленты, положенной вразбежку, шести слоев вполуперекрышу, микаленты толщиной 0,13 *мм* и одного слоя вполуперекрышу киперной ленты толщиной 0,45 *мм*.

Сердечники дополнительных полюсов преобразователя выполнены из стальных поковок. Корпусной изоляцией полюсных катушек двигателя служат: один слой вполуперекрышу тафтяной ленты толщиной 0,25 *мм*, три слоя вполуперекрышу лакоткани толщиной 0,2 *мм* и один слой вполуперекрышу киперной ленты толщиной 0,45 *мм*. Корпусная изоляция катушек дополнительных полюсов генератора состоит из двух слоев вполуперекрышу микаленты толщиной 0,13 *мм* и киперной ленты толщиной 0,45 *мм*, наложенной одним слоем вполуперекрышу и одним — вразбежку. Схемы соединения обмоток двигателя и генератора показаны на рис. 154 и 155.

Сердечники якорей насажены на вал без якорной втулки. Коллектор двигателя имеет 343 пластины, а генератора — 228. Толщина межламельной изоляции соответственно равна 1 и 0,8 *мм*. Диаметр и длина рабочей поверхности коллектора двигателя равны 390 и 32 *мм*, а

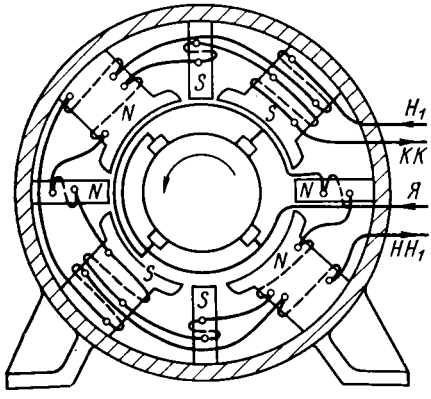


Рис. 154. Схема соединения обмоток двигателя преобразователя НБ-429А

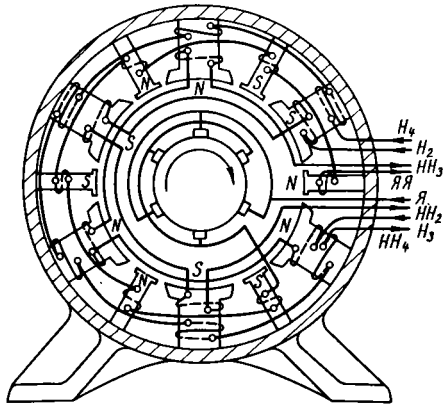


Рис. 155. Схема соединения обмоток генератора преобразователя НБ-429А

коллектора генератора — 380 и 200 *мм*. Волновая обмотка якоря двигателя состоит из 343 четырехвитковых секций, выполненных из медного провода ПЭЛШД. В каждой катушке имеется по семь секций. Каждая катушка якорной обмотки изолирована простынкой из лакоткани толщиной 0,1 *мм* (7 оборотов), лентой из лакоткани толщиной 0,2 *мм* и тафтяной лентой толщиной 0,25 *мм*, наложенных по одному слою вполуперекрышу. В пазу расположено 14 сторон секций, которые имеют 56 эффективных проводников. Обмотка якоря укреплена на сердечнике бандажами из стальной проволоки диаметром 1,5 *мм*, имеющими 30 витков на пазовой части и 86 витков на лобовых частях.

Петлевая обмотка якоря генератора состоит из 228 одновитковых секций, выполненных из медного провода, изолированного одним слоем вполуперекрышу микаленты толщиной 0,075 *мм*. Катушка имеет четыре секции.

Катушки якоря изолированы микалентой толщиной 0,1 *мм* по три слоя вполуперекрышу и стеклолентой толщиной 0,1 *мм*, наложенной одним слоем встык. Обмотка закреплена бандажами из стальной проволоки диаметром 1,5 *мм* (на сердечнике 30 витками и на лобовых частях 75).

На мотор-генераторе НБ-429А установлены две поворотные траверсы щеткодержателей, укрепленные на подшипниковых щитах. На траверсе двигателя смонтированы четыре однощеточных щеткодержателя.

Траверса генератора имеет шесть пальцев, каждый из которых несет пять щеткодержателей. Сила нажатия на щетку равна 1,2—1,5 *кГ* для двигателя и 1,0—1,2 *кГ* для генератора и обеспечивается регулированием нажимного устройства щеткодержателей. Размеры щеток ЭГ-2А двигателя 10 × 25 *мм*, генератора — 16 × 32 *мм*. Характеристики преобразователя НБ-429А приведены на рис. 156.

Преобразователь НБ-435 принципиально не отличается по конструкции от преобразователя НБ-429А.

Электродвигатели вентиляторов. Электродвигатели типа НБ-430А и ТЛ-101 служат для привода ротора вентилятора и генератора управления. Ротор вентилятора насажен на вал электродвигателя со стороны, противоположной коллектору. Якорь генератора управления смонтирован на консольной части вала электродвигателя со стороны коллектора, а остов генератора укреплен торцовой частью на подшипниковом щите двигателя.

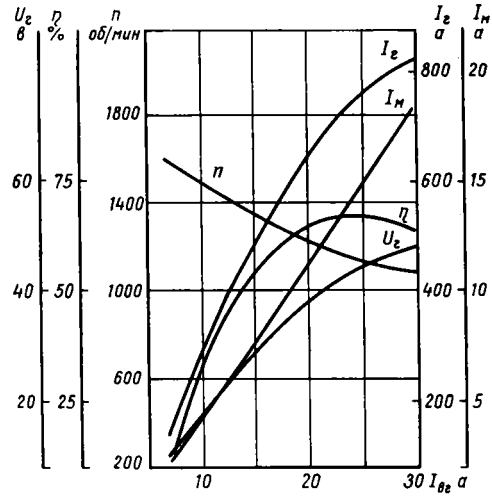


Рис. 156. Рабочие характеристики преобразователя НБ-429А:

$I_г$ — ток генератора; $I_м$ — ток двигателя преобразователя; η — к. п. д. агрегата; $U_г$ — напряжение генератора

Остов двигателя НБ-430А (рис. 157) отлит из стали 25ЛII, имеет цилиндрическую форму, четыре лапы для крепления в кузове электровоза и две горловины по торцам, закрытые подшипниковыми щитами. Остов двигателя ТЛ-101 сварен из листовой стали толщиной 30 *мм*.

В подшипниковых щитах установлены якорные роликоподшипники. У двигателей НБ-430А и ТЛ-101 со стороны коллектора смонтирован упорный подшипник 2Н92317КI, а со стороны, противоположной коллектору,— радиальный роликоподшипник 2Н32417КI.

В подшипниковом щите со стороны коллектора предусмотрены люки, используемые при обслуживании коллектора и щеток, и окна для прохода воздуха, охлаждающего обмотки генератора управления.

Главные полюсы двигателей расположены по вертикальной и горизонтальной осям. Сердечники главных полюсов набраны из листовой стали толщиной 1,5 *мм*. Основные листы сердечника сжаты заклепками между крайними листами толщиной 5 *мм*. Главный полюс прикреплен к остову тремя шпильками. Сердечники дополнительных полюсов массивные литые или из толстолистового проката. На нижней части сердечника устанавливают латунные наконечники для закрепления катушки.

Катушки двигателей НБ-403А и ТЛ-101 намотаны из прямоугольного провода соответственно марки ПБД и ПСД. Корпусная изоляция катушек главных полюсов двигателей НБ-430А состоит из шести слоев лакоткани толщиной 0,2 *мм* и одного слоя тафтяной или киперной ленты толщиной 0,4—0,45 *мм*, намотанных вполуперекрышу, а двигателей ТЛ-101 — из шести слоев микаленты ЛФЧI толщиной 0,13 *мм* вполуперекрышу. Необходимая форма катушки достигается применением картонных прокладок и деревянных клиньев.

Катушки дополнительных полюсов двигателей НБ-430А намотаны из медного провода ПБА прямоугольного сечения, а двигателей ТЛ-101 — из провода ПСД. Корпусная изоляция их выполнена так же, как корпусная изоляция катушек главных полюсов.

Выводные концы катушек полюсов изготовлены из провода ПС-3000 или ПС-4000 сечением 6 *мм*^{2}.

Сердечники якорей двигателей набраны из листов электротехнической стали Э12 и Э13 толщиной 0,5 *мм*, изолированных с обеих сторон лаковой пленкой. Двигатели НБ-430А и ТЛ-101 имеют коллектор с 343 пластинами. Диаметр его равен 390 *мм*, а длина рабочей части 32 *мм*.

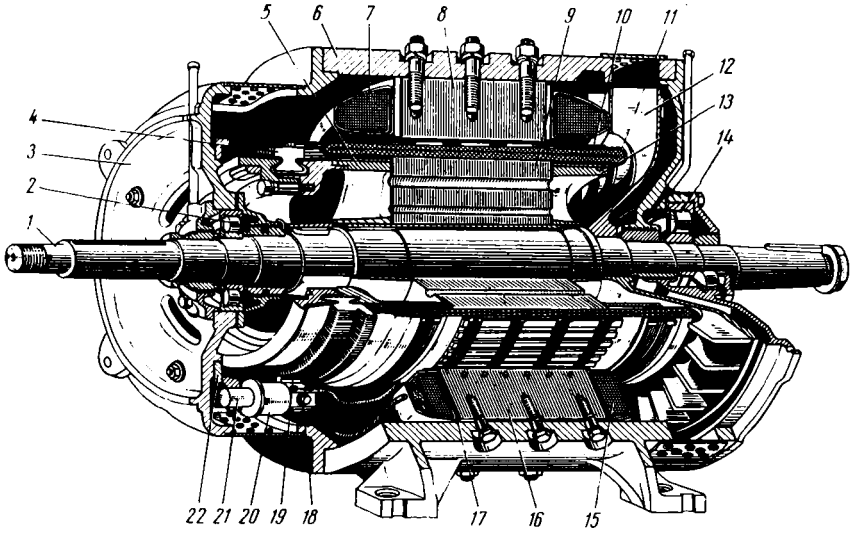


Рис. 157. Электродвигатель НБ-430А:

1 — вал; *2* и *14* — роликоподшипники; *3* — подшипниковый щит; *4* — коллектор; *5* — передняя нажимная шайба; *6* — остов; *7* — катушка главного полюса; *8* — главный полюс; *9* — сердечник якоря; *10* — бандаж; *11* — обмотка якоря; *12* — вентилятор; *13* — задняя нажимная шайба; *15* — катушка дополнительного полюса; *16* — дополнительный полюс; *17* — пружинный фланец; *18* — корпус щеткодержателя; *19* — щетки; *20* — изолятор; *21* — палец щеткодержателя; *22* — траверса

Обмотка якоря волновая, с неразрезными катушками (у двигателя НБ-430А — трехвитковыми из круглого медного провода ПЭЛШД). Корпусная изоляция якорных катушек состоит в пазовой части из 7,5 слоев лакоткани толщиной 0,1 *мм* и одного слоя полотняной ленты, наложенных вполуперекрышу. Слои проводников в секции по высоте отделены один от другого прокладками из электрокартона толщиной 0,1 *мм*. Корпусная изоляция катушек якоря двигателя ТЛ-101 выполнена простынкой, намотанной в шесть слоев из стеклолакоткани ЛСБ толщиной 0,2 *мм* и покрытой одним слоем вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*.

Для защиты катушек якорей от механических повреждений в процессе изготовления на верхней стороне пазовой части катушек под корпусную изоляцию подкладывают прокладку из электрокартона толщиной 0,3 *мм*, а на выводные концы катушек надевают защитные изоляционные чулочки из стекловолокна. Концы катушек в шлицах коллекторных пластин запаяны припоем ПОС-40. Обмотка закреплена бандажом из стальной проволоки диаметром 1,5 *мм*.

Охлаждение двигателя осуществляется вентилятором с радиальными лопатками, насаженным на его вал. Воздух засасывается через отверстия в подшипниковом щите со стороны коллектора и через входные отверстия в генераторе управления. Воздух выходит из двигателя через отверстия, расположенные по окружности остова со стороны, противоположной коллектору.

Щеткодержатель состоит из литого латунного корпуса, кронштейна, фарфорового изолятора и механизма нажатия на щетку. На кронштейне корпус щеткодержателя укреплен с помощью гребенки, позволяющей регулировать зазор между корпусом и коллектором. Кронштейны установлены на поворотной траверсе, закрепленной на подшипниковом щите. Пальцы имеют изоляцию из изодина или из прессмассы АГ-4 и фарфоровый изолятор.

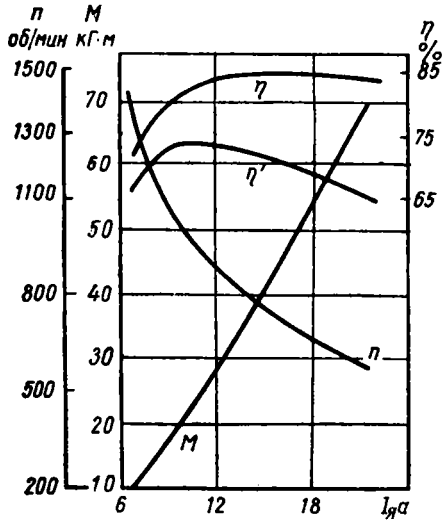


Рис. 158. Рабочие характеристики двигателя НБ-430А:

η — к. п. д. без учета демпфирования; η' — к. п. д. с учетом демпфирования

Нажатие на щетку осуществляется витой плоской пружиной. Силу нажатия регулируют поворотом оси, на которой закреплена пружина. Ось в нужном положении фиксируется стопором.

Рабочие характеристики двигателя НБ-430А приведены на рис. 158.

Электродвигатель А2934/4 рассчитан на номинальное напряжение 1500 *в* и представляет собой четырехполюсную самовентилируемую машину последовательного возбуждения с дополнительными полюсами. Корпусная изоляция двигателя рассчитана на напряжение 3000 *в*. Конструкция двигателя во многом аналогична конструкции двигателей, рассмотренных выше.

Остов двигателя восьмигранный (рис. 159). Над коллекторной камерой предусмотрены приливы для установки генератора управления. Вращающий момент от двигателя к генератору управления передается клиноременной передачей. Защитный кожух передачи укреплен на приливах подшипникового щита со стороны коллектора. Для защиты роликоподшипников двигателя от переполнения смазкой на подшипниковых щитах предусмотрены специальные вентили. Вентилятор пропеллерного типа насажен на вал двигателя со стороны, противоположной коллектору.

Конструкция главных и дополнительных полюсов и их обмоток такая же, как и у двигателей НБ-430А и ТЛ-101. Коллектор имеет 231 пластину; его диаметр равен 235 *мм*.

Электродвигатель 2А-3234/4 рассчитан на работу при напряжении на зажимах 3000 *в*. Конструкция его остова и полюсов аналогична двигателю А2934/4.

Хотя конструкция якоря подобна конструкции якорей других двигателей, рассмотренных выше, однако в отличие от двигателей ДК-403Г, НБ-430А и ТЛ-101 корпусная изоляция двигателя 2А-3234/4 выполнена из микафолиевых трубок, опрессованных в горячем состоянии, и вместо проволочных бандажей для крепления обмотки на сердечнике якоря применены текстолитовые клинья. В качестве межламельной изоляции кол-

лектора использован амберит. Коллектор имеет 385 пластин; диаметр его равен 385 *мм*.

Алюминиевый ротор вентилятора прикреплен к стальному диску, насаженному на вал двигателя со стороны, противоположной коллектору.

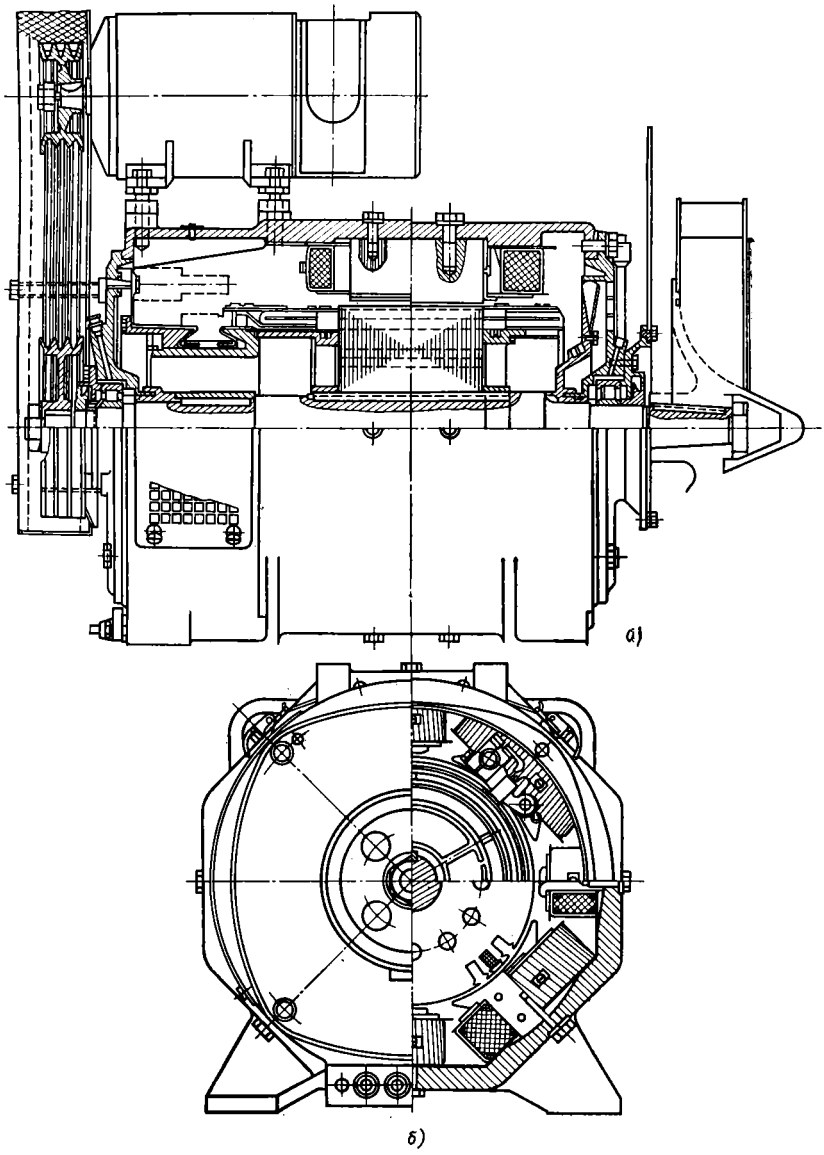


Рис. 159. Двигатель вентилятора А 2934/4 с генератором управления ПАЛ-1,5:
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез

На двигателе установлены роликоподшипники: упорный со стороны коллектора и радиальный со стороны, противоположной коллектору. Лабиринтные уплотнения и маслоотбойные кольца предотвращают вытекание масла и попадание его внутрь двигателя.

На двигателе смонтированы два щеткодержателя, укрепленные изолированными пальцами на поворотной траверсе. Траверса закреплена на подшипниковом щите.

Электродвигатели компрессоров. Электродвигатель НБ-404А (рис. 160) служит для привода компрессора Э-500. Двигатель НБ-404А— самовентилируемый четырехполюсный последовательного возбуждения.

Для упрощения сочленения двигателя с компрессором его вал входит непосредственно в картер компрессора и на вал посажена шестерня компрессора. В связи с этим двигатель не имеет подшипникового щита и якорного подшипника со стороны передачи. Остов и подшипниковый щит со стороны коллектора — стальные, литые. В щите установлен двухрядный сферический роликоподшипник 3612.

Сердечники главных полюсов набраны из листов стали Ст. 2 толщиной 1,5 *мм*; сердечники дополнительных полюсов — массивные. Сердечники главных полюсов укреплены в остове шпильками М20, а дополнительных полюсов — болтами М20. Под дополнительными полюсами предусмотрен второй зазор, равный 2 *мм*.

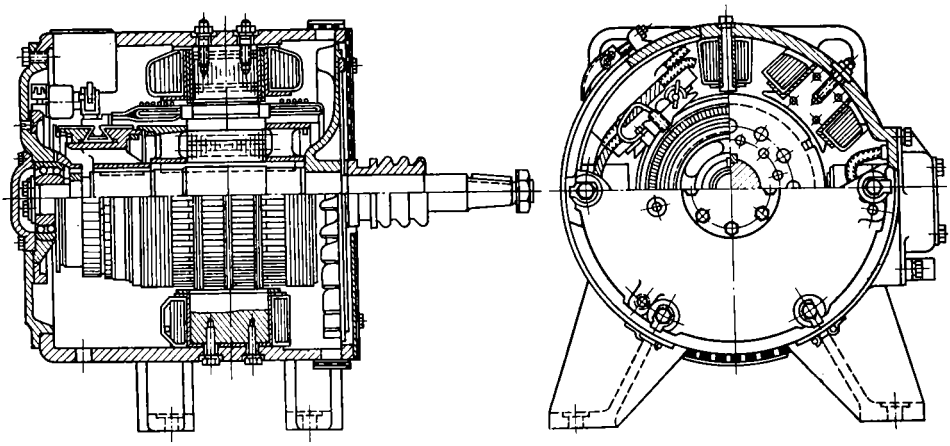


Рис. 160. Электродвигатель НБ-404А

Катушки главных полюсов имеют по 749 витков, а дополнительных — по 400 витков. Для навивки катушек использован провод ПБД диаметром 1,62 *мм*. Корпусная изоляция катушек: шесть слоев вполуперекрышу лакоткани толщиной 0,2 *мм* и один слой вполуперекрышу хлопчатобумажной ленты толщиной 0,4 *мм*.

Сердечник якоря изготовлен из электротехнической стали Э12 или Э13 толщиной 0,5 *мм*. Волновая обмотка якоря навита из провода ПЭЛШД. Корпусная изоляция катушек якорной обмотки состоит из 7,5 слоев лакоткани толщиной 0,1 *мм* вполуперекрышу и одного слоя полотняной ленты вполуперекрышу.

Электродвигатель НБ-431А четырехполюсный последовательного возбуждения, низкооборотный, предназначен для привода компрессора КТ-6 (рис. 161). Скорость вращения двигателя в номинальном режиме равна 440 *об/мин* (рис. 162). При такой скорости вращения вентилятор якоря мало эффективен, и поэтому двигатель имеет независимую систему вентиляции. Охлаждающий воздух для него поступает из воздухопроводов вентиляции тяговых двигателей. При номинальной мощности 21 *квт* и ПВ-50% расход охлаждающего воздуха составляет 14 $м^3/мин$ при статическом напоре в коллекторной камере 9 *мм вод. ст.* (рис. 163). Без принудительной вентиляции возможна работа двигателя при номинальной мощности с ПВ$\leqslant$20%.

По конструкции основных узлов двигатель не отличается от рассмотренных ранее двигателей. Так, например, корпусная изоляция катушек

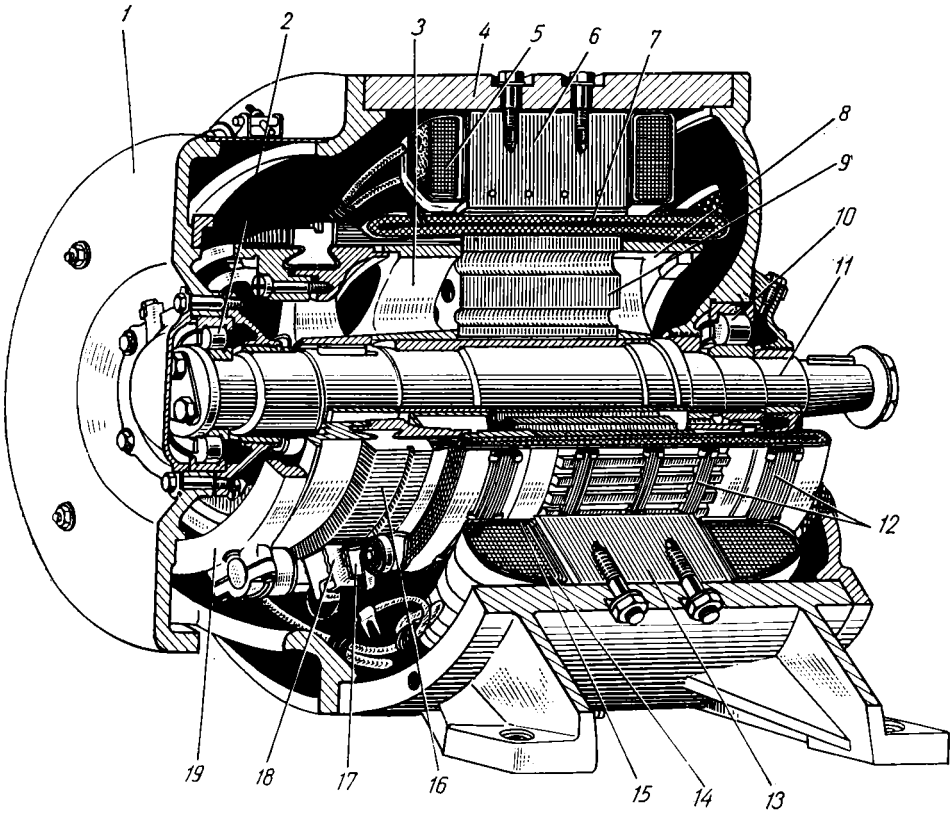


Рис. 161. Электродвигатель НБ-431А:

1 — подшипниковый щит; *2* и *10* — роликоподшипники; *3* — передняя нажимная шайба; *4* — остов; *5* — катушка дополнительного полюса; *6* — дополнительный полюс; *7* — обмотка якоря; *8* — задняя нажимная шайба; *9* — сердечник якоря; *11* — вал; *12* — бандажи; *13* — главный полюс; *14* — катушка главного полюса; *15* — пружинный фланец; *16* — коллектор; *17* — щеткодержатель; *18* — щетка; *19* — траверса

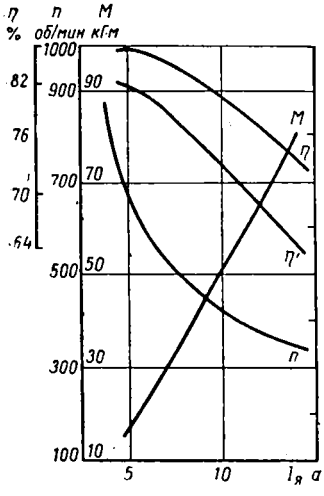


Рис. 162. Рабочие характеристики электродвигателя НБ-431А $U_c = 3000$ *в*

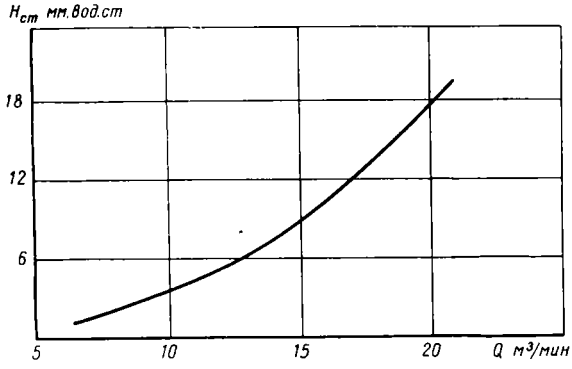


Рис. 163. Зависимость расхода вентилирующего воздуха Q от статического напора $H_{ст}$ в коллекторной камере электродвигателя НБ-431А

полюсов такая же, как и у электродвигателей ДК-403Г и НБ-404А, а изоляция катушки якоря состоит из простынки (девять оборотов), выполненной из лакоткани толщиной 0,1 *мм*, и одного слоя тафтяной ленты толщиной 0,25 *мм*, наложенного встык.

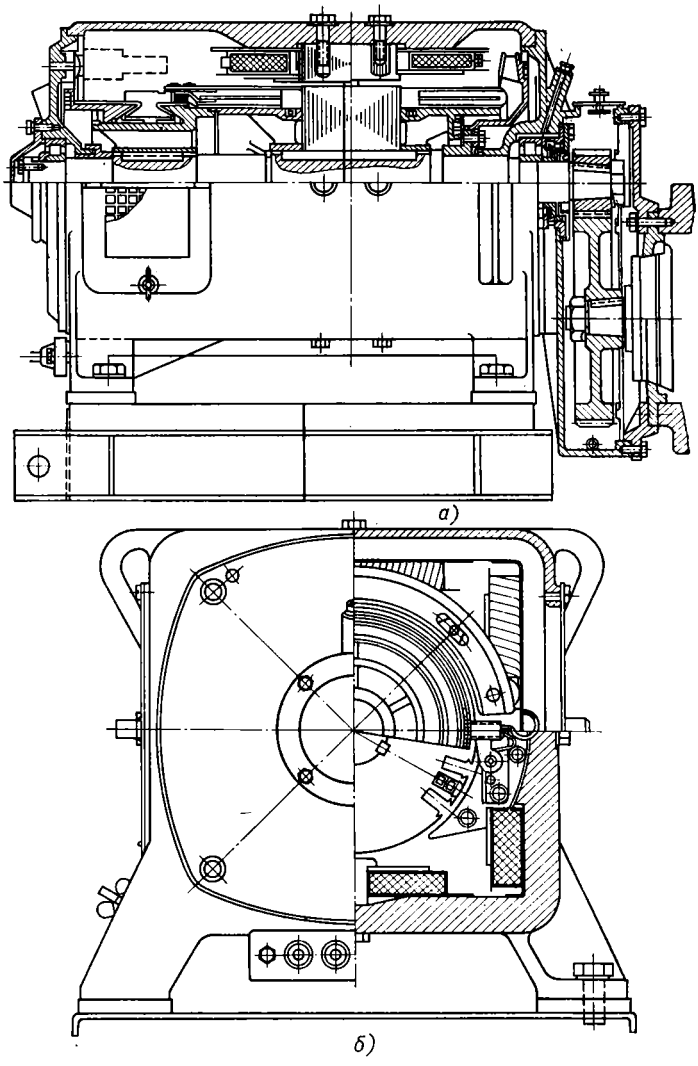


Рис. 164. Двигатель компрессора IA 2629/2 × 2:
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез

Электродвигатель IA2629/2 × 2 (рис. 164) служит для привода компрессоров типа «Ковопол» 2 × 155, 125, 100 (двухступенчатого, с цилиндром низкого давления диаметром 155 *мм* и цилиндром высокого давления диаметром 125 *мм*, с ходом поршней 100 *мм*) на электровозах ЧС1 и ЧС3. Двигатель двухполюсный, последовательного возбуждения с дополнительными полюсами и самовентиляцией.

Соединение двигателя с компрессором осуществлено через зубчатую передачу с косозубыми шестернями. Передаточное отношение равно 3,39.

Остов электродвигателя прямоугольного сечения отлит из высококачественной стали. Подшипниковый щит со стороны, противоположной коллектору, сделан как одно целое с корпусом зубчатой передачи. В щитах установлены роликоподшипники; один из них (со стороны зубчатой передачи) защищен от переполнения смазкой специальным смазочным вентилем, который автоматически устраняет излишнюю смазку при работе двигателя. Вытеканию масла из зубчатой передачи препятствует специальное уплотнение.

Главные полюсы расположены по вертикали, а дополнительные — по горизонтали. Сердечники главных полюсов набраны из листов электротехнической стали толщиной 1 *мм*, дополнительных полюсов — массивные. Полюсные катушки намотаны из круглого медного изолированного провода.

Детали якоря собраны на втулке, насаженной на вал. Обмотка якоря петлевая и выполнена из круглого изолированного провода. Катушки обмотки изолированы от корпуса микафолиевыми гильзами, напрессованными на катушки в нагретом состоянии. Обмотка якоря укреплена на сердечнике деревянными клиньями, а на лобовых частях — проволочными бандажами.

Конструкция коллектора и щеточного аппарата такая же, как и у других двигателей вспомогательных машин.

Электродвигатель ІА-3432/4 используют для привода компрессора на электровозе ЧС-2 (рис. 165). Он представляет собой четырехполюсную машину последовательного возбуждения. Остов двигателя восьмигранный, переходящий на участке коллекторных люков в круглый. Сердечники главных полюсов шихтованные, дополнительных — сплошные.

Катушки полюсов намотаны из круглого медного провода. Корпусная изоляция выполнена микалентой, покровная — из стеклоленты.

Якорь с волновой обмоткой собран на валу без якорной втулки. Для изоляции пазовой части его секций использованы микафолиевые трубки для изоляции коллектора от корпуса — миканитовые манжеты, а для коллекторных пластин — калиброванный амберит. Двигатель имеет два щеткодержателя, закрепленных на поворотной траверсе. Двигатель соединен с компрессором зубчатой передачей с передаточным числом 2, 13.

Генераторы управления. Генераторы цепей управления по конструкции значительно отличаются от рассмотренных ранее машин. Это низковольтные машины, рассчитанные на работу при номинальном напряжении 50 *в*. Генераторы работают при больших колебаниях потребляемой мощности и со сравнительно широким диапазоном скоростей вращения. Нагрузка генераторов зависит от режима тяги поезда, количества включенной аппаратуры на каждой позиции контроллера машиниста, состояния аккумуляторной батареи, режима работы локомотивной радиостанции и других факторов. При работе электровозов по системе многих единиц нагрузка значительно возрастает вследствие подключения аппаратуры второго электровоза. В ночное время нагрузка повышается из-за включения наружного и внутреннего освещения.

Скорость вращения изменяется в зависимости от напряжения на токоприемнике, так как генераторы управления приводятся во вращение двигателями последовательного возбуждения. При этом напряжение на зажимах генератора должно составлять 50 *в*, а при усиленном подзаряде батареи 65—70 *в*. Эти условия можно выполнить только при слабо насыщенной магнитной системе генератора (рис. 166).

Как правило, генераторы управления имеют параллельное возбуждение. Поэтому они менее чувствительны к колебаниям нагрузки и напряжения по сравнению с генераторами последовательного возбуждения,

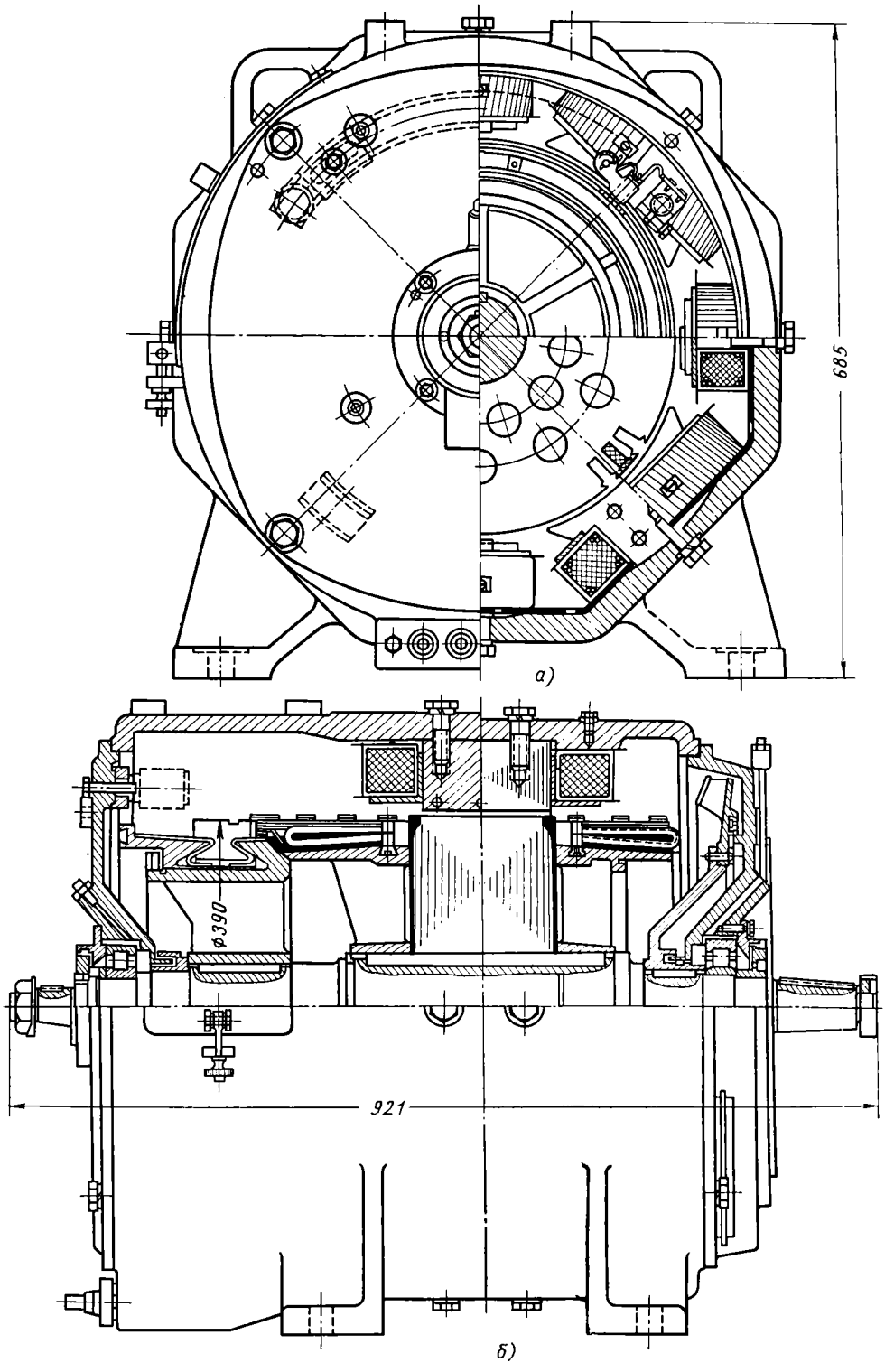


Рис. 165. Двигатель компрессора IA 3432/4:
а — продольный разрез; *б* — поперечный разрез

что наглядно видно из внешней (рис. 167) и рабочих (рис. 168) характеристик генератора ДК-405К. Более стабильно напряжение поддерживают специальные регуляторы, включаемые в цепь генератора.

Генераторы управления ДК-405А и ДК-405К четырехполюсные, без дополнительных полюсов, не имеют вала якоря и подшипниковых щитов (рис. 169). Детали якоря собраны на втулке, с помощью которой якорь насажен на конец вала двигателя, а остов генератора торцовой частью закреплен на подшипниковом щите двигателя.

Сердечники главных полюсов — шихтованные из листовой стали толщиной 1,5 *мм*. Их катушки намотаны из круглого медного провода ПБД. Корпусной изоляцией служат: один слой вполуперекрышу ленты из лакоткани толщиной 0,2 *мм*, один слой тафтяной ленты толщиной 0,25 *мм* и один слой вполуперекрышу киперной ленты толщиной 0,45 *мм*.

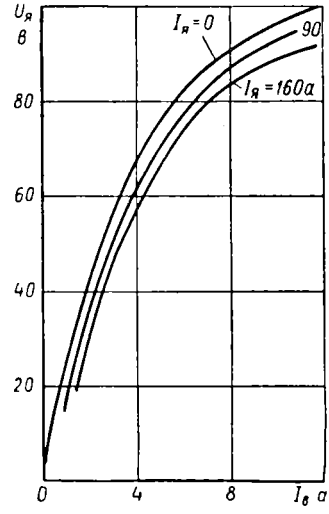


Рис. 166. Нагрузочные характеристики генератора управления ДК-405К:
$I_в$ — ток возбуждения

Втулка якоря отлита из стали вместе с задней нажимной шайбой. Сердечник якоря фиксируют на втулке шпонкой и нажимной шайбой. Листы сердечника штампуют из электротехнической стали Э11 толщиной 0,5 *мм*. Крайние листы для предотвращения распушения сердечника изготовлены из стали Ст.2 толщиной 1 *мм*.

Обмотка якоря волновая, имеет 27 катушек, выполненных из медного проводника прямоугольного сечения. Корпусной изоляцией катушек служит простынка из лакоткани ЛШІ толщиной 0,1 *мм* ($2^1/_4$ оборота) и один слой вполуперекрышу киперной ленты толщиной 0,45 *мм*. Обмотка якоря закреплена бандажами из проволоки диаметром 1,5 *мм*.

Коллектор обычной конструкции собран на литом корпусе и скреплен нажимным конусом и специальной кольцевой гайкой, навернутой на корпус коллектора и застопоренной двумя болтами.

Щеткодержатели установлены на поворотной траверсе.

Вентиляция генератора независимая, осуществляется вентилятором двигателя. Воздух поступает в генератор через отверстия в торцовом щите и крышку коллекторных люков, проходит через генератор и выходит через отверстия в подшипниковом щите двигателя. У генератора управления ДК-405К увеличена длина сердечников якоря и полюсов. Это обусловлено тем, что приводом генератора ДК-405К служит двигатель НБ-430А, номинальная скорость вращения которого ниже, чем у привода генератора ДК-405А. Кроме того, для обмоток главных полюсов генератора применен медный провод меньшего сечения.

Генераторы управления 3А-1731/4 и ПАЛ в отличие от генераторов ДК-405 изготовляют как самостоятельные электрические машины. Их устанавливают на остове двигателя вентилятора, а вращающий момент передается клиновой ременной передачей. Конструкция этих генераторов аналогична конструкции генераторов ДК-405А и ДК-405К. Катушки главных полюсов генератора 3А-1731/4 намотаны из изолированного круглого провода, а дополнительных — из голого медного провода прямоугольного сечения. Якорь имеет обычную конструкцию. Обмотка якоря волновая, закреплена на сердечнике клиньями, на лобовых частях —

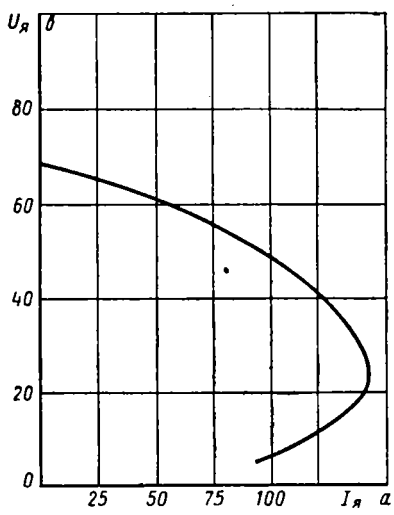


Рис. 167. Внешняя характеристика генератора управления ДК-405К:
сопротивление в цепи возбуждения генератора $R_в$ = const; n = 850 *об/мин*

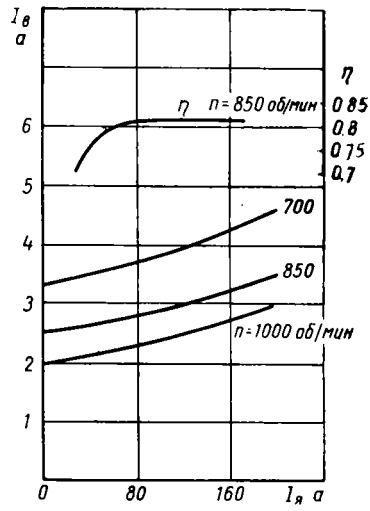


Рис. 168. Рабочие характеристики генератора управления ДК-405К:
U = 50 *в*; $I_я$ = 90 *а*
n = 850 *об/мин*; $I_в$ = 2,85 *а*;
η = 0,828

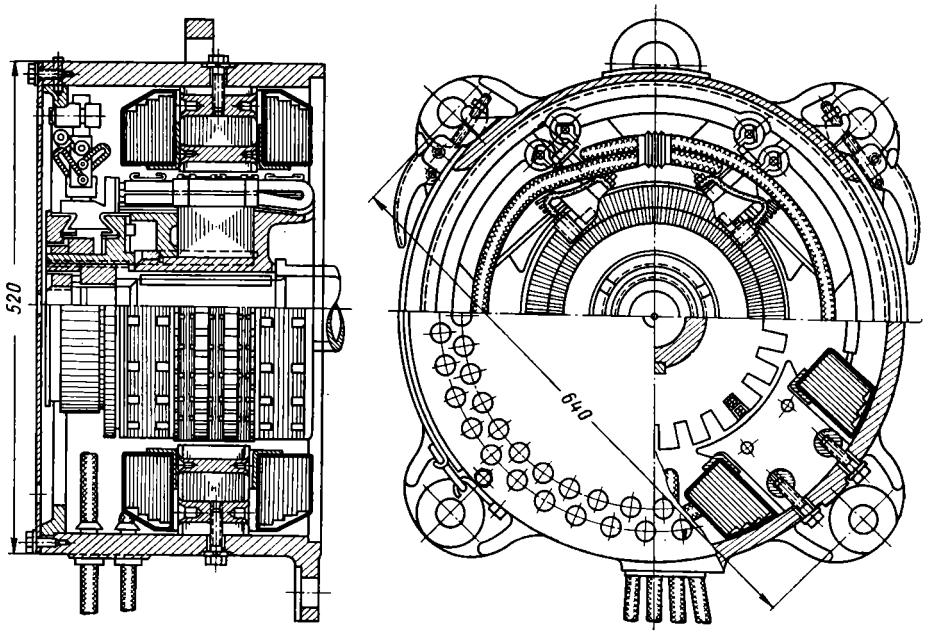


Рис 169. Продольный и поперечный разрезы генератора управления ДК-405К

Таблица 19

Наименование	Двигатели вентиляторов					Двигатели компрессоров				
	ДК-403Г	НБ-430А	ТЛ-101	А2934/4	2А-3234/4	ДК-404А	НБ-404А	НБ-431А	1А-2692/2×2	1А-3432/4
Электровоз, на котором установлена машина	ВЛ22, ВЛ22м	ВЛ8, ВЛ23	ВЛ10	ЧС1, ЧС3	ЧС2	ВЛ22, ВЛ22м	ВЛ23	ВЛ8, ВЛ10	ЧС1, ЧС3	ЧС2
Количество машин, приходящихся на электровоз	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
Напряжение в *в*	3000	3000	3000	1500	3000	3000	3000	3000	3000	3000
Мощность в *квт*	16,5	37,2	50	13	24	13,5	13,5	21	12,5	17
Ток в *а*	7,2	14,5	19	10	9,6	6,0	6,0	9,5	5,6	7,15
Режим работы	Длительный					Поворотно-кратковременный (ПВ-50%)			Длительный	
Скорость вращения в *об/мин*	1300	875	980	1250	1500	915	900	440	2400	1450
Вентиляция	Самовентиляция							Независимая	Самовентиляция	
Вес в *кг*	730	1406	1150	520	800	670	670	1085	480	930
Постоянно включенное демпферное сопротивление в *ом*	27	30,6	—	5	19,5	40	40	27	80,6	19,5
Обмотка якоря										
Тип обмотки	Волновая								Петлевая	Волновая
Диаметр сердечника якоря в *мм*	354	423	423	300	400	354	354	423	250	400
Число пазов	45	49	43	37	55	45	45	49	33	55
Шаг:										
по пазам	1—12	1—13	1—11	1—10	—	1—12	1—12	1—13	1—17	—
по коллектору	1—158	1—172	1—172	1—130	1—193	1—158	1—158	1—172	1—2	1—193
Размер проводника в *мм*	⌀ 0,86	⌀ 1,00	⌀ 1,45	0,9×1,8	0,8×1,8	⌀ 0,86	⌀ 0,86	⌀ 0,86	⌀ 0,9	0,8×1,8
Сопротивление при 20° С в *ом*	12,30	4,01	4,37	3,45	—	16,5	16,5	22	13,7	—
Класс изоляции	А	А	В	А	А	А	А	А	А	А
Обмотка главных полюсов										
Число полюсов	4	4	4	4	4	4	4	4	2	4
Зазор между полюсом и якорем в *мм*	3,5	2,5	2,5	3	4	3	3	3	4	4
Количество витков на полюс	608	337	327	297	326	749	749	564	653	326
Размер проводника в *мм*	⌀ 2,26	1,95×3,8	2,26×3,8	⌀ 2,60	⌀ 2,36	⌀ 1 81	⌀ 1,62	⌀ 1,81	⌀ 1,6	⌀ 2,36
Сопротивление при 20° С в *ом*	7,30	3,53	2,7	2,98	—	13,6	16,4	12	10,1	—
Класс изоляции	А	А	В	А	А	А	А	А	А	А
Обмотка дополнительных полюсов										
Число полюсов	4	4	4	4	4	4	4	4	2	4
Зазор под полюсом в *мм*	3,5+2	4,5+2,5	6+3	6	5,5	3+2	3+2	5	8	6
Количество витков на полюс	286	189	234	165	248	400	400	393	483	248
Размер проводника в *мм*	⌀ 1,95	1,56×3,53	1,95×3,8	⌀ 2,60	⌀ 2,36	⌀ 1,81	⌀ 1,62	⌀ 1,81	⌀ 1,6	⌀ 2,36
Сопротивление при 20° С в *ом*	2,85	1,83	1,57	1,14	—	4,7	6	6	5,4	—
Класс изоляции	А	А	В	А	А	А	А	А	А	А
Коллектор										
Диаметр рабочей части в *мм*	310	390	390	280	390	310	310	390	235	390
Длина рабочей части в *мм*	32	32	32	—	—	32	32	32	—	—
Количество пластин	315	343	343	259	385	315	315	343	231	385

Наименование	Генераторы управления					Мо ДК-
	ДК-405А	ДК-405К	ПАЛ-1,2	3А-1731/4	ВА-10/12	Двигатель
Электровоз, на котором установлена машина	ВЛ22, ВЛ22М	ВЛ8, ВЛ23, ВЛ10	ЧС1, ЧС3	ЧС2	Ф	ВЛ22М
Количество машин, приходящихся на электровоз	2	2	2	2	1	1
Напряжение в *в*	50	50	48	60	75	3000/3300
Мощность в *квт*	4,5	4,5	1,2	5	3,9	67
Ток в *а*	90	90	25	83,5	52	27/24,5
Режим работы	Длительный					Крат
Скорость вращения в *об/мин*	1300	875	1550	2600	1500	1030/1160
Вентиляция	Независимая			Самовентиляция	Независимая	Са
Возбуждение	Независимое					Сме
Вес в *кг*	248	274	—	150	145	2795 (об
Постоянно включенное демпферное сопротивление в *ом*	—	—	—	—	—	6
Обмотка якоря						
Тип обмотки	Волновая		—		Волновая	
Диаметр сердечника якоря	282	282	—	150	200	457
Число пазов	27	27	—	27	43	45
Шаг:						
по пазам	1—7	1—7	—	—	1—11	1—12
по коллектору	1—54	1—54	—	1—41	1—43	1—180
Размер проводника в *мм*	2 (1,25×5,5)	2 (1,25×5,5)	—	1,6×5,5	1,4×6,3	1×2,26
Сопротивление при 20° С в *ом*	0,0251	0,0251	—	0,0265	0,025	2,02
Класс изоляции	А	А	—	В	В	А
Обмотка последовательного возбуждения						
Число полюсов	—	—	—	—	4	4
Зазор между полюсом и якорем	—	—	—	—	0,8	2,5
Количество витков на полюс	—	—	—	—	—	98
Размер проводника в *мм*	—	—	—	—	—	3,28×3,28
Сопротивление при 20° С в *ом*	—	—	—	—	3,26	0,674
Класс изоляции	—	—	—	—	—	А
Независимая, или шунтовая, обмотка						
Ток в *а*	2,61	3,3	—	1,625	—	13,8
Число полюсов	4	4	—	4	—	4
Зазор между полюсом и якорем в *мм*	2,2	2,2	—	1	0,8	2,5
Количество витков на полюс	510	510	—	533	—	208
Размер проводника в *мм*	⌀ 2,25	⌀ 2,1	—	⌀ 1,00	—	2,1×2,1
Сопротивление при 20° С в *ом*	5,3	5,85	—	21	0,0085	3,65
Класс изоляции	А	А	—	В	—	А
Обмотка дополнительных полюсов						
Число полюсов	—	—	—	4	4	4
Зазор под полюсом в *мм*	—	—	—	5	3	5+1
Количество витков на полюс	—	—	—	13,5	—	132
Размер проводника в *мм*	—	—	—	4×7	—	2,83×3,8
Сопротивление при 20° С в *ом*	—	—	—	0,0112	0,0085	0,52
Класс изоляции	—	—	—	В	—	А
Коллектор						
Диаметр рабочей части в *мм*	222	222	—	130	170	410
Длина рабочей поверхности в *мм*	40	40	—	—	—	49
Количество пластин	107	107	—	81	85	359

Таблица 20

тор-генератор						
401В	НБ-429А		НБ-435		ТЛ-102А	
Генератор	Двигатель	Генератор	Двигатель	Генератор	Двигатель	Генератор
ВЛ22М	ВЛ8		ВЛ10		ВЛ10	
1	2	2	2	2	2	2
95	3300	37	3300	38	3300	38
57	29,5	22,2	45	30,4	45	30,4
600	11	600	17	800	17	800
ковременный (40 *мин*)						
1030/1160	1200		1270		1300	
мовентиляция						
шанное щий)	1900		1900		—	—
—	10,8	—	6	—	—	—
Петлевая	Волновая	Петлевая	Волновая	Петлевая	Волновая	Петлевая
457	423	423	423	423	423	423
51	49	57	43	57	43	57
1—9	1—13	1—10	1—11	1—10	1—10	1—9
1—2	1—172	1—2	1—172	1—2	1—171	1—2
2 (1,56×8)	⌀ 1,0	2 (1,56×8)	⌀ 1,35	2 (1,95×8,6)	⌀ 1,45	2 (1,95×8,6)
0,00472	9,35	0,00376	5,77	0,00276	4,1	0,00282
В	А	В	В	В	В	В
6	4	6	4	6	4	6
3,15	3,0	3,5	9	6	5	6,5
1	130	2	91	2	80	2
2 (4,4×18)	1,68× ×3,05	3,8×22	⌀ 2,44	3,8×16,8	3,8×1,56	6×20
0,000108	1,54	0,000321	0,96	0,000449	0,795	0,000221
А	А	В	В	В	В	В
6,72	9,8	18,72	17	12,2	11,1	13
4	4	6	4	6	4	6
3,15	3,0	3,5	9	6	5	6,5
306	234	280	285	235	250	234
1,81×2,1	1,81×2,1	⌀ 2,83	⌀ 2,83	⌀ 3,28	⌀ 2,83	⌀ 3,28
2,44	4,0	0,627	2,61	1,51	2,45	1,7
А	А	А	А	А	В	В
6	4	6	4	6	4	6
6	5+0,5	4,5	10+2,5	5,5	6+3	5,5
9	219	8	360	8	228	8
3 (3,8×16,8)	1,68× ×3,05	4,1×15,6	⌀ 2,44	2 (6×20)	3,8×1,56	2 (6×20)
0,0023	1.772	0,00205	2,62	0,00225	1,44	0,0017
В	А	В	В	В	В	В
406	390	380	390	380	380	380
202	32	200	32	200	32	200
255	343	228	343	228	343	228

бандажами. Охлаждение генератора производится вентилятором, укрепленным на валу со стороны, противоположной коллектору.

Генератор ВА-10/12 четырехполюсный, с дополнительными полюсами и смешанным возбуждением. Остов генератора стальной, цилиндрической формы. Наружный диаметр его равен 360 *мм*, а внутренний — 320 *мм*. На сердечниках главных полюсов, набранных из листов электротехнической стали толщиной 1 *мм*, помещены две обмотки с общей изоляцией (параллельная и последовательная). Сердечник якоря и коллектор собраны на якорной втулке. Обмотка якоря закреплена бандажами. Щеткодержатели установлены на пальцах, прикрепленных к остову на специальных фланцах, что позволяет регулировать положение щеток. Для осмотра коллектора и щеток в остове сделаны закрывающиеся люки.

Генератор монтируется в агрегате расщепителя фаз N 49,5/40 (см. рис. 191).

Основные параметры и показатели вспомогательных машин постоянного тока приведены в табл. 19 и 20.

ГЛАВА IX

ВСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

§ 37. СИСТЕМЫ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Электровозы переменного тока, так же как электровозы постоянного тока, имеют такие вспомогательные машины, как мотор-компрессоры, мотор-вентиляторы для охлаждения тяговых двигателей. Кроме того, на них устанавливают дополнительные вентиляторы для воздушного охлаждения выпрямительной установки, реакторов, трансформаторов, а также насосы для создания в этом оборудовании принудительной циркуляции охлаждающей жидкости.

Для привода вспомогательных механизмов на электровозах переменного тока можно применить следующие типы электродвигателей:

1) двигатели пульсирующего тока с питанием от ртутных или полупроводниковых выпрямителей;
2) однофазные коллекторные двигатели;
3) асинхронные конденсаторные двигатели;
4) асинхронные однофазные двигатели с пусковой фазой;
5) асинхронные трехфазные двигатели с питанием от расщепителя фаз;
6) асинхронные трехфазные двигатели с питанием от синхронного генератора промышленной или повышенной частоты.

Двигатели постоянного тока с питанием от выпрямительной установки применены на электровозах некоторых зарубежных фирм. На отечественных электровозах эта система тока не применяется. В некоторых странах (например, ГДР, ФРГ, Швейцария, США), где железные дороги электрифицированы по системе переменного тока пониженной частоты ($16^2/_3$ *гц*, 25 *гц*), успешно применяют однофазные коллекторные двигатели последовательного возбуждения, подключаемые непосредственно к обмотке собственных нужд тягового трансформатора. При пониженной частоте коммутация в рабочем режиме этих двигателей не вызывает затруднений. Для работы на переменном токе частотой 50 *гц* коллекторные двигатели почти не применяются, потому что в этом случае приходится увеличивать размеры двигателей и будет наблюдаться напряженная коммутация при пусках. Асинхронные конденсаторные двигатели используют для привода механизмов небольшой мощности (до 4 *квт*), например масляных насосов трансформатора. Обычно для этого применяются двухфазные и трехфазные асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором, питающиеся от однофазной сети. Для получения вращающегося магнитного поля на статоре размещают две фазовые

обмотки — главную и вспомогательную, сдвинутые в пространстве одну относительно другой на 90° (рис. 170).

При использовании в качестве конденсаторных двигателей трехфазных двигателей две фазы их соединяют последовательно, образуя главную фазу, а третья фаза служит вспомогательной. Главную фазовую обмотку включают непосредственно в однофазную сеть, а вспомогательную — через конденсатор. Вследствие этого напряжение на вспомогательной обмотке сдвинуто по фазе на 90° относительно напряжения сети.

Таким образом, возникает двухфазная система напряжений, приводящая к образованию двух намагничивающих сил обмоток и вращающегося, обычно эллиптического, магнитного поля. Для получения кругового магнитного поля необходимо, чтобы н. с. были равны между собой и сдвинуты на 90°, что может быть достигнуто правильным подбором числа витков обмоток и величины емкости конденсатора.

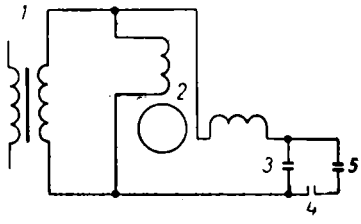


Рис. 170. Схема включения конденсаторного двигателя:

1 — обмотка трансформатора; *2* — двигатель; *3* — рабочая емкость; *4* — пусковой контактор; *5* — пусковая емкость

Симметричный режим работы конденсаторного двигателя можно обеспечить только для вполне определенных нагрузки, скорости вращения и питающего напряжения (номинальный режим). Пусковые показатели работы двигателя непостоянны, а его напряжение не остается стабильным. Поэтому практически двигатель всегда работает в несимметричном режиме и в его воздушном зазоре имеется обратная н. с., вызываемая токами обратной последовательности, которая создает тормозящий момент и повышает нагревание обмоток вследствие возникновения добавочных потерь.

На механическую характеристику двухфазных двигателей с несимметричным режимом работы большое влияние оказывают высшие гармонические составляющие магнитного поля. Они создают паразитные моменты, из-за которых в начальной части пусковой характеристики могут образовываться провалы, и значительно ухудшают условия разгона машины. Для уменьшения несимметрии магнитного потока при пуске и увеличения начального момента необходимо подключать добавочную емкость, в 1,5—2 раза большую рабочей емкости. Эту емкость надо отключать после разгона машины.

Система однофазных асинхронных двигателей с пусковой фазой подобна системе с конденсаторным двигателем. Отличие состоит в том, что вспомогательную фазу включают через емкостное или активное сопротивление только при пуске. После разгона двигателя вспомогательную фазу отключают, и двигатель работает как однофазный. При номинальной скорости вращения двигатель имеет только прямое, почти круговое магнитное поле, а обратное поле компенсируется обмоткой ротора. Такие двигатели с пусковой фазой установлены на некоторых электровозах, эксплуатируемых в США.

При использовании для вспомогательных машин трехфазных асинхронных двигателей на электровозе должно быть предусмотрено преобразование однофазного тока в трехфазный (рис. 171). Как в СССР, так и за рубежом в качестве преобразователя широко используют асинхронные расщепители фаз, представляющие собой асинхронную машину с несимметричной обмоткой статора. Параметры обмотки статора выбираются так, чтобы обеспечить наилучшую симметрию линейных напряжений трехфазной системы при номинальной нагрузке и номинальном на-

пряжении. При изменении нагрузки и первичного напряжения симметрия напряжений на выходе расщепителя фаз нарушается, и приводные двигатели работают в несимметричном режиме, в связи с чем требуется повышать их установленную мощность. Однако величина несимметрии токов при этом меньше, чем в конденсаторных двигателях, и трехфазные двигатели, как правило, значительно слабее нагружены в тепловом отношении.

Для сокращения размеров расщепителя фаз, повышения коэффициента мощности системы и некоторой регулировки симметрии напряжения при изменении нагрузки к зажимам наиболее крупных двигателей включают конденсаторы. Это позволяет частично компенсировать нагрузочный ток в генераторной фазе и соответственно уменьшить ток в двигательной фазе расщепителя.

Как однофазная машина расщепитель фаз не имеет начального момента. Поэтому его разгон до номинальной скорости вращения должен быть осуществлен с применением специального однофазного двигателя (конденсаторного или с пусковой фазой) или добавочного сопротивления, включенного между генераторной фазой и одним из концов двигательной фазы (асинхронный пуск). Так как пуск происходит на холостом ходу, то высокого пускового момента не требуется.

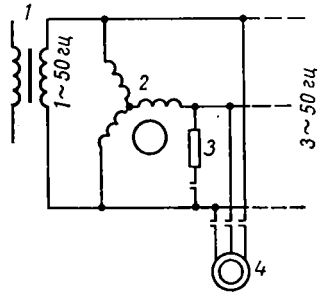


Рис. 171. Схема включения асинхронных трехфазных двигателей, питающихся от расщепителя фаз:

1 — обмотка трансформатора; *2* — расщепитель фаз; *3* — пусковое сопротивление расщепителя фаз; *4* — трехфазные двигатели

На некоторых американских электровозах, работающих на переменном токе частотой 25 *гц*, предусмотрены асинхронные вспомогательные машины повышенной частоты 125 *гц*, получаемой от специального синхронного генератора, приводимого во вращение однофазным асинхронным двигателем (рис. 172). Такая система позволяет использовать более простые в эксплуатации асинхронные двигатели и сделать их работу независимой от напряжения питания. Применение повышенной частоты 125 *гц* позволяет использовать высокооборотные вентиляторы небольших размеров и веса; при этом вес преобразовательного агрегата в значительной мере компенсируется снижением веса приводных двигателей.

Наибольшее распространение на электровозах переменного тока получила система вспомогательных машин постоянного тока и система с трехфазными асинхронными двигателями, питающимися от расщепителя фаз. Технико-экономические данные этих систем для восьмиосного электровоза ВЛ80К приведены в табл. 21.

Таблица 21

Показатели	Система	
	Асинхронные трехфазные двигатели*	Машины постоянного тока
Вес в %	100	105
Стоимость в %	100	300
Стоимость содержания в %	100	120
Коэффициент мощности (для номинального напряжения)	0,94	0,85—0,9

* С питанием от расщепителя фаз и емкостной компенсацией.

На отечественных электровозах переменного тока ВЛ60 и ВЛ80 принята система вспомогательных машин с трехфазными асинхронными двигателями, питающимися от расщепителя фаз.

Назначение машин, установленных на электровозах ВЛ60, указано в табл. 22, а машин, установленных на электровозах ВЛ80К,— в табл. 23.

Таблица 22

Тип машины	Мощность машины	Назначение машины	Количество машин на электровозе
АС81-6	28 *квт* при ПВ=20%	Для привода компрессора Э-500	2
АП81-4	40 *квт*	Для привода центробежных вентиляторов для охлаждения тяговых двигателей и трансформатора, вентилятор Ц13-50 № 6 или Ц8-19	4
АП82-4	55 *квт*		4
ДОЖ42-2	4 *квт*	Для привода центробежного насоса системы охлаждения игнитронов	2
А42-4	2,5 *квт*	Для привода моноблочного насоса ЭЦТ 63/10, предназначенного для обеспечения циркуляции масла в трансформаторе	1
НБ-455 (НБ-453)	115 *ква*	Для преобразования однофазного тока в трехфазный, необходимого для питания асинхронных трехфазных двигателей — расщепитель фаз. Для питания цепей управления напряжением постоянного тока генератор управления ДК-405	2

Оба расщепителя фаз работают параллельно. В схеме применена емкостная компенсация нагрузочного тока емкостью примерно 1600 *мкф* (по 800 *мкф* на каждый расщепитель фаз) общей мощностью 120 *квар*.

Таблица 23

Тип машины	Мощность машины	Назначение машины	Количество машин на электровозе
АС82-4	55 *квт* при ПВ=15%	Для привода компрессора КТ-6 (через редуктор)	2
АС82-4	55 *квт* при ПВ=15%	Для привода центробежных вентиляторов Ц8-19, предназначенных для охлаждения тяговых двигателей и трансформатора	4
АО63-2	14 *квт*	Для привода вентиляторов ВЭ-6 охлаждения трансформатора, блока кремниевых выпрямителей, реактора	8
А42-4	2,5 *квт*	Для привода моноблочного насоса ЭЦТ 63/10, служащего для обеспечения циркуляции масла в трансформаторе	2
НБ-455А	115 *ква*	Расщепитель фаз	2

Расщепители фаз установлены по одному в каждой секции электровоза и работают раздельно. Величина компенсирующей емкости, приходящейся на один расщепитель фаз, примерно 2200 *мкф*, мощность 170 *квар*.

Для привода вспомогательных механизмов на электровозах серии Ф установлено двенадцать асинхронных трехфазных двигателей специаль-

ного исполнения с короткозамкнутым ротором. Из них два двигателя МОРД180L предназначены для привода компрессоров, два двигателя N32/20 — для привода вентиляторов, каждый из которых охлаждает группу из трех тяговых двигателей, и два двигателя NU32/20 — для вентиляторов охлаждения радиаторов игнитронов и главного трансформатора. Кроме того, три вентилятора с двигателями NA125B подают воздух, охлаждающий сглаживающие реакторы. Привод насосов системы охлаждения игнитронов, трансформатора и переключателя ступеней осуществляется соответственно двигателями MOLEW112L и L02,2. Двигатели питаются от расщепителя фаз N49,5/40 (преобразователь Арно).

Электровозы К оборудованы машинами пульсирующего тока, которые получают питание от кремниевых выпрямителей. Исключение составляют три двигателя переменного тока частотой 50 *гц* ERK 493-4, работающие по конденсаторной схеме, один из которых служит для привода масляного насоса трансформатора, а два других — для приводов вентиляторов охлаждения индуктивных шунтов тяговых двигателей.

§ 38. УСЛОВИЯ РАБОТЫ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН

Двигатели, устанавливаемые на подвижном составе, должны быть специального исполнения. К ним предъявляются повышенные требования в отношении надежности.

Асинхронные трехфазные вспомогательные двигатели электровозов должны нормально работать в следующих условиях:

1) при отклонении напряжения от номинального $U_н$ от +15 и —25% и одновременной асимметрии напряжений;

2) при затяжных и повторных пусках при пониженном напряжении;

3) при вибрации и толчках;

4) при температуре окружающего воздуха в пределах $-50 \div +50°$ С и относительной влажности воздуха до 95%.

С повышением напряжения в асинхронном двигателе увеличиваются магнитный поток и реактивная мощность намагничивания, в связи с чем понижается коэффициент мощности, возрастают потери в стали и меди обмоток. Одновременно понижаются рабочие токи в фазах. При понижении напряжения и неизменной нагрузке на валу уменьшается намагничивающий ток, но увеличиваются активные составляющие токов статора и ротора.

Общее тепловое состояние двигателя зависит от его параметров и для каждого типа двигателей машин оценивается при крайних значениях рабочих напряжений. Скольжение двигателя при изменении напряжения изменяется примерно обратно пропорционально квадрату напряжения.

Величина напряжения оказывает значительное влияние на механическую характеристику двигателя. Вращающий момент пропорционален квадрату приложенного напряжения, поэтому с уменьшением напряжения снижаются начальный и максимальный моменты двигателя, снижается его устойчивость. Поэтому необходимо выбирать машины с таким вращающим моментом, который обеспечивал бы работоспособность механизма при низшем напряжении.

При питании трехфазных асинхронных двигателей от расщепителя фаз они работают в несимметричном режиме. Коэффициент несимметрии напряжений α_u определяют как отношение напряжения обратной последовательности U_o к напряжению прямой последовательности U_n при номинальной нагрузке расщепителя фаз. Обычно коэффициент $\alpha_u = 5\%$, а при малых нагрузках он может быть выше. Например, при холостом ходе расщепителя фаз НБ-455 $\alpha_u = 8\%$.

Несимметрия приложенного напряжения вызывает несимметрию токов в фазах асинхронного двигателя; коэффициент несимметрии токов α_i определяют так же, как и коэффициент несимметрии напряжений:

$$\alpha_i = \frac{I_o}{I_n} \cdot 100\%. \qquad (347)$$

При этом несимметрия токов значительно превосходит несимметрию напряжений, так как $\alpha_i = k\alpha_u$, где k — кратность тока короткого замыкания. Для асинхронных двигателей, применяемых на электровозах, обычно $k = 4{,}5 \div 6$. При повышенных напряжениях, малых нагрузках и коэффициентах несимметрии напряжений более 4% из-за увеличения намагничивающих токов, неравномерно распределенных по фазам, коэффициент α_i еще более возрастает, достигая величины $\alpha_i = (9 \div 10)\alpha_u$.

Несимметричную систему трехфазных токов можно разложить на две симметричные системы прямой $\dot{I}_n$ и обратной $\dot{I}_o$ последовательности. Ток в фазе равен $\dot{I}_ф = \dot{I}_n + \dot{I}_o$. Ток обратной последовательности создает тормозящий момент, дополнительно нагружает фазы двигателя, увеличивая потери и снижая использование его мощности. Допустимый ток I двигателя и его мощность P в зависимости от коэффициента несимметрии напряжений могут быть определены по формулам

$$I = I_н \sqrt{1 + \alpha_u k}; \qquad (348)$$

$$P = \frac{P_н}{\sqrt{1 + \alpha_u k}}, \qquad (349)$$

где $I_н$ и $P_н$ — соответственно номинальный ток и номинальная мощность двигателя.

Зависимость вращающего момента двигателя от потока, создаваемого током обратной последовательности, определяется выражением

$$M \equiv U_n^2 (1 - \alpha_u^2).$$

При значениях $\alpha_u = 5 \div 10\%$ вращающий момент снижается только примерно на 1%. Но в пусковых режимах, когда коэффициент α_u может достигать 25—35%, вращающий момент снижается примерно на 10%.

Для того чтобы асинхронные двигатели работали устойчиво при пониженном напряжении и имели достаточный начальный момент, необходимо достаточно большое отношение моментов $\frac{M_{max}}{M_H}$ и $\frac{M_{нач}}{M_H}$ [где M_{max} — максимальный вращающий момент; M_H — номинальный момент на валу; $M_{нач}$ — начальный (пусковой) момент]. Для электровозов ВЛ60 и ВЛ80 при номинальном симметричном напряжении эти отношения соответственно равны: для привода вентиляторов 4 и 3, для компрессоров — 4 и 3,8. Они могут изменяться в зависимости от параметров применяемых машин, расщепителя фаз, тягового трансформатора.

Пусковые токи двигателей вызывают добавочные падения напряжения в обмотках расщепителя фаз и трансформатора, снижая напряжение двигателей и их устойчивость. Изменение характеристики вращающего момента зависит от кратности пускового тока двигателей, сопротивления обмоток расщепителя фаз и реактанца обмотки собственных нужд трансформатора.

При недостаточном запасе устойчивости приводные двигатели могут опрокидываться во время пуска одного из двигателей, мощность которо-

го соизмерима с мощностью работающих двигателей. При снижении питающего напряжения возможны затяжные и повторные пуски двигателей и, следовательно, ускоренное старение их изоляции. При продолжительном разгоне пуск может быть не завершен из-за срабатывания тепловых реле, которыми защищены двигатели.

Температуру нагрева τ обмотки статора асинхронного двигателя за период пуска, пренебрегая теплоотдачей, можно определить по формуле

$$\tau \approx \frac{j_n^2}{175} t_n,$$

где j_n — средняя плотность тока в обмотке статора за период пуска в *а/мм²*;

t_n — время разгона двигателя в *сек*.

Двигатели подвержены таким же динамическим воздействиям и вибрациям, что и вспомогательные машины электровозов постоянного тока. Их конструкция должна учитывать возможность таких внешних воздействий. Низкие температуры в пределах до —50° С не оказывают существенного влияния на нормальную работу. Однако при температурах —50° С, изменение сопротивления обмоток двигателя влияет на пусковые характеристики и снижает начальный момент на 15—20%.

В летний период температура в кузове электровоза, где установлены машины, может подниматься до 50° С и выше; поэтому допустимое превышение температуры частей машины, приведенное в табл. 1, должно соответственно снижаться.

§ 39. ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА ТРЕХФАЗНЫХ АСИНХРОННЫХ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Возможность работы асинхронного двигателя при его питании несимметричным напряжением можно оценить, определив суммарные электрические потери в обмотках статора и ротора от токов прямой и обратной последовательности. Если потери не превосходят расчетных потерь в двигателе, работающем при номинальной мощности в симметричном режиме, то перегрев обмоток не превзойдет допустимой величины. Очевидно, что в режиме несимметричной работы мощность на валу должна быть снижена по сравнению с номинальной.

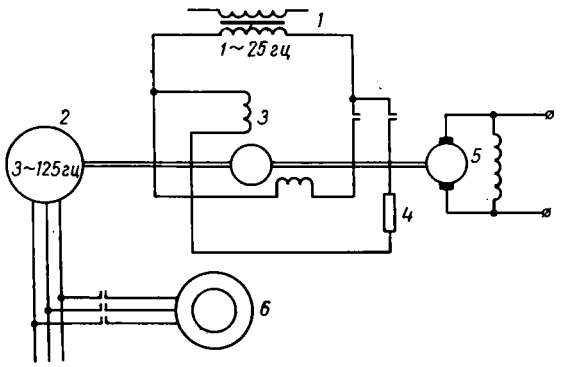


Рис. 172. Схема питания трехфазных асинхронных двигателей от синхронного генератора:

1 — обмотка трансформатора; *2* — синхронный генератор повышенной частоты; *3* — однофазный двигатель; *4* — пусковое сопротивление однофазного двигателя; *5* — генератор постоянного тока; *6* — асинхронные трехфазные двигатели повышенной частоты

Для определения потерь данной несимметричной системы линейных напряжений определяют напряжение прямой и обратной последовательности, а также коэффициент несимметрии напряжений. Так, для напряжений, получаемых от расщепителя фаз (рис. 173, *а*), построив на стороне *1—2* (напряжение сети) треугольника линейных напряжений равносторонние треугольники *1—2—4* и

1—2—5, получают вектор *4—3*, равный тройному значению фазного напряжения прямой последовательности, и вектор *5—3*, равный тройному значению фазного напряжения обратной последовательности. Из этого же построения определяют угол сдвига фаз β_0 между векторами напряжения прямой и обратной последовательности.

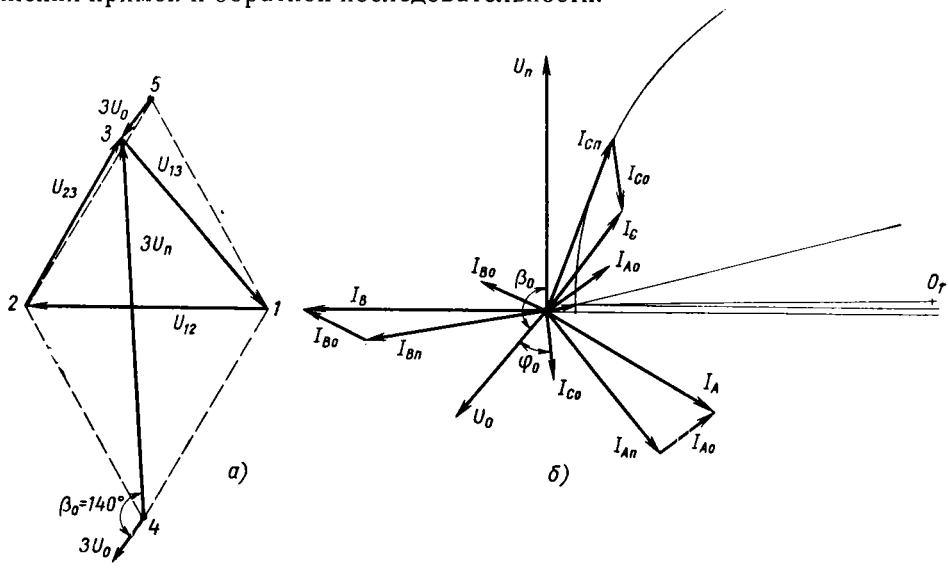


Рис. 173. Векторные диаграммы для определения токов в фазах двигателя при питании несимметричным напряжением:

а — определение напряжений прямой и обратной последовательности; *б* — определение токов в фазах двигателя при помощи круговой диаграммы

По известным параметрам двигателя строят круговую диаграмму для напряжения прямой последовательности (рис. 173, *б*). Зная расчетную мощность на валу двигателя, находят токи статора I_{1n} и ротора I'_{2n} прямой последовательности. Полученный ток статора является током прямой последовательности в третьей фазе двигателя I_{Cn}, подключенной к генераторной фазе расщепителя.

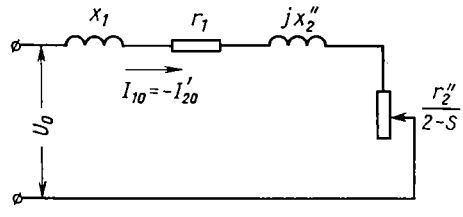


Рис. 174. Схема замещения асинхронного двигателя

Ток обратной последовательности можно определить из упрощенной схемы замещения (рис. 174), полагая, что ток статора обратной последовательности I_{1o} равен току ротора I'_{2o}, наведенному полем обратной последовательности. Частота токов ротора I'_{2o} при скольжении двигателя s и частоте питающего тока f равна $(2-s)f$, т. е. равна примерно удвоенной частоте токов статора. Активное и индуктивное сопротивления ротора необходимо вычислять с учетом вытеснения тока.

Ток в цепи схемы замещения определится полным ее сопротивлением $Z_к$:

$$I_{1o} \approx I'_{2o} = \frac{U_o}{Z_к} = \frac{U_o}{U_н} \cdot \frac{U_н}{Z_к} = \alpha_u I_{кз}, \qquad (350)$$

где $I_{кз}$ — ток короткого замыкания статора.

Суммарные потери в обмотке ротора

$$m_1 I'^2_{2n} r'_2 + m_1 I'^2_{2o} r''_2$$

и в обмотке статора

$$m_1 I_{1n}^2 r_1 + m_1 I_{1o}^2 r_1,$$

где m_1 — число фаз обмотки статора;

r_1 — активное сопротивление фазы обмотки статора;

r_2' и r_2'' — активные сопротивления ротора для токов прямой и обратной последовательности.

Проверку теплового режима двигателя необходимо производить как для номинального режима работы, так и для крайних значений питающего напряжения с учетом потерь в стали и меди двигателя. Для определения токов в фазах двигателя при питании его несимметричным напряжением на круговой диаграмме (рис. 173, *б*) строят звезду токов прямой последовательности в фазах $I_{An} = I_{Bn} = I_{Cn} = I_{1n}$. Под углом β_o к вектору фазного напряжения прямой последовательности откладывают вектор напряжения обратной последовательности. Положение звезды векторов токов обратной последовательности $I_{Ao} = I_{Bo} = I_{Co} = I_{1o}$ зависит от угла φ_o между напряжением U_o и током соответствующей фазы.

Угол φ_o определяют расчетным путем или из опытных данных:

$$\operatorname{tg} \varphi_o = \frac{x_{кз}}{r_{кз}}, \tag{351}$$

где $x_{кз}$ и $r_{кз}$ — индуктивное и активное сопротивления короткого замыкания фазы двигателя.

Складывая векторы токов прямой и обратной последовательности соответствующих фаз, получают значение действительных токов I_A, I_B, I_C в фазах двигателя.

§ 40. ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТА АСИНХРОННОГО РАСЩЕПИТЕЛЯ ФАЗ

Асинхронные машины, применяемые в качестве расщепителя фаз, имеют обычно трехфазную обмотку статора, соединенную в звезду. Для обеспечения симметрии трехфазного напряжения при несимметричных падениях напряжения в отдельных фазах обмотка должна быть несимметричной. Обмотка, соединенная в звезду, имеет поэтому различное количество витков в фазах и углы между осями фаз не равны 120°.

Две фазы обмотки статора соединены последовательно, образуя двигательную обмотку, а третья фаза, называемая генераторной, подключена к двигательной в точке, соответствующей наилучшей симметрии напряжения на выходе расщепителя при определенной нагрузке. Возможно и двухфазное исполнение обмотки статора, когда угол между осями фаз двигательной и генераторной обмоток составляет 90°.

Двигательную обмотку включают в однофазную сеть. При вращении ротора вследствие демпфирования магнитного поля обратной последовательности короткозамкнутой обмоткой ротора в генераторной обмотке наводится э. д. с. прямой последовательности, и мощность от двигательной обмотки передается электромагнитным путем к генераторной.

Напряжение генераторной обмотки и напряжение сети образуют двухфазную систему, а два зажима сети и свободный конец генераторной обмотки — источник трехфазного напряжения. Так как клетка ротора обладает активным сопротивлением и индуктивным сопротивлением рассеяния, то полной компенсации обратного поля не происходит. Нескомпенсированное обратное поле наводит в обмотках статора э. д. с., которые искажают треугольник напряжений на зажимах расщепителя

фаз, что надо учитывать при расчете. Искажение напряжения зависит от сопротивления клетки ротора и с его увеличением возрастает.

Для расчета расщепителя фаз предварительно выбирают магнитную систему машины и обмотку статора. Конечная цель поверочного электромагнитного расчета — определение напряжений на зажимах расщепителя фаз и токов в фазах. При неудовлетворительной симметрии напряжений корректируют обмоточные данные, а при необходимости и магнитную цепь машины, затем расчет повторяют.

Исходные данные для расчета:

1) мощность трехфазной нагрузки и коэффициент мощности;
2) напряжение однофазной сети;
3) расчетные размеры активной стали статора и ротора;
4) число полюсов статора, тип его обмотки, шаг по пазам, число витков в фазах, число параллельных ветвей, число пазов на полюс и фазу, диаметр и марка провода.

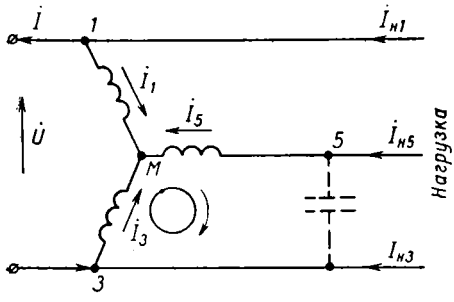


Рис. 175. Схема включения обмоток статора расщепителя фаз

В дальнейшем приняты следующие обозначения: величины с индексом 1 относятся к первой фазе двигательной обмотки; с индексом 2 — к ротору; с индексом 3 — ко второй фазе двигательной обмотки; с индексом 5 — к генераторной фазе.

Выбор обмотки статора. Для расчета принято, что обмотка статора двухслойная, трехфазная в виде несимметричной звезды. Число витков фазы определяют по формуле

$$w = \frac{S_n pq}{a},$$

где S_n — число эффективных проводников в пазу;
p — число пар полюсов статора;
q — число пазов на полюс и фазу;
a — число параллельных ветвей обмотки статора.

На каждом полюсном делении группы катушек располагают таким образом и обмотку соединяют так, чтобы при определенном направлении вращения поля прямой последовательности получалось чередование фаз, соответствующее звезде э. д. с. порядка $E_1 - E_5 - E_3$. На рис. 175 этому соответствует вращение ротора по часовой стрелке. Симметрия трехфазного напряжения расщепителя фаз под нагрузкой возможна только при определенном направлении вращения ротора.

Для определения углов между осями фаз необходимо построить звезду э. д. с. прямой последовательности с учетом взаимного соединения отдельных проводников обмотки и полигон э. д. с. При графическом способе произвольным радиусом проводят полуокружность, изображающую полюсное деление машины (рис. 176). Затем из центра окружности проводят прямую линию под углом, соответствующим числу пазов на полюс и фазу (первую) обмотки q_1, т. е.

$$\delta = \frac{2\pi p}{Z_1} q_1, \qquad (352)$$

где Z_1 — число зубцов статора.

То же самое делают для второй и третьей фаз. Соединяя точки *1*, *M* и *3*, получают треугольник, в котором стороны *1—M*, *M—3*, *1—3* в некото-

ром масштабе изображают э. д. с. отдельных фаз и всей двигательной обмотки. Так как генераторная фаза подключена к двигательной обмотке в точке M, то отрезок *3—5* переносят в точку M, из треугольника *1—M—3* определяют искомые углы между осями фаз α, β, γ, учитывая, что при одинаковом числе эффективных витков, приходящихся на один паз, в фазах *1* и *3* $\rho = \frac{\pi}{2}$; $\theta = \frac{\varepsilon}{2}$; $\psi = \frac{\delta}{2}$. На рис. 176 на стороне *1—M* условно показан полигон э. д. с. первой фазы для четырехполюсного двигателя.

При изготовлении расщепителя фаз для обеспечения наилучшей симметрии напряжения иногда приходится смещать точку подсоединения генераторной обмотки к двигательной в сторону первой или второй фазы, для чего предусматривают дополнительные выводы. В этом случае при построении диаграммы необходимо учитывать распределение потенциала вдоль обмотки, зависящее от схемы соединения катушечных групп между собой.

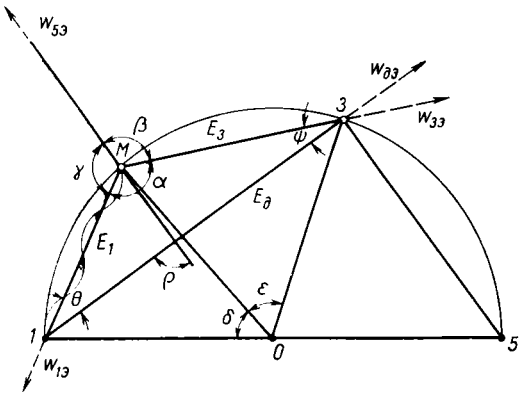


Рис. 176. Диаграмма для определения углов между осями фаз обмотки статора

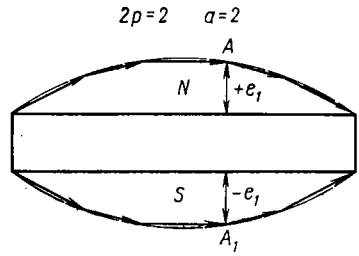


Рис. 177. Потенциальная диаграмма двухполюсной машины с двумя параллельными ветвями

Если число параллельных ветвей обмотки равно числу полюсов, то выполнить дополнительные выводы невозможно из-за отсутствия точек равного потенциала в ветвях обмотки. Это видно из рис. 177, на котором показано распределение потенциала вдоль катушечной группы двухполюсной машины при двух параллельных ветвях. В точках A и A_1 напряжения равны, но противоположны по знаку. При замыкании этих точек в обмотке будет протекать большой уравнительный ток, вследствие чего машина не сможет работать.

Расчет магнитной цепи. Расчет магнитной цепи машины производят по общепринятой методике расчета асинхронных двигателей.

Определяют магнитный поток машины

$$\Phi = \frac{E_{дв} \cdot 10^8}{4{,}44 f w_{дв\,эф}} \text{ мкс}, \qquad (353)$$

где $E_{дв}$ — расчетная э. д. с. при нагрузке, величиной которой первоначально задаются (обычно примерно 90% от напряжения питающей сети); если в конце расчета получается большое отклонение от принятой величины, то производят ее корректировку;

$w_{дв\,эф}$ — эффективное число витков двигательной обмотки.

Эффективное число витков двигательной обмотки

$$w_{дв\,эф} = w_{дв} k_{об} = (w_1 + w_3)\, k_{об}, \qquad (354)$$

где $w_{дв}$, w_1, w_3 — соответственно число витков в двигательной обмотке, в ее первой и второй фазах;

$k_{об}$ — обмоточный коэффициент первой гармоники.

Коэффициент $k_{об}$ для однофазной двухслойной обмотки определяется по формуле

$$k_{об} = \frac{\sin\frac{\pi pq}{Z_1}}{q\sin\frac{\pi p}{Z_1}}\sin\left(\beta_1\frac{\pi}{2}\right), \qquad (355)$$

где $q = q_1 + q_3$;

β_1 — шаг обмотки в долях полюсного деления.

Формула (355) применима при условии, если $\frac{Z_1}{2p}$ и q — целые числа.

Затем рассчитывают индукции и н. с. всех участков магнитной цепи машины. Индукцию в воздушном зазоре рекомендуется брать в пределах 7000—8000 *гс*. Большие величины принимать не следует во избежание резкого увеличения намагничивающего тока при повышенном напряжении на токоприемнике.

Намагничивающий ток машины

$$I_\mu = 2{,}22\frac{F}{w_{дв\,эф}}\,p.\ a, \qquad (356)$$

где F — суммарная н. с., приходящаяся на один полюс, в *а*.

Определение параметров обмотки статора и ротора. Активные сопротивления отдельных фаз обмотки статора определяют по известным формулам для нагретого двигателя с учетом коэффициента вытеснения тока. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора

$$x = 4\pi\frac{w^2}{pq}fl\Sigma\lambda\cdot 10^{-8}\ ом, \qquad (357)$$

где f — частота сети в *гц*;

l — длина сердечника в *см*;

$\Sigma\lambda$ — суммарная проводимость пазового, дифференциального рассеяния и рассеяния лобовых частей обмотки.

Для короткозамкнутого ротора активное сопротивление роторной обмотки, приведенное к первой фазе двигательной обмотки статора,

$$r_2' = r_2\frac{4w_{1эф}^2}{Z_2}\ ом, \qquad (358)$$

где r_2 — сопротивление стержня и части замыкающего кольца ротора;

Z_2 — число пазов ротора;

$w_{1\,эф}$ — эффективное число витков первой фазы.

Приведенное индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора

$$x_2' = x_2\frac{4w_{1\,эф}^2}{Z_2}\ ом. \qquad (359)$$

Активное и реактивное сопротивления рассеяния определяют с учетом вытеснения тока частотой 100 *гц* в клетке ротора. Реактивные сопротивления рассеяния взаимоиндукции обмотки статора не учитывают ввиду их малости.

Определение потерь. При расчете учитывают потери в активной стали статора, на трение, вентиляцию и от обратного поля. Последние по-

тери определяют из условия равенства н. с. обратной последовательности статора F_o и ротора F_{o2}:

$$F_o \approx F_{o2} = 0{,}9 m_2 w_2 I_{o2} = 0{,}45 Z_2 I_{o2}, \tag{360}$$

где $m_2 = Z_2$ — число фаз ротора;

$w_2 = \frac{1}{2}$ — число витков в фазе ротора;

I_{o2} — ток в стержне ротора, вызванный полем обратной последовательности.

При этом ток

$$I_{o2} = \frac{F_o}{0{,}45 Z_2} a. \tag{361}$$

Тепловые потери

$$\Delta p_{o2} = I_{o2}^2 r_2 Z_2 \ вт. \tag{362}$$

Н. с. обратной последовательности F_o статора в уравнении (361) представляет собой сумму н. с. поля обратной последовательности отдельных фаз:

$$\dot{F}_o = \dot{F}_{o1} + \dot{F}_{o3} + \dot{F}_{o5}. \tag{363}$$

Допустим, что токи в двух фазах отсутствуют, а ток, например, первой фазы I_{o1} создает такое же поле обратной последовательности, что и действительные токи в фазах обмотки статора; тогда

$$F_o = F_{o1} = 0{,}9 I_{o1} w_{1\,эф}. \tag{364}$$

Величину тока I_{o1} находят из векторной диаграммы (рис. 178), а в уравнении (364) ее принимают ориентировочно с последующей корректировкой в случае значительного расхождения с действительной величиной.

Векторная диаграмма. Напряжения на зажимах расщепителя фаз при заданной нагрузке и фазовые токи статорной обмотки на практике определяют построением векторной диаграммы напряжений и токов. Предполагают, что система токов нагрузки и линейные напряжения симметричны. В этом случае фазовый ток нагрузки

$$I_{н5} = \frac{P}{\sqrt{3}U} 10^3 \ a, \tag{365}$$

где P — полная мощность нагрузки в *ква*;

U — напряжение однофазной сети в *в*.

Сдвиг фаз между током нагрузки и приложенным напряжением определяется выражением

$$\dot{I}_{н5} = |I_{н5}| e^{-j(90 + \varphi_н)}. \tag{366}$$

При симметрии напряжения на выходе расщепителя фаз вектор фазного напряжения U_5 совпадает по направлению с осью $-j$. В том случае, если к зажимам *3—5* расщепителя подключена емкость величиной *C мкф*, то емкостный ток

$$I_e = \frac{U 2\pi f C}{10^6} a, \tag{367}$$

причем сдвиг фаз между током и напряжением сети определяется из выражения

$$\dot{I}_e = |\dot{I}_e| e^{j30}.$$

Ток в генераторной фазе

$$\dot{I}_5 = \dot{I}_{н5} + \dot{I}_e. \qquad (368)$$

Токи ветвей двигательной обмотки находят по токам нагрузки и холостого хода расщепителя фаз на основе зависимостей, определяющих магнитную связь и схему включения обмоток статора.

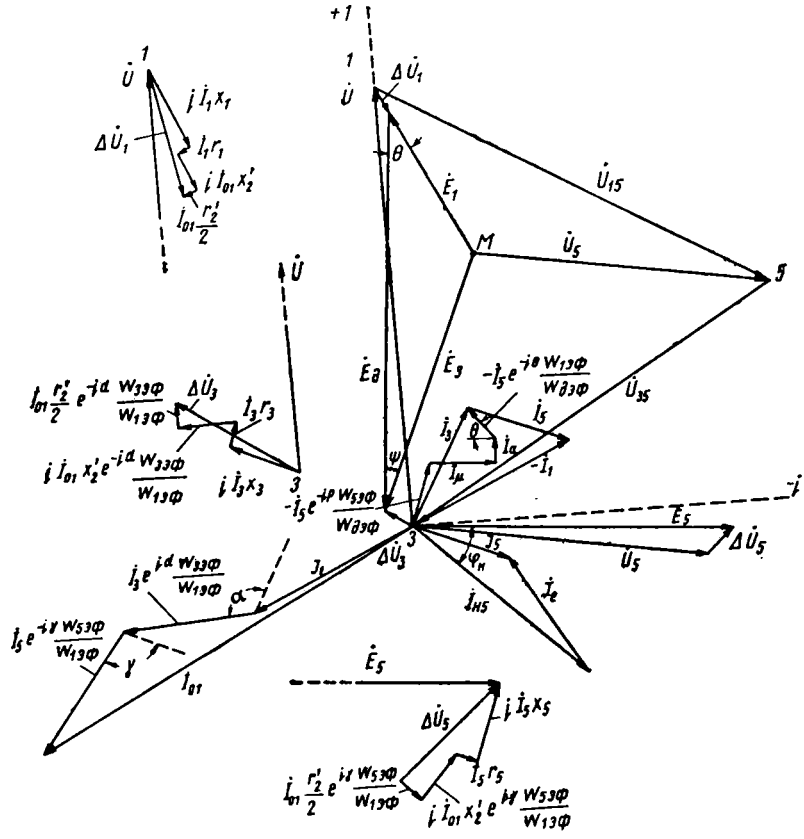


Рис. 178. Векторная диаграмма асинхронного расщепителя фаз

Токи в первой и второй фазах двигательной обмотки можно определить из следующих справедливых равенств для точек M и I (рис. 175) обмотки:

$$\dot{I}_1 + \dot{I}_3 + \dot{I}_5 = 0; \qquad (369)$$

$$\dot{I} + \dot{I}_1 = \dot{I}_{н1}. \qquad (370)$$

Уравнение намагничивающих сил прямой последовательности двигательной фазы

$$\dot{F}_д = \dot{F}_\mu + \dot{F}_a + \dot{F}_н = 0{,}9w_{дв\ эф}\dot{I}_\mu + 0{,}9w_{дв\ эф}\dot{I}_a - 0{,}9w_{5эф}\dot{I}_5 e^{-j\rho}, \qquad (371)$$

где $\dot{F}_\mu$ — н. с. поля прямой последовательности;

$\dot{F}_a$ — н. с. вызываемая активным током, потребляемым от сети;

$\dot{F}_н$ — н. с. реакции двигательной фазы на протекание тока в генераторной фазе.

Знак минус перед последним членом уравнения (371) показывает, что н. с. двигательной фазы компенсирует н. с. генераторной фазы, а множитель $e^{-j\rho}$ учитывает угол сдвига между осями генераторной и фиктивной двигательной фаз. Предполагают, что фиктивная двигательная фаза с фиктивным током оказывает такое же магнитное действие, что и реальные фазы с протекающими по ним токами. С другой стороны, н. с. $\dot{F}_д$ создается токами $\dot{I}_1$ и $\dot{I}_3$, т. е.

$$\dot{F}_д = \dot{F}_1 + \dot{F}_3 = 0{,}9w_{1\,эф}\dot{I}_1 e^{j(\pi-\theta)} + 0{,}9w_{3эф}\dot{I}_3 e^{j\psi}. \qquad (372)$$

Множители $e^{j(\pi-\theta)}$ и $e^{j\varphi}$ при I_1 и I_3 учитывают угол сдвига между действительными осями первой, второй фаз и осью фиктивной двигательной фазы (направление осей фаз на рис. 176 обозначено штриховой линией).

Из уравнений (371) и (372) следует:

$$(\dot{I}_\mu + \dot{I}_a)\, w_{дв\,эф} - \dot{I}_5 w_{5эф} e^{-j\rho} = -\dot{I}_1 w_{1эф} e^{-j\theta} + \dot{I}_3 w_{3эф} e^{j\psi}. \qquad (373)$$

Учитывая, что

$$w_{1эф} e^{-j\theta} + w_{3эф} e^{j\psi} = w_{дв\,эф},$$

и решая уравнения (369), (373), имеем

$$\dot{I}_3 = \dot{I}_\mu + \dot{I}_a + \dot{I}_5 \left(-e^{-j\theta} \frac{w_{1эф}}{w_{дв\,эф}} - e^{-j\rho} \frac{w_{5эф}}{w_{дв\,эф}} \right); \qquad (374)$$

$$\dot{I}_1 = -\dot{I}_3 - \dot{I}_5. \qquad (375)$$

Ток, потребляемый от сети,

$$\dot{I} = -\dot{I}_1 + \dot{I}_{н1}.$$

В уравнении (374) активный ток

$$\dot{I}_a = \frac{\Delta p_c + \Delta p_{мех} + \dfrac{\Delta p_{02}}{2}}{U}\, a, \qquad (376)$$

где Δp_c — потери в стали в *вт*;

$\Delta p_{мех}$ — механические потери в *вт*.

Для определения потерь от действия обратного поля берут величину 0,5 $\dot{I}_a$, так как предполагают, что половина мощности, затрачиваемой на потери Δp_{o2}, передается со статора на ротор полем прямой последовательности, а вторая половина — полем обратной последовательности.

Ток $\dot{I}_5$ с коэффициентом при нем определяется электромагнитной мощностью, передаваемой с двигательной обмотки на генераторную. Если на валу расщепителя фаз имеется еще механическая нагрузка (генератор управления и пр.), то в числитель уравнения (376) должна быть добавлена соответствующая величина мощности.

Векторную диаграмму (рис. 178) строят следующим образом. В выбранном масштабе откладывают вектор однофазного напряжения сети $\dot{U}$. Под углом $\frac{\pi}{2} + \varphi_н$ откладывают ток нагрузки $\dot{I}_{н5}$ и емкостный ток $\dot{I}_e$, находя ток в генераторной фазе $\dot{I}_5$. По уравнению (374) находят ток $\dot{I}_3$; при этом ток $\dot{I}_\mu$ опережает по фазе э. д. с. $\dot{E}_д$ на угол $\frac{\pi}{2}$.

Направление э. д. с. $\dot{E}_д$ выбирают ориентировочно, при необходимости впоследствии уточняют. Обычно угол между напряжением $\dot{U}$ и током $\dot{I}_\mu$ составляет примерно 95°. Ток $\dot{I}_a$ совпадает по фазе с напряжением сети. Построение вектора $\dot{I}_3$ следует начинать с нанесения вектора $-I_5 \frac{w_{5эф}}{w_{двэф}} e^{-i\rho} = -I_5 \frac{w_{5эф}}{w_{двэф}} e^{-j\frac{\pi}{2}}$. Токи $\dot{I}_1$ и $\dot{I}$ определяют из уравнений (369) и (370). Ток обратной последовательности статора можно найти исходя из уравнения (363).

Н. с., входящие в уравнение (363), создаются соответствующими токами. С учетом пространственных углов между осями фаз и уравнения (364) выражение для тока $\dot{I}_{o1}$ записывается в виде

$$\dot{I}_{01} = \dot{I}_1 + \dot{I}_3 e^{j\alpha} \frac{w_{3\,эф}}{w_{1\,эф}} + I_5 e^{-j\gamma} \frac{w_{5\,эф}}{w_{1\,эф}}. \qquad (377)$$

Затем определяют э. д. с. двигательной фазы. Для этого в масштабе напряжений откладывают падения напряжений на индуктивностях и активных сопротивлениях от тока соответствующей фазы, а также э. д. с. обратной последовательности. Падение напряжения на индуктивностях по фазе опережает на 90° ток, которым оно вызвано, а активная составляющая напряжения совпадает с направлением тока.

Построение э. д. с. обратной последовательности производят с учетом углов между фазами, приводя их к первой фазе:

$$\dot{E}_{o1} = I_{o1}\left(\frac{r_2'}{2} + jx_2'\right); \qquad (378)$$

$$\dot{E}_{o3} = \dot{E}_{o1} e^{-j\alpha} \frac{w_{3\,эф}}{w_{1\,эф}}; \qquad (379)$$

$$\dot{E}_{o5} = \dot{E}_{o1} e^{j\gamma} \frac{w_{5\,эф}}{w_{1\,эф}}. \qquad (380)$$

В приведенных выражениях падением напряжения учтена мощность, затрачиваемая на потери Δp_{o2}, передаваемая от статора на ротор полем обратной последовательности.

Построив суммарные падения напряжений в каждой фазе, соединяют концы векторов $\Delta\dot{U}_1$ и $\Delta\dot{U}_3$ и получают э. д. с. двигательной фазы $\dot{E}_д$. Под углом θ и ψ строят значения э. д. с. $\dot{E}_1$ и $\dot{E}_3$; точка пересечения M определяет точку приложения э. д. с. (или напряжения) генераторной фазы. Из начала координат под углом ρ к э. д. с. $\dot{E}_д$ намечают направление э. д. с. генераторной фазы. Величина э. д. с. определяется из выражения

$$E_5 = E_д \frac{w_{5\,эф}}{w_{дв\,эф}}. \qquad (381)$$

Построение векторов падений напряжений для генераторной фазы ведется таким же образом. Начало вектора напряжения $\dot{U}_5$ генераторной фазы переносят в точку M и таким образом получают искомый треугольник линейных напряжений *1—5—3*. Для большей наглядности построение падений напряжений на диаграмме показано в увеличенном масштабе.

Расчет можно считать законченным, если линейные напряжения U_{13}, U_{15}, U_{35} отличаются одно от другого по величине не более чем на 3%. При бо́льшей разнице напряжений необходимо предусмотреть регулировочный вывод на двигательной (генераторной) обмотке или же изменить обмоточные данные и повторить расчет.

Тепловые нагрузки. Так как вращающееся в обратном направлении поле статора демпфируется обмоткой ротора и потери энергии в клетке ротора значительны, нагрев расщепителя фаз при одном и том же токе в фазах всегда выше по сравнению с обычными асинхронными двигателями. Разные величины токов в фазах обмотки статора вызывают неравномерный нагрев фаз, но из-за теплопередачи по статору и действия вентилирующего воздуха нагрев выравнивается, что сглаживает разницу в температурах различных фаз.

Нагревание двигателя можно определить с помощью фактора нагрева $\Phi_н$, определяемого как произведение линейной нагрузки A на плотность j в обмотке соответствующей фазы:

$$\Phi_н = Aj. \tag{382}$$

Тепловые режимы расщепителя фаз теоретически исследованы недостаточно и оценку нагревания машины можно производить, используя опытные данные.

Таблица 24

Параметры	Расщепитель фаз		
	НБ-453	НБ-453Г	А82-2
Первая фаза			
Ток в *а*	143	190	135
Плотность тока в *а/мм²*	4	5,31	5,08
Фактор нагрева	1380	2440	1960
Температура перегрева в °С	58	108	70
Вторая фаза			
Ток в *а*	101	132	90
Плотность тока в *а/мм²*	2,8	3,69	3,39
Фактор нагрева	684	1180	870
Температура перегрева в °С	50	97	57
Третья фаза			
Ток в *а*	76	100	72
Плотность тока в *а/мм²*	3,18	4,2	3,6
Фактор нагрева	655	1270	985
Температура перегрева в °С	40	102	52

В табл. 24 приведены опытные данные по тепловым нагрузкам четырехполюсных расщепителей фаз (НБ-453 и НБ-453Г), изготовленных на базе двигателя А92-4, и двухполюсного расщепителя фаз, изготовленного на базе двигателя А82-2.

§ 41. КОНСТРУКЦИЯ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ И РАСЩЕПИТЕЛЕЙ ФАЗ

К вспомогательным асинхронным электродвигателям предъявляют те же требования, что и к тяговым двигателям, и они должны иметь тяговое исполнение. Это прежде всего относится к обмоткам статоров,

которые должны обладать высокой стойкостью против вибрации и тряски. Достигается это надежной изоляцией пазовых частей обмотки, тщательным пропитыванием ее термореактивными лаками с хорошими цементирующими свойствами и надежным закреплением головок лобовых частей катушек к бандажным кольцам. Стопорение сердечников статора и ротора должно быть надежным; в болтовых соединениях необходимо использовать пружинные или стопорные шайбы, предотвращающие самопроизвольное ослабление крепления. Желательно, чтобы воздушный зазор между статором и ротором был максимально возможным.

Пользуясь данными табл. 24, можно оценить предполагаемые перегревы рассчитываемой машины.

Как показала практика эксплуатации асинхронных двигателей, литые клетки короткозамкнутых роторов значительно лучше противостоят вибрациям, чем сварные медные. Остов и подшипниковые щиты выполняют из стального литья 25ЛI, при этом обеспечиваются вибростойкость,

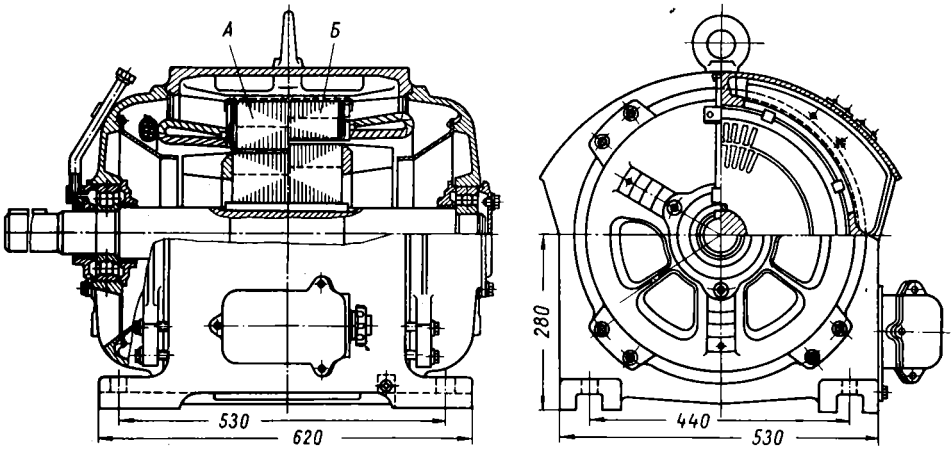


Рис. 179. Двигатели серий АП и АС восьмого габарита:
А — четырехполюсный; *Б* — шестиполюсный

ударостойкость и удобство ремонта. Возможно применение сварных остовов и щитов. При применении сварной станины двигателя необходимо использовать для деталей сталь 10; 15 или 20 (ГОСТ 1050—60) или мостовую сталь М16С (ГОСТ 6713—53), обеспечивающие стойкость сварных швов при пониженных температурах.

На отечественных электровозах переменного тока для привода вентиляторов, компрессоров и насосов применяют электродвигатели серий АП, АС, А, АО, АОМ и ДОЖ [1].

Электродвигатели для привода вентиляторов и компрессоров. Электродвигатели серий АП, АС и А, применяемые для привода вентиляторов и компрессоров (рис. 179), сходны между собой в конструктивном отношении.

Статоры этих двигателей состоят из станины, сердечника и обмотки. Станина у двигателей АП81-4, АС81-6, АП82-4 и АС82-4 одинаковая. Она отлита из серого чугуна СЧ 12-28 и представляет собой кожух, внутри

[1] В обозначениях электродвигателей буквы расшифровываются следующим образом: А — асинхронный, П — повышенный пусковой момент, С — повышенное скольжение, О — обдуваемый, Д — двигатель, Ж — железнодорожный, М — морской. Первая цифра числа после буквенных обозначений указывает номер диаметра статора, вторая цифра — номер длины статора, третья цифра — число полюсов.

которого закреплен сердечник статора с обмоткой, а снизу имеется четыре лапы для установки и закрепления двигателя. Для запрессовки статора в станину предусмотрены четыре равномерно расположенных ребра с секторными поверхностями с диаметром отверстия $423^{+0,2}_{-0,05}$ *мм*. Полости, расположенные между ребрами, имеют с боков и снизу отверстия для выхода охлаждающего воздуха наружу. На одной из боковых поверхностей станины расположен люк для выводных проводов.

Сердечник 4 (рис. 180) статора набран из листов электротехнической стали Э12 или Э11, оксидированных или покрытых лаком № 202. На-

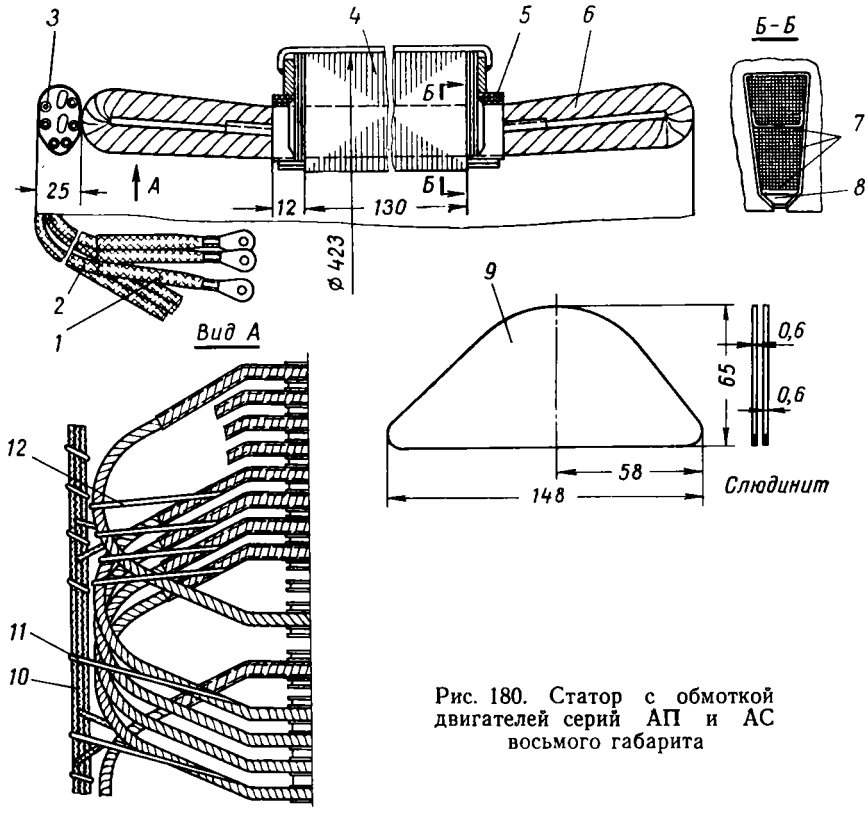


Рис. 180. Статор с обмоткой двигателей серий АП и АС восьмого габарита

ружный диаметр статорных листов для двигателей серий АП и АС восьмого габарита равен 423 *мм*. Внутренний диаметр статора для четырехполюсных двигателей равен 265 *мм*, а для шестиполюсных — 300 *мм*. Сердечник статора с учетом крайних листов для двигателей первой длины равен 133^{+2} *мм*, для двигателей второй длины 183^{+2} *мм*. На внутренней поверхности сердечника статора сделаны полузакрытые пазы. Листы сердечника сжаты, спрессованы под давлением 9—11 *Т* между нажимными стальными кольцами толщиной 8 *мм* и скреплены восемью скобами. Пазы сердечника относительно продольной оси имеют скос на одно зубцовое деление. После запрессовки сердечника в станину горловины под посадку щитов растачивают до диаметра 450 A_{2a}. Длина станины между торцами посадочных поверхностей под щиты 410 ± 0,2 *мм*.

Обмотка *6* статора двигателей серий АП и АС трехфазная, двухслойная, симметричная, фазы соединены в звезду. Для обмотки исполь-

зован изолированный медный провод ПСД и изоляционные материалы класса *В*.

Пазовая изоляция *7* двигателей серий АП и АС восьмого габарита выполнена в виде коробочки и состоит из двух слоев гибкого слюдинита ГСС-I толщиной 0,2 *мм*, между которыми помещен один слой электрокартона ЭВ толщиной 0,2 *мм*, а сверху него проложен слой стеклолакоткани ЛСБ толщиной 0,2 *мм*. Для предохранения изоляции паза от повреждения при обмотке статора в пазы укладывают вкладыш *5* из электрокартона толщиной 0,2 *мм*. Между слоями обмотки в пазу установлена прокладка из слюдинитокартона толщиной 0,6 *мм*, а под клином — прокладка из электрокартона ЭВ. При укладке обмоток лобовые части первых катушек обмотки *6* каждой группы изолируют вполуперекрышу двумя слоями стеклолакоткани ЛСБ толщиной 0,2 *мм* и одним слоем стеклоленты *11* такой же толщины. Лобовые части остальных катушек изолируют по всей длине одним слоем вполуперекрышу стеклоленты *11*. Кроме того, в лобовых частях обмотки между группами катушек укладывают изолирующие междуфазовые прокладки *9* из стеклослюдинитокартона толщиной 0,6 *мм*. Катушки в пазах статоров закреплены пазовыми клиньями *8* высотой 4,5 *мм*, изготовленными из текстолита *Б*.

Соединения *10* между группами катушек выполнены скруткой и соединены с выводными проводами медными хомутиками. Места соединений спаяны сплавом МФ-3. Выводные концы катушек изолированы стеклолакочулком. Изоляция *3* соединений катушечных групп состоит из одного слоя вполуперекрышу черной стеклолакоткани толщиной 0,2 *мм*, а изоляция соединений обмотки с выводными проводами — из одного слоя вполуперекрышу той же стеклолакоткани и стеклоленты толщиной 0,1 *мм*. Для выводов использованы провода КРПТ или ПРГ. На выводные провода ПРГ *2* по всей длине надеты линоксиновые трубки *1*. Вывод прикреплен к лобовой части и стянут посредине на длине 250—300 *мм* одним слоем ленты вразбежку в два жгута с тремя выводами в каждом. Провода подсоединены к зажимам выводной коробки типа К3.

Для повышения вибростойкости головки каждой катушки стянуты стеклочулком *12*, а соединения обмотки скреплены стеклолентой равномерно по окружности и в 10—12 местах прикреплены к лобовым частям. Лобовые части обмотки статоров двигателей АП82-4 и АС82-4 крепят к бандажным кольцам. Схема обмотки статора двигателя АС81-6 приведена на рис. 181.

Обмотки статоров дважды пропитывают термореактивным лаком МГМ8, а их лобовые части покрывают серой эмалью ГФ-92-ГС. Испытание электрической прочности изоляции обмотки на корпус и между фазами производят до пропитки, но после пайки и изолировки, напряжением 2600 *в* в течение 1 *мин*.

Листы ротора изготовляют из электротехнической стали Э12 и не покрывают изоляционной пленкой. Заливка пазов ротора вместе с торцовыми кольцами образует короткозамкнутую обмотку типа беличьего колеса, торцовые лопасти которого служат вентилятором, охлаждающим двигатель. Посадка сердечника ротора на валу прессовая со шпонкой; точность обработки наружной поверхности ±0,06 *мм*. Сердечник покрыт лаком № 447. Биение этой поверхности относительно поверхностей шеек вала под посадку подшипников не должно быть более 0,05 *мм*. Остаточный дисбаланс роторов четырехполюсных и шестиполюсных двигателей допускают соответственно не более 100 и 260 *Г·см*.

Подшипниковые щиты и крышки отлиты из стали, а направляющие щитки изготовлены из листовой стали. Щиты под посадку их в станину имеют диаметр 450 ± 0,031 *мм*. Во всех двигателях оба щита одинаковы

и в них предусмотрены подшипники: роликовый 2314 со стороны привода и шариковый 314 с противоположной стороны.

Обмотка статора двигателя А32-2 однослойная, состоит из шести катушечных групп, в каждую из которых входит две катушки, намотанные из медного провода ПЭТСО. Изоляция обмотки состоит из двух слоев черной стеклолакоткани толщиной 0,15 *мм* и одного слоя гибкого миканита ГФС-2 толщиной 0,3 *мм*. Между катушками соседних фаз проложен гибкий миканит ГФС-2 толщиной 0,5 *мм*. Катушки в пазах закреплены текстолитовыми клиньями толщиной 3 *мм*. Лобовые части катушек изолированы и стянуты между собой одним слоем вполуперекрышу стеклоленты толщиной 0,1 *мм*. Ротор вращается на двух шарикоподшипниках 304.

Электродвигатель N-32/20 (рис. 182) имеет станину, сваренную из стального листа толщиной 10 *мм*. На внутренней ее поверхности приварены ребра для посадки сердечника.

Сердечник статора выполнен из электротехнической стали толщиной 0,5 *мм*, а его обмотка — из медного эмалированного провода с силиконовой оплеткой. Для сердечника ротора применена также электротехническая сталь толщиной 0,5 *мм*. Обмотка ротора сделана из медных стержней, припаянных серебром к медным кольцам. Вал ротора имеет два хвостовика. На одном из них со стороны дискового подшипникового щита закреплен ротор одинарного вентилятора W38A, а на другом — ротор сдвоенного вентилятора WD38A. Между дисковым щитом и ротором на валу размещен балансировочный диск, а со стороны подшипникового щита с патрубком — вентилятор для охлаждения двигателя.

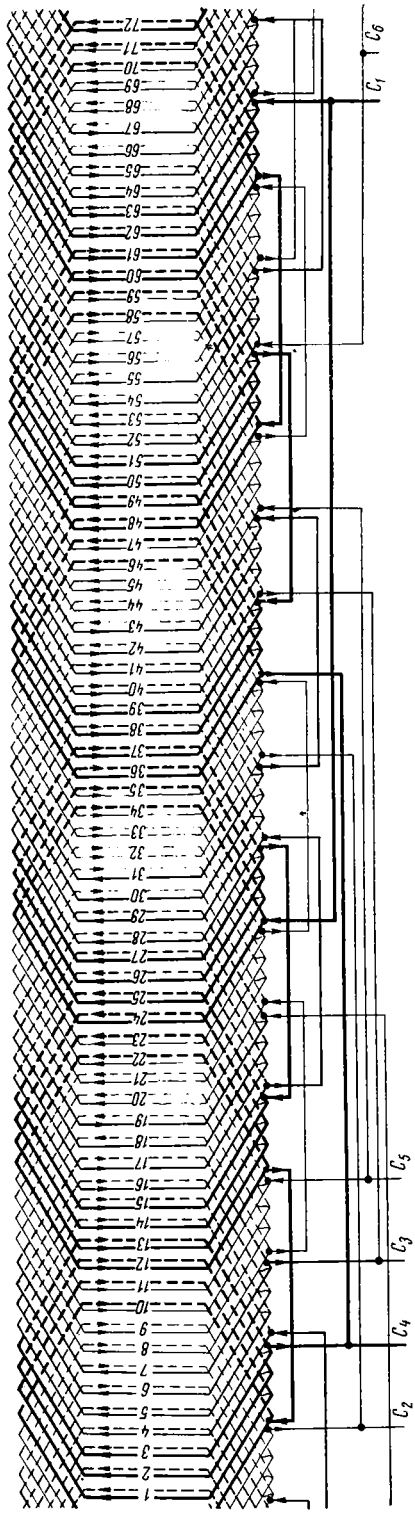


Рис. 181. Схема обмотки статора двигателя АС81-6:
C_1 — C_6 — выводы фаз обмотки статора; цифрами обозначены номера катушек обмотки статора

Со стороны одинарного вентилятора установлен шарикоподшипник типа SKF 6216/C3, с противоположной стороны — типа SKF 6215/C3. Подшипниковый щит со стороны сдвоенного вентилятора имеет изолированную полость с патрубком для пропуска воздуха, нагнетаемого вентиляторами.

Электродвигатель NU-32/20 (рис. 183) подобен двигателю N-32/20. Обмотка статора трехслойная, выполнена из эмалированного провода с одним слоем силиконовой изоляции.

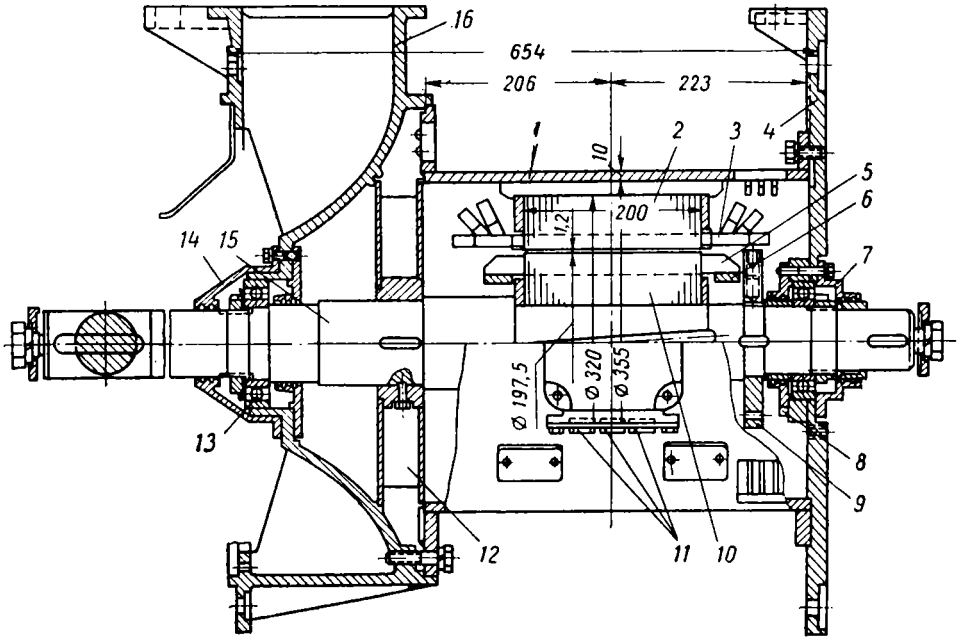


Рис. 182. Продольный разрез двигателя N-32/20:

1 — станина; *2* — сердечник статора; *3* — обмотка статора; *4* и *16* — подшипниковые щиты; *5* — стержень обмотки ротора; *6* — кольцо обмотки ротора; *7* — подшипник SKF 6216/C3; *8* — внутренняя крышка подшипника; *9* — диск балансировочный; *10* — сердечник ротора; *11* — изоляционные втулки для выводных проводов; *12* — вентилятор; *13* — подшипник SKF 6215/C3; *14* — наружная крышка подшипника; *15* — вал

Шарикоподшипники типа SKF 6310/C3 ротора закреплены на валу гайками.

Электродвигатель NA-125B имеет обмотку ротора, выполненную в виде беличьей клетки, отлитой из алюминия. Вал ротора имеет один хвостовик и вращается в шарикоподшипниках типа SKF 6306. Выводы от обмотки статора выведены в клеммовую коробку, расположенную в верхней части станины.

Электродвигатель MOPD-180Z рассчитан на двойное напряжение 220 и 380 *в*. Ротор этого двигателя имеет двойное беличье колесо.

Электродвигатель АО63-2 (рис. 184) установлен на станине, изготовленной из серого чугуна СЧ 28-48. Снаружи на станине для улучшения теплоотдачи сделаны продольные ребра.

Сердечник статора шихтуется из электротехнической нелакированной стали Э11 или Э12 и запрессован под давлением 9—11 *Т*. Обмотка статора двухслойная, симметричная, состоит из трех фаз, соединенных в звезду. Катушки обмотки — мягкие, изготовлены из провода ПСД. Пазовая изоляция выполнена в виде гильзы и состоит из двух слоев стеклолакоткани ЛСМ толщиной 0,2 *мм* и одного слоя гибкого стекломика-

нита Г2ФКII толщиной 0,3 *мм*. Между верхним и нижним слоями обмотки размещена прокладка из гибкого стекломиканита толщиной 0,5 *мм*, а под текстолитовыми клиньями — прокладка из миканита ПФ2А. Лобовые части каждой секции изолированы стеклолентой толщиной 0,1 *мм*, а

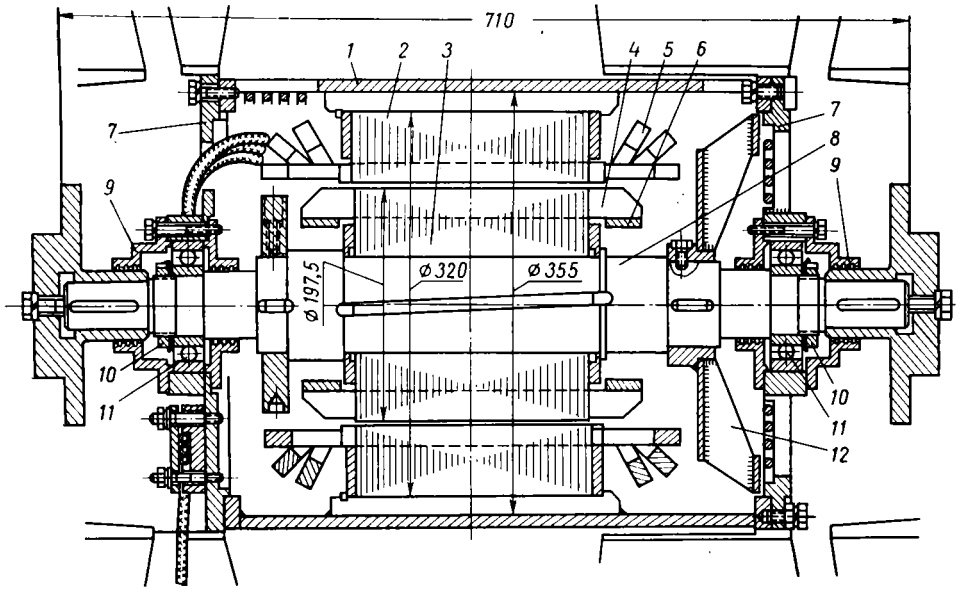


Рис. 183. Продольный разрез электродвигателя NU-32/20:

1 — станина; *2* — сердечник статора; *3* — сердечник ротора; *4* — медный стержень обмотки ротора; *5* — обмотка статора; *6* — кольцо обмотки ротора; *7* — подшипниковые щиты; *8* — вал; *9* — наружные крышки подшипников; *10* — стопорные гайки; *11* — подшипники SKF 6310/C3; *12* — вентилятор

соединения катушек и места спая — двумя слоями вполуперекрышу стеклолакоткани ЛСМ и одним слоем стеклоленты. Лобовые части обмотки прикреплены к бандажным кольцам.

Обмотка статора испытывается напряжением 1760 *в* в течение 1 *мин*.

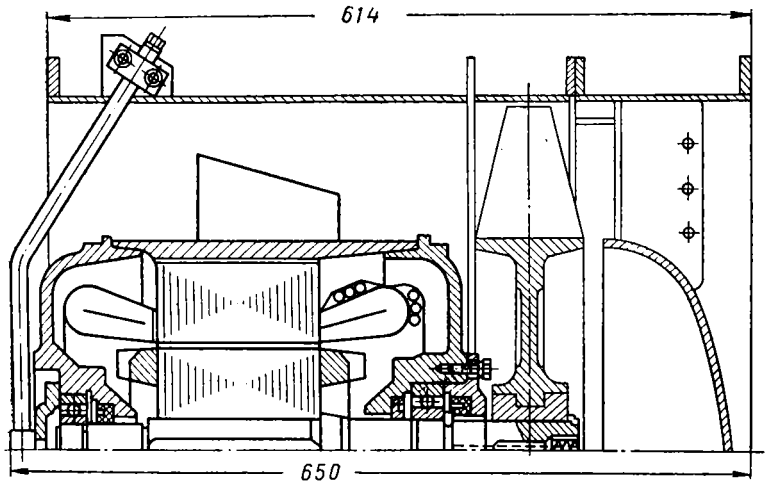


Рис. 184. Продольный разрез двигателя АО63-2

Пазы ротора залиты алюминием А1. В роторе со стороны вентилятора установлены шарикоподшипники 310, а с противоположной стороны — 308. Смазка к подшипнику 308 подводится через трубку, к подшипнику 310 — через центровое отверстие вала, закрытое шариковым клапаном. Дисбаланс ротора допускается не более 25 *Г · см*.

Электродвигатели для привода насосов. Электродвигатели ДОЖ42-2 (или АОМ42-2) и АО51-2Н относятся к серии обдуваемых электродвигателей. Двигатели ДОЖ42-2, АОМ42-2 вертикального исполнения, без лап, со свободным концом вала, расположенным внизу, и с фланцем на нижнем щите. Двигатель АО51-2Н имеет, кроме того, лапы для крепления к основанию. На валу двигателей за бесфланцевым подшипниковым щитом установлен вентилятор.

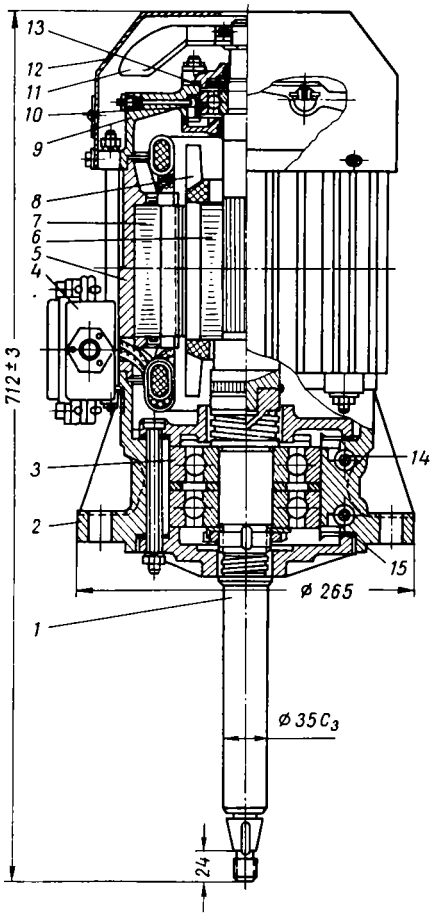


Рис. 185. Продольный разрез двигателя ДОЖ42-2:

1 — вал; *2* — фланцевый подшипниковый щит; *3* — шарикоподшипник 66409; *4* — выводное устройство; *5* — статор; *6* — сердечник ротора; *7* — сердечник статора; *8* — обмотка ротора; *9* — подшипниковый щит; *10* — шарикоподшипник 306Ш; *11* — вентилятор; *12* — кожух вентилятора; *13* и *15* — прокладки; *14* — плунжер

Электродвигатель ДОЖ42-2 (рис. 185) выполнен на базе двигателя АОМ42-2 и отличается от него конструкцией вала и подшипникового узла со стороны насоса.

Станины двигателей ДОЖ42-2 и АОМ42-2 сделаны из алюминиевого сплава АЛ-9, а двигателей АО51-2Н — из серого чугуна. Для лучшего направления воздуха и для защиты обслуживающего персонала вентилятор вместе со станиной закрыты предохранительным кожухом.

Сердечник статора двигателей ДОЖ42-2 и АОМ42-2 изготовлен из листовой электрической стали Э3100 толщиной 0,5 *мм*, а двигателей АО51-2Н — из стали Э12 и запрессован давлением около 10 *Т*. Обмотка статоров трехфазная, симметричная, в двигателях АОМ42-2, ДОЖ42-2 однослойная, а в двигателе АО51-2Н двухслойная; катушки обмотки — мягкие. Фазы обмотки соединены в звезду. Статорные катушки двигателей ДОЖ42-2 и АОМ42-2 изготовлены из провода ПЭТКСО, а двигателей АО51-2Н— из провода ПЭЛБО. Схемы обмоток статоров двигателей ДОЖ42-2 (АОМ42-2) приведены на рис. 186.

Пазовая изоляция статора двигателей ДОЖ42-2 и АОМ42-2 состоит из двух слоев стеклолакоткани ЛСК толщиной 0,11—0,13 *мм* и одного слоя гибкого специального стекломиканита толщиной 0,25 *мм*. Обмотка в пазу закреплена клином из стеклотекстолита СВФЭ-2 толщиной 2 *мм*. В лобовых частях между катушками разных фаз проложено по одной прокладке, состоящей из одного слоя стекломиканита толщиной 0,25 *мм*, и двух слоев резиностеклоткани РСК-1 толщиной

0,11 *мм*. Кроме того, лобовые части каждой катушки по всей длине изолированы одним слоем вполуперекрышу пропитанной стеклоленты толщиной 0,1 *мм* с выходом в пазовую часть на 6—8 *мм*. Обмотка испытывается напряжением 1800 *в*. Обмотка статоров двигателей АО51-2Н имеет изоляцию класса А.

Листы ротора двигателей ДОЖ42-2 и АОМ42-2 изготовлены из электротехнической стали Э3100 толщиной 0,5 *мм*, а двигателя АО51-2Н — из стали Э11 и Э12. Сердечники роторов этих двигателей имеют скос пазов на одно пазовое деление статора. Роторы сбалансированы динамически; дисбаланс допускается для двигателей ДОЖ42-2, АОМ42-2 не более 5 *Г·см*, а для двигателей АО51-2Н — не более 18 *Г·см*.

В двигателях ДОЖ42-2 и АОМ42-2 детали подшипниковых узлов выполнены из алюминиевого сплава АЛ-9, а в двигателях АО51-2Н — из серого чугуна СЧ 12-28. В двигателях АОМ42-2 применены шарикоподшипники 306, а в двигателе АО51-2Н — 308. В подшипниковом узле со стороны насоса электродвигателя ДОЖ42-2 вместо шарикоподшипника

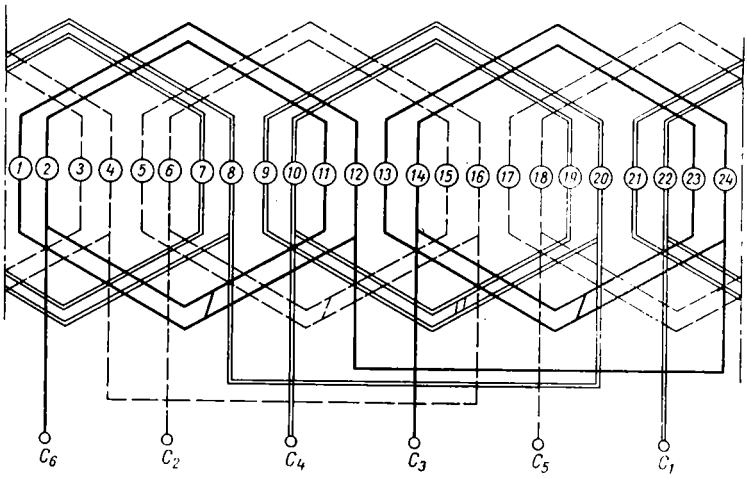


Рис. 186. Схема обмотки статора двигателя ДОЖ42-2

306 установлены два шарикоподшипника 66409 повышенной работоспособности. Вентилятор наружного обдува выполнен из алюминиевого сплава АЛ-9.

Агрегат электронасоса ЭЦТ63/10 (рис. 187) состоит из электродвигателя специального исполнения и центробежного насоса. Корпус агрегата изготовлен из серого чугуна СЧ 24-44. Он служит одновременно станиной двигателя и корпусом насоса. В конусной части корпуса агрегата предусмотрены специальные каналы для циркуляции трансформаторного масла, а снизу — патрубок диаметром 100 *мм* с фланцем для подсоединения агрегата к маслопроводу. В верхней части корпуса имеются окно и площадка для крепления клеммной коробки, а против рабочего колеса — пробка с резьбой М20 для заливки трансформаторного масла.

Сердечник статора набран из лакированных листов электротехнической стали Э11 толщиной 0,5 *мм* под давлением в специальной стальной гильзе; в сжатом состоянии он удерживается нажимными пружинными кольцами.

Обмотка статора однослойная, симметричная, состоит из трех фаз, соединенных в звезду (рис. 188). Она выполнена из провода ПСД.

Изоляция паза сделана в виде гильзы из одного слоя электрокартона ЭМ толщиной 0,4 *мм*. Обмотка в пазу закреплена текстолитовым клином толщиной 2,5 *мм*. Лобовые части обмотки изолированы одним слоем вполуперекрышу лакоткани ЛШ-2 толщиной 0,12 *мм*, а места спая выводных концов с обмоткой — липкой стеклолентой или лакотканью. Изо-

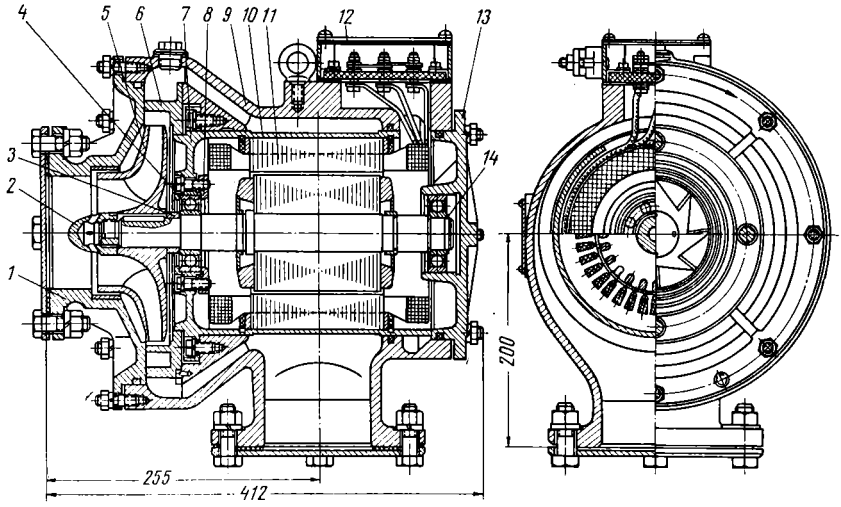


Рис. 187. Общий вид электронасоса ЭЦТ63/10:

1 — всасывающий патрубок; *2* — обтекатель; *3* — втулка; *4* — шарикоподшипник; *5* — рабочее колесо; *6* — направляющий аппарат; *7* — передний щит; *8* — передняя крышка; *9* — корпус; *10* — статор; *11* — ротор; *12* — клеммная коробка; *13* — задний щит; *14* — стопорное кольцо

ляция обмотки статора испытывается на электрическую прочность относительно корпуса и между фазами напряжением 1800 *в* в течение 1 *мин*.

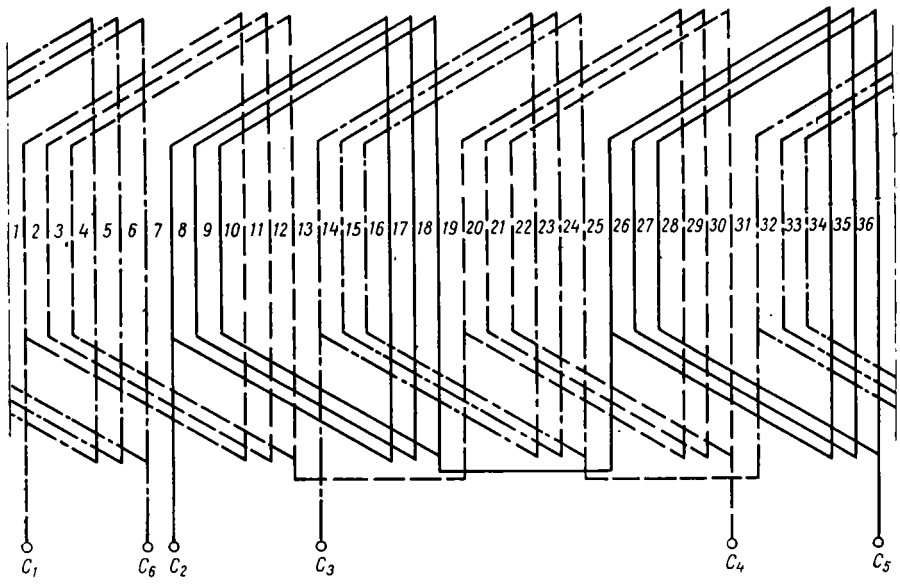


Рис. 188. Схема обмотки статора электродвигателя насоса ЭЦТ63/10

Таблица 25

Наименование	АП82-4	АП81-4	АС81-6	АС82-4	АС72-4	А32-2	АО63-2	N-32/20	NU-32/20	NA-125B	MOPD-180Z	АОМ42-2, ДОЖ42-2	АО51-2Н	ЭЦТ 63/10	150 KTS	MOLEW112L	LO 02,2	ДПТ21-4
Серия электровоза, на котором установлена машина	ВЛ60 (с № 1435)	ВЛ60 (до 1435)	ВЛ60, ВЛ61	ВЛ80	ВЛ61	ВЛ80	ВЛ80	Ф	Ф	Ф	Ф	ВЛ60	ВЛ80	ВЛ60, ВЛ80	Ф	Ф	Ф	ВЛ80 (001—003)
Число полюсов	4	4	6	4	4	2	2	2	2	2	2	2	2	4	4	4	4	4
Число фаз	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
Напряжение на зажимах обмотки статора в *в*	380	380	380	380	380	380	380	380	380	380	220/380	380	380	380	380	380	380	380
Ток статора в *а*	107	79,2	51,5	106,2	41	3,7	27	32	—	75	115/67	9,47	9,1	6,1	10	8,5	0,44	0,33
Мощность на валу в *квт*	55	40	25	55	20	1,7	14	25,8	24,7	2,95	32,4	4,5	4,5	2,9	4,4	3,3	0,15	0,27
Скорость вращения в *об/мин*	1460	1470	925	1380	1335	2850	2930	2940	2940	2900	2930	2870	2900	1420	1500	1460	1330	1400
К. п. д.	0,905	0,905	0,84	0,86	0,84	0,815	0,88	—	—	—	—	0,82	0,855	0,55	—	—	—	0,66
Коэффициент мощности	0,86	0,85	0,88	0,915	0,88	0,87	0,9	0,86	0,86	0,78	0,85	0,88	0,88	0,8	—	0,71	—	0,75
Отношение максимального момента к номинальному	2,2	1,93	2,48	3,28	2,4	2,4	2,9	—	—	—	—	2,3	2,4	—	—	—	—	3
Отношение пускового момента к номинальному	1,8	1,9	2,58	3,46	2,2	2	1,5	—	—	—	—	1,8	1,6	—	—	—	—	3
Отношение пускового тока к номинальному	6,5	5,8	4,9	6,1	5	6,5	6,5	—	—	—	—	6,8	6,5	—	—	—	—	—
Вес машины в *кг*	400	360	360	400	230	34	—	405	250	38	200	35	70	—	50	38	3	20,2
Воздушный зазор в *мм*	0,6	0,6	0,55	0,6	0,5	0,35	0,75	—	—	—	—	0,5	0,6	—	—	—	—	—

Таблица 26

Параметры	АП81-4	АС72-4	АО63-2	А32-2	АП82-4	АС81-6	АС82-4	АОМ42-2 (ДОЖ42-2)	АО51-2Н	ЭЦТ63/10	ДПТ21-4
Число пазов статора	48	36	36	36	48	72	48	24	24	36	24
Полюсное деление в *мм*	208	—	142	—	208	157	208	—	—	—	—
Зубцовый шаг по отверстию статора в *мм*	17,4	—	15,7	—	17,4	13,1	17,4	—	—	—	—
Число пазов на полюс и фазу	4	3	6	4	4	4	4	4	4	3	—
Число проводников в пазу	64	48	48	49	72	48	72	33	38	36	160
Число эффективных проводников в фазе	128	—	144	—	96	192	96	—	—	—	—
Число витков в катушке	8	—	12	49	—	8	12	—	—	—	160
Число параллельных проводников	4	2	2	1	3	3	3	1	1	—	—
Число параллельных ветвей	2	2	2	1	4	2	4	1	1	—	—
Диаметр проводника в *мм*:											
без изоляции	1,5	1,68	1,5	0,83	1,45	1,45	1,45	1,2	1,62	1,16	0,44
изолированного	1,77	1,78	1,77	—	1,72	1,72	1,72	—	—	1,43	—
Шаг обмотки	1—11	1—8	1—13	—	1—11	1—11	1—11	1—11	1—10	1—10	1—7
Средняя длина проводника в *м*	0,475	0,377	—	0,522	0,55	0,41	0,525	0,66	0,73	—	0,328
Активное сопротивление фазы при 15° С в *ом*	0,075	0,107	0,165	3,45	0,043	0,139	0,0745	1,35	0,945	—	24
Вес меди с изоляцией в *кг*	24,8	13,0	15	1,7	27,8	22,8	26,6	2,78	7	4	0,85

Ротор вращается в шарикоподшипниках 306. Клетка ротора изготовлена из алюминия А1. Вал ротора сделан из стали 45; на удлиненном конце его монтируют рабочее колесо центробежного насоса. В теле вала по продольной его оси имеется осевой канал диаметром 10 *мм*. При вращении ротора масло из трансформатора поступает в рабочее колесо насоса, проходит через каналы направляющего аппарата и через кольцевой канал поступает на выпрямляющие лопатки корпуса. Под влиянием избыточного давления часть жидкости от колеса поступает в двигатель, омывает лобовые части обмотки статора, смазывает подшипники через канал вала и обтекатель и возвращается во всасывающую полость рабочего колеса. После динамической балансировки дисбаланс ротора допускается не более 15 *Г · см*.

Электродвигатель ДПТ21-4 защищенного исполнения с фланцевым щитом, без лап. Обмотка статора катушечная однослойная, фазы соединены в звезду. Катушки обмоток выполнены из провода ПЭВ-2. Короткозамкнутая обмотка ротора залита алюминиевым сплавом.

Мотор-насос масляной системы трансформатора MIFA6000/25 состоит из насоса 150KTS и трехфазного асинхронного четырехполюсного двигателя. Производительность насоса составляет 80 $м^3/ч$ при напоре столба масла высотой 8 *м*.

Электродвигатель MOLEW112L выполнен с глубокими пазами ротора, с валом из нержавеющей стали и алюминиевым вентилятором на валу. Водяной насос В-60, приводимый во вращение двигателем MOLEW112L, имеет производительность 18 $м^3/ч$ при напоре 1,5 $кг/см^2$.

Масляный мотор-насос ERK493-4 имеет однофазный двигатель с короткозамкнутым ротором. Номинальные технические данные мотор-насоса: напряжение 250 *в*, ток 24 *а*, мощность 4,5 *ква*, производительность насоса 835 *л/мин*, напор 7 *мм вод. ст.*

Основные технические данные для режима симметричного питания и обмоточные данные рассмотренных двигателей приведены в табл. 25 и 26.

Асинхронные расщепители фаз. Данные расщепителей фаз приведены в табл. 27 и 28. Расщепитель фаз НБ-453А выполнен на базе асинхронного трехфазного двигателя единой серии А92-4. К подшипниковым щитам расщепителя фаз прикреплены с одной стороны реле оборотов РО-60, а с другой стороны — генератор управления постоянного тока ДК-405.

Станина расщепителя фаз НБ-453А отлита из серого чугуна СЧ 12-28. По конструкции она аналогична станине электродвигателей серий АП и АС.

Сердечник статора набран из листов электротехнической стали Э13 толщиной 0,5 *мм*, покрытых с обеих сторон лаком 202 или 302 и спрессованных с усилием 12—21 *Т*. Пазы статора полузакрытого типа и для улучшения пусковых свойств имеют скос на одно зубцовое деление. В прессованном состоянии сердечник удерживается поперечными шпонками, расположенными на ребрах станины.

Обмотка статора специальная, двухслойная, трехфазная, несимметричная, состоит из мягких катушек, имеющих следующие варианты исполнения:

Количество витков в катушке	2	2	2	9
» параллельных проводников	12	12	12	2
» катушек в группе	4	2	5	6
» катушечных групп в обмотке статора	3	2	4	4

Таблица 27

Параметры	НБ-453А, НБ-455	N-49,5/40	
		Расщепитель фаз	Пусковой двигатель
Электрическая мощность трехфазной нагрузки в *ква*	115	220	150
Механическая мощность на валу в *квт*	4,5	—	100
Напряжение в *в*	380	380	380
Ток, потребляемый из сети, в *а*	280	580	400
Коэффициент мощности	0,8	—	—
Скорость вращения ротора в *об/мин*	1490	1495	1495
Частота в *гц*	50	50	50
Класс изоляции	A*/B	B	B
Число полюсов статора	4	4	4
Диаметр статора в *мм*:			
наружный	493	495	316
внутренний	315	335	210
Длина сердечника статора в *мм*	220	402	270
Число пазов:			
статора	60	64	48
ротора	50	54	40
Диаметр ротора в *мм*:			
наружный	313	333	208,4
внутренний	100	170	55
Длина сердечника ротора в *мм*	225	404	274
Воздушный зазор между ротором и статором в *мм*	1	1	0,8
Вес расщепителя фаз в *кг*	688	880	225

* В числителе указан класс изоляции обмотки статора расщепителя фаз НБ-453А, а в знаменателе — расщепителя фаз НБ-455.

Таблица 28

Наименование	НБ-453А			НБ-455 и НБ-455А			N-49,5/40		
	Двигательная обмотка		Генераторная обмотка $C_3 - C_4$	Двигательная обмотка		Генераторная обмотка $C_3 - C_4$	Двигательная обмотка		Генераторная обмотка $W - X$
	Первая фаза	Вторая фаза		Первая фаза	Вторая фаза		Первая фаза $U - X$	Вторая фаза $V - X$	
Серия электровоза, на котором установлен агрегат	ВЛ60			ВЛ60 (НБ-455) и ВЛ-80 (НБ-455А)			Ф		
Число пазов на полюс и фазу	4	5	6	4	5	6	5	6	6
Число проводников в пазу	48	48	36	24	24	36	4	4	4
Число витков:									
в фазе	28	44	54	—	—	—	20	20	24
в катушке	1	2	9	2	2	9	1	1	1
Число параллельных проводников	12	12	2	6	6	2	2	2	2
Число параллельных ветвей	1	1	4	1	1	4	—	—	—
Общий обмоточный коэффициент двигательной обмотки	—	0,84	—	—	0,84	—	—	0,815	—
Обмоточный коэффициент отдельных фаз	0,951	0,935	0,915	0,952	0,935	0,915	0,955	0,955	0,943
Шаг обмотки	—	1—14			1—14			1—17	
Размер проводника без изоляции в *мм*	∅ 1,95	∅ 1,95	∅ 1,95	2,1×2,83	2,1×2,83	1,25×2,83	2,65×10	2,65×10	2,65×10
Средняя длина витка в *см*	—	130			131				
Активное сопротивление при 20° С в *ом*	0,0187	0,0293							
Сопротивление рассеяния (опытное) в *ом*	0,1094	0,2206	0,0526	0,0228	0,0286	0,0473	0,01205	0,01205	0,01445
Вес меди, приходящийся на машину, в *кг*	—	50	0,3375	—	—	—	0,0658	0,0658	0,0851
Размеры паза статора в *мм*	—	13,4/9,2×43	—	—	35	15			
Ширина шлица в *мм*	—	3,5	—	—	9/5,1×43	—	—	8×29	—
			—	—	—	—	—	2	—

На каждом полюсном делении катушечные группы чередуются в такой последовательности, при которой первая и вторая фаза образуют двигательную обмотку $C_1 — M_2 — C_2$, а третья фаза $C_3 — C_4$ — генераторную. Обмотку $C_1 — M_2 — C_2$ подключают к вспомогательной обмотке трансформатора, а обмотку $C_3 — C_4$ — к двигательной обмотке в точке M_2 (рис. 189), расположенной на 28-м витке первой фазы. Напряжения генераторной и двигательных обмоток образуют трехфазную систему, в которой через зажимы C_1, C_2, C_3, размещенные в клеммной коробке, подсоединяют асинхронные трехфазные электродвигатели вспомогательных машин.

Изоляция паза состоит из двух слоев электрокартона *ЭВ* толщиной 0,2 *мм*, одного слоя лакоткани такой же толщины и слоя гибкого слюденита. Слои обмотки в пазу разделены двумя прокладками из электрокартона толщиной 0,3 *мм* каждая. Лобовые части всех катушек изолированы одним слоем стеклоткани ЛСЭ толщиной 0,2 *мм* и одним слоем вполуперекрышу тафтяной ленты толщиной 0,25 *мм*.

Катушечные группы соединены скруткой и прикреплены к выводным проводам хомутиками из мягкой листовой меди толщиной 1,5 *мм*. Предварительно соединения обматывают тонкой медной проволокой и припаивают припоем ПОС-40. После этого их изолируют двумя слоями стеклолакоткани ЛСЭ-19 толщиной 0,2 *мм* и одним слоем вполуперекрышу тафтяной ленты толщиной 0,25 *мм*. Выводы обмотки статора прикреплены к зажимам клеммной коробки типа *КЗ*. Обмотка в пазах закреплена клиньями высотой 7 *мм* и дважды пропитана лаком МГМ8. Изоляцию обмотки

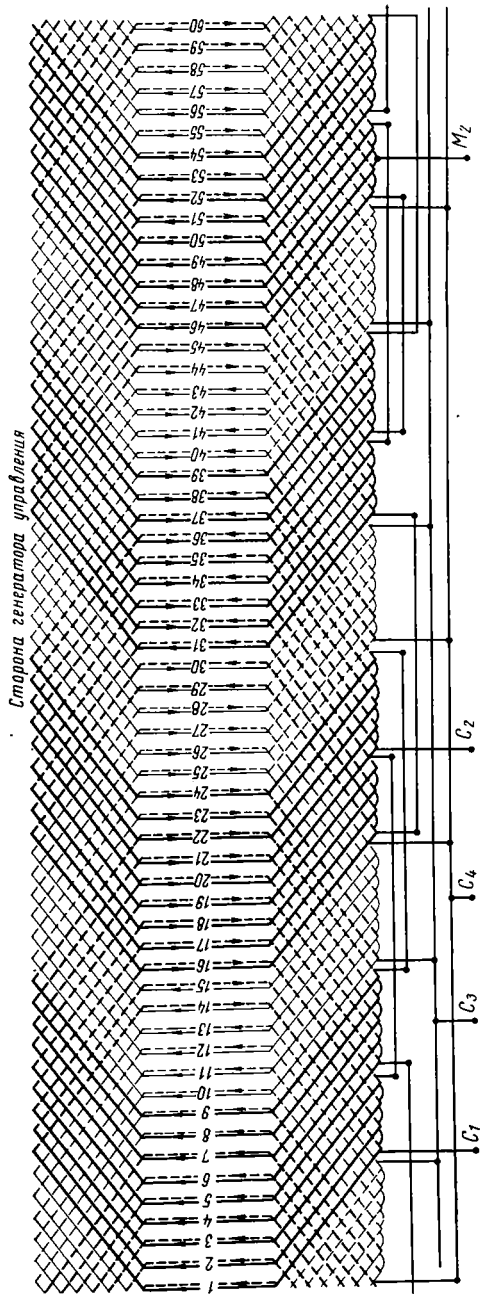


Рис. 189. Схема обмотки статора расщепителей фаз НБ-453А и НБ-455

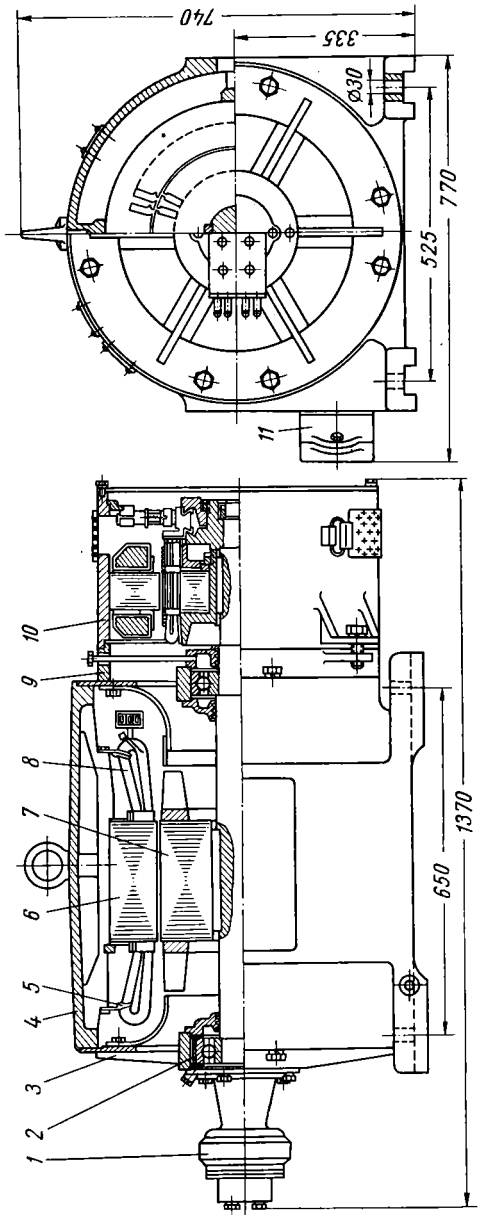


Рис. 190. Расщепитель фаз НБ-455:

1 — реле оборотов; *2* — изолированный подшипник; *3* и *9* — подшипниковые щиты; *4* — станина; *5* — бандажное кольцо; *6* — статор; *7* — ротор; *8* — катушка; *10* — генератор управления ДК-405; *11* — клеммная коробка

статора до пропитки испытывают на пробой относительно корпуса и на замыкание между фазами напряжением 2500 *в* в течение 1 *мин*.

Сердечник ротора набран из нелакированных листов электротехнической стали Э11. Его короткозамкнутая обмотка залита алюминием А1. Остаточный дисбаланс ротора допускается не более 100 *Г·см*.

Подшипниковые щиты и крышки отлиты из серого чугуна СЧ 12-28. Подшипниковый щит специального исполнения служит для крепления на нем остова генератора управления ДК-405. Этот щит установлен со стороны удлиненного конца вала ротора, на который напрессован и законтрен гайкой якорь генератора ДК-405. В нижней части щитов имеются люки, через которые поступает воздух. В качестве подшипников качения использованы шарикоподшипники 317.

Расщепители фаз НБ-455 и НБ-455А выполнены на базе расщепителя фаз НБ-453А и отличаются от него конструкцией обмотки статора и подшипникового узла со стороны реле оборотов (рис. 190).

Обмотка статора расщепителя состоит из жестких катушек, изготовленных из обмоточного провода ПСД прямоугольного сечения и изолированных стеклотканью ЛСБ толщиной 0,15 *мм* и стеклолентой. Катушки уложены в полузакрытые пазы и закреплены в них клиньями. Пазовая изоляция выполнена в виде гильзы из одного слоя стеклоткани ЛСБ и одного слоя стекломиканита Г2ФГII соответственно толщиной 0,15 и 0,3 *мм*. В пазах статора уложены прокладки из электрокартона *ЭВ*: на дне паза и под клином толщиной 0,5 *мм*, а между слоями толщиной 1 *мм*. Лобовые части смежных катушек стянуты между собой стеклочулком сначала поперечной, а за-

а затем продольной вязкой, причем предварительно между катушками устанавливают прокладки из гетинакса. Каждая катушка подвязана к изолированному бандажному кольцу. Обмотанный статор дважды пропитан лаком МГМ8.

Подшипниковые щиты сварные. В них со стороны реле оборотов запрессована специальная обойма с изоляционной миканитовой опрессовкой для защиты подшипника от токов.

Расщепитель фаз НБ-455А не имеет консоли вала для насадки якоря генератора управления ДК-405.

Расщепитель фаз типа N-49,5/40 является одним из агрегатов преобразователя Арно фирмы Альстом (рис. 191). В преобразователь, кроме расщепителя фаз, входят пусковой двигатель переменного тока N 31,6/27 и низковольтный генератор постоянного тока ВА 10/12. Каждая из этих машин имеет отдельный статор. Ротор пускового двигателя и якорь генератора установлены на одном валу с ротором расщепителя фаз по обе его стороны.

Станина расщепителя фаз отлита из стали. Наружный диаметр ее равен 570 *мм*, внутренний под посадку статора 495 *мм*, а длина по торцовым поверхностям 770 *мм*. Со стороны установки генератора в станине сделаны окна для выхода вентиляционного воздуха, а также люк для установки клеммной коробки. В нижней части имеются две лапы, на которых через резиновые амортизаторы с помощью четырех болтов агрегат крепят к раме.

Сердечник статора изготовлен из эмалированных листов электротехнической стали толщиной 0,5 *мм* и закреплен в сжатом состоянии двумя нажимными кольцами. Пазы статора — полузакрытого типа, размером 8×29 *мм* со шлицем шириной 2 *мм*.

Обмотка статора волновая, двухслойная, трехфазная с соединением фаз в звезду. Обмотка выполнена из медных стержней, изолированных стекломиканитовой изоляцией толщиной 1 *мм*. В лобовых частях стержни обмотки между собой спаяны серебряным припоем и изолированы. Обмотка в пазах закреплена текстолитовыми клиньями, в лобовых частях подвязана к изолированным кольцам, закрепленным в станине. На клеммовую доску выведены два конца (U и V) двигательной обмотки, один конец (W) генераторной обмотки, а также нулевая точка X, к которой присоединяют реле заземления.

Сердечник ротора изготовлен из листов электротехнической стали той же марки, что и листы статора. Он насажен под давлением на ребристую втулку и в сжатом состоянии между нажимными шайбами зафиксирован буртом втулки и кольцевой шпонкой. В полузакрытых пазах ротора заложены медные стержни специального профиля, приваренные к короткозамыкающим медным кольцам. Подшипники ротора — двухрядные, роликовые, типа SKF 22215-C3, установлены в подшипниковых щитах и закрыты стальными подшипниковыми крышками.

Агрегат охлаждается сдвоенным вентилятором, размещенным на валу против вентиляционных люков станины. Вентилятор создает два воздушных потока: первый охлаждает генератор, а второй — пусковой двигатель и расщепитель фаз.

Пусковой двигатель N-31,6/27, предназначенный для пуска расщепителя фаз типа N 49,5/40,— асинхронный однофазный двигатель специального исполнения с короткозамкнутым ротором. Магнитопровод статора этого двигателя выполнен из эмалированных листов электротехнической стали толщиной 0,5 *мм* с пазами полузакрытого типа, скрепленных нажимными шайбами.

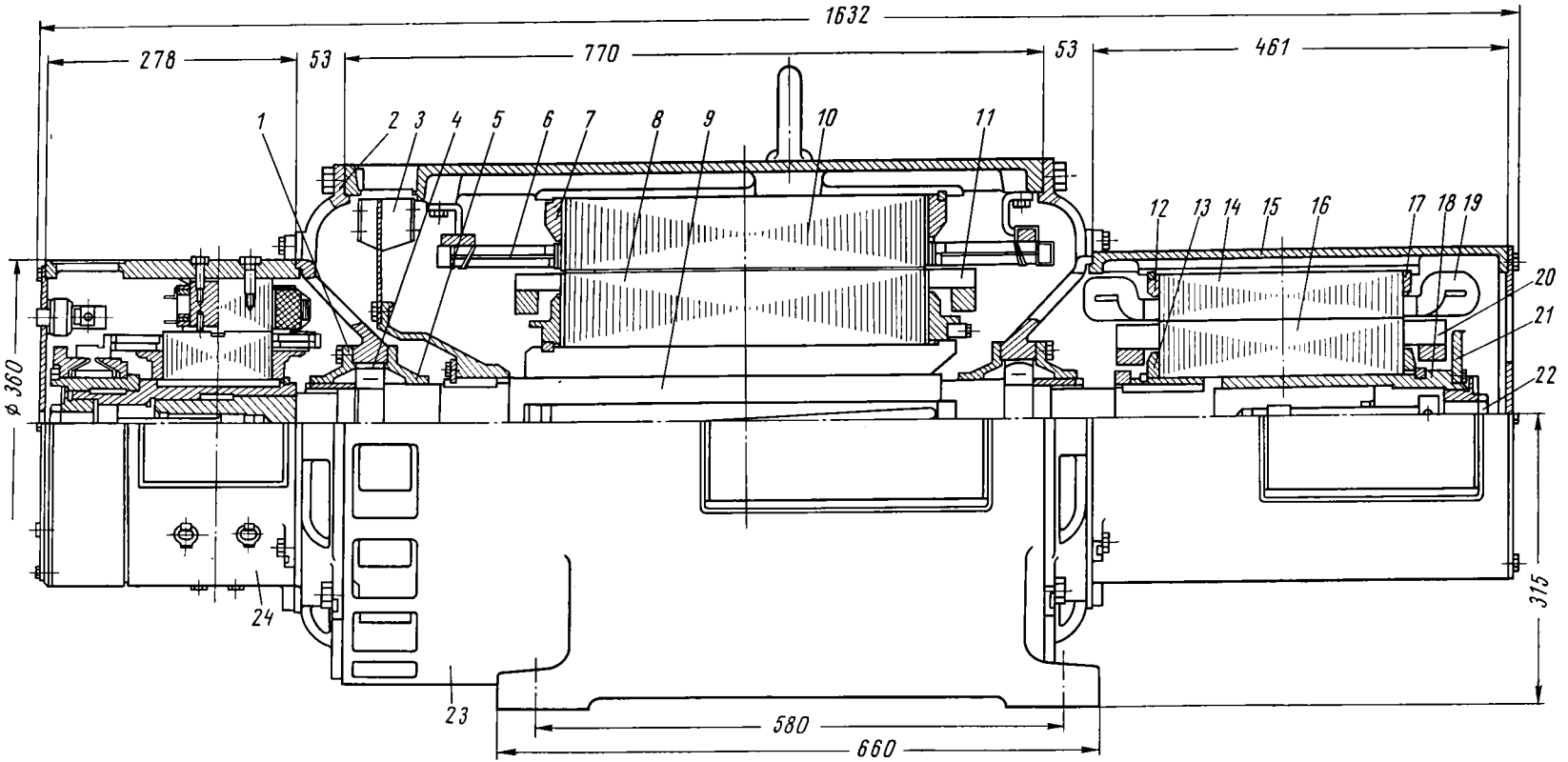


Рис. 191. Продольный разрез преобразователя N-49,5/40:

1 — передняя крышка подшипника; *2* — подшипниковые щиты; *3* — центробежный вентилятор; *4* — двухзарядный роликоподшипник SKF 22215; *5* — задняя крышка подшипника; *6* и *19* — обмотки статоров; *7*, *12*, *17* — нажимные кольца; *8* и *16* — сердечники роторов; *9* — вал; *10* и *14* — сердечники статоров; *11* и *20* — обмотки роторов; *13* — нажимное кольцо ротора; *15* — станины; *18* — втулка ротора; *21* — балансировочная шайба; *22* — стопорный болт; *23* — расщепитель фаз; *24* — генератор ВА10/12

Обмотка статора однослойная, из мягких катушек. Провод изолирован одним слоем эмали и одним слоем стеклоизоляции. Пазовой изоляцией являются два слоя стекломиканита толщиной 0,7 *мм* на сторону. Лобовые части катушек изолированы дополнительно с укладкой междуфазных прокладок. Обмотка этого двигателя состоит из двух фаз: главной U — V и вспомогательной X — W.

Сердечник ротора набран из штампованных листов такой же электротехнической стали, что и сердечник статора; листы зажаты между нажимными шайбами и насажены на втулку. Втулка якоря напрессована на конец вала агрегата.

Обмотка ротора представляет собой бронзовые стержни специального профиля, уложенные в полузакрытые пазы и приваренные к бронзовым замыкающим кольцам. Ротор имеет специальный балансировочный диск. Пазы ротора имеют скос по длине сердечника на один зубцовый шаг статора.

ГЛАВА X

ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПОСТОЯННОГО И ПУЛЬСИРУЮЩЕГО ТОКА

Непрерывный рост грузонапряженности отечественных железных дорог требует дальнейшего увеличения мощности электровозов и повышения их надежности, что определяется уровнем тягового электромашиностроения. От свойств и качества тяговых двигателей зависят технико-экономические параметры электровозов, их мощность и ее использование.

Тяжелые условия работы тяговых двигателей, жесткие габаритные ограничения, необходимость создавать тяговые двигатели все большей мощности при одновременном снижении веса обусловливают высокие электромагнитные нагрузки. В этих условиях технико-экономическое совершенство и надежность тяговых двигателей зависят не только от качества применяемых материалов, но и от технологии их изготовления. Например, от качества обмоточно-изоляционных работ зависит срок службы тяговых двигателей, их надежность, стабильность перегрева обмоток, а также уровень эксплуатационных расходов. Качество исполнения магнитной системы, коллектора, обмотки якоря и устройств токосъема определяет коммутационную надежность тяговых двигателей. Поэтому технология изготовления тяговых двигателей имеет особенности по сравнению с технологией изготовления стационарных электрических машин.

§ 42. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЯКОРНЫХ ОБМОТОК ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

К обмотке якоря предъявляют требование наилучшего использования активных материалов при высокой долговечности в эксплуатационных условиях. Обычно обмотки выполняют из отдельных формованных одновитковых катушек. Их конструкция и технология изготовления зависят от выбранного типа проводников и их расположения в пазах якоря.

Прежде всего изготовляют заготовки проводников катушек. Для якорных катушек с параллельными проводниками, разделенными по высоте (см. рис. 104, *б*), и с проводниками, расположенными горизонтально (см. рис. 120, *а*), процесс заготовки проводников включает следующие операции:

1) отрезка проводников по размеру по развернутой длине катушки на специальных правильно-отрезных полуавтоматических станках с припуском на обрезку концов при обмотке якоря;

2) зачистка заусенцев и полирование концов под лужение вращающимися войлочными кругами;

3) лужение концов припоем ПОС-40 в паяльной ванне. В качестве флюса используют раствор канифоли в спирте в соотношении 1 : 1.

Для разрезной волновой ступенчатой обмотки с транспозицией проводников скручиванием процесс изготовления шин полукатушек якоря (рис. 192, *а*) является более сложным. Так, в двигателе ДПЭ-400 шины сечением 0,8 × 21,6 *мм*² штампуют из медной ленты размером 0,8 × × 57 *мм* или формуют из ленты размером 0,8 × 21,6 *мм*; в шинах делают прорези по длине пазовой части для выполнения транспозиции. После зачистки заусенцев для снятия внутренних напряжений и предотвращения образования трещин средние (пазовые) части шин отжигают, нагревая их электрическим током до температуры 700—800° С. После отжига производят изгиб и опрессовку части шин, подлежащей транспозиции, на специальном гибочном штампе за два хода пресса. Затем шины складывают по две и обжимают совместно в штампе.

Формовку шин производят после правки и облуживания их концов, закладываемых в петушки коллектора.

Формовку катушек с разделением шин по высоте на два параллельных проводника выполняют на специальном станке после наложения витковой изоляции в пазовой части. Формовку шин неразрезных катушек начинают с загиба головки на ребро под углом 180°. Последующую гибку шин для придания им окончательной формы производят на универсальном приспособлении, представляющем собой макет части якоря с центральным углом, соответствующим пазовому шагу. Все проводники катушки формуют одновременно, что обеспечивает необходимое соотношение размеров соседних проводников.

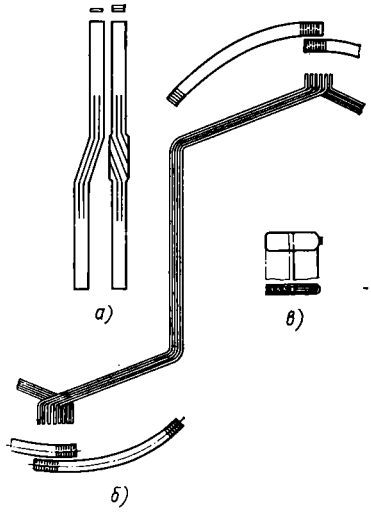


Рис. 192. Проводники разрезной якорной катушки с транспозицией:
а — до формовки; *б* — после формовки; *в* — соединительная скоба

В разрезных катушках проводники верхнего и нижнего слоев соединяют в обмотки со стороны, противоположной коллектору, медными соединительными скобками (рис. 192, *в*). Скобки припаивают припоем ПСР-45 или медно-фосфористым припоем с помощью сварочного трансформатора, причем к нижним шинам до их изолировки, а к верхним шинам — после укладки их на якорь. Пайка скобок должна проводиться с особой тщательностью, так как ненадежный контакт может привести к прожогу и пробою изоляции.

В катушках с горизонтальным расположением проводников после формовки на универсальном приспособлении производят перекручивание на 90°, расплющивание и обрезание концов для ввода в шлицы коллекторных пластин (рис. 193). Чтобы снять внутренние напряжения, концы проводников по длине сплющивания и перекручивания перед лужением отжигают.

Перед изолировкой каждый стержень разрезной катушки с транспозицией после формовки промывают в бензине Б-70 и протирают. В прорези для транспозиции по всей их длине с обеих сторон закладывают микаленту ЛФЧ-Б толщиной 0,075 *мм* слюдой внутрь. Полоски микаленты должны перекрывать внутреннюю поверхность шин. При закладке этой изоляции следят за тем, чтобы она не прорезалась. Каждые

две смежные шины, образующие проводник, складывают в пакет из пяти проводников и обжимают по прямолинейной части в тисках с фибровыми накладками. Затем пакет разбирают, тщательно проверяют, нет ли взаимного смещения шин и утолщений из-за неправильного положения просеченной части, и изолируют отдельные проводники. Каждые две смежные шины по всей длине, кроме концов, изолируют совместно одним слоем вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-Б (слюдой внутрь), а концы — шелкослюдяной лентой толщиной 0,075 *мм*. Затем изолированные шины промазывают лаком БТ-95 и собирают по 5 шт. в пакет. В углах и между концами закладывают прокладки из слюды-шаблонки.

Лобовые части, концы и головки неразрезных катушек, пазовые части проводников которых изолированы на станке, после формовки изолируют одним слоем микаленты и шелкослюдяной ленты толщиной

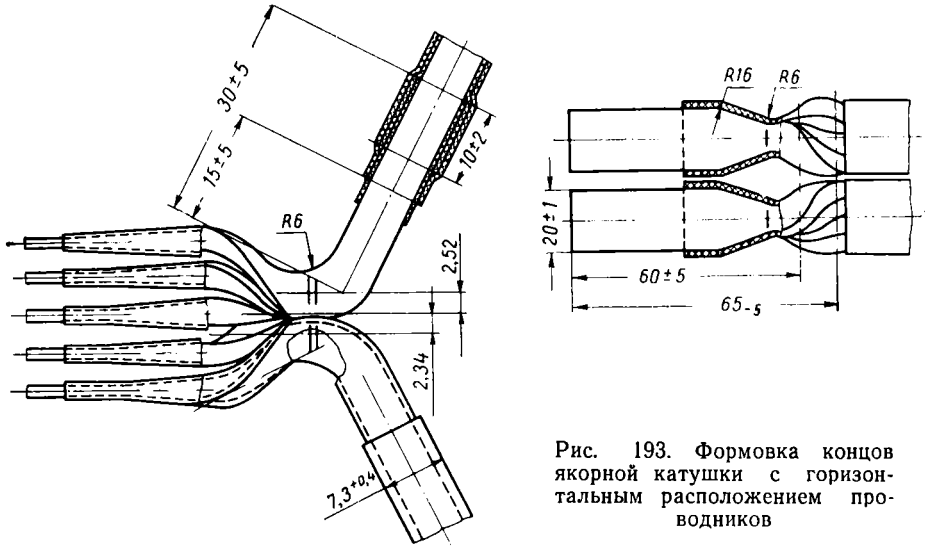


Рис. 193. Формовка концов якорной катушки с горизонтальным расположением проводников

0,13 *мм*. Затем проводники каждого слоя собирают отдельно в полупакеты. Их лобовые части обжимают в тисках с фибровыми губками, после чего устанавливают изоляционные прокладки в углах между проводниками, промазывают лобовые части полупакетов смесью лака БТ-95 с компаундом, изолируют стеклолентой и размещают межслойные прокладки. Прямолинейную часть каждого полупакета выравнивают для устранения смещений проводников и обжимают в тисках. После этого пазовую часть каждого полупакета промазывают клеем БФ-2 и собирают полупакеты в пакет. Для этого головку нижнего полупакета укладывают в головку верхнего и скрепляют их в головке и на концах киперной лентой. После установки изоляционных прокладок между концами проводников, размещения и стягивания их в головке одним слоем стеклоленты пакет катушки скрепляют временным бандажом из одного слоя встык киперной ленты. Также подготовляют пакеты катушек в случае горизонтального расположения проводников, но при этом витковую изоляцию на них укладывают вручную одним слоем вполуперекрышу микаленты ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*. Концы проводников, начиная с первого, через один изолируют одним слоем шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*, а начиная со второго проводника через один — двумя слоями того же материала. В головке все проводники изолируют одним

слоем вполуперекрышу шелкослюдяной ленты толщиной 0,13 *мм*, и кроме того, начиная со второго проводника, дополнительно изолируют одним слоем встык той же ленты с выходом на лобовые части на 20 *мм*. После сборки пакета его увязывают в шести местах и выравнивают изоляцию концов, промазывая пазовую часть лаком БТ-95. На пакет накладывают временный бандаж из киперной ленты, а затем пакет обжимают в тисках.

После наложения временного бандажа катушки сушатся. Если витки промазаны глифталевым лаком, то катушки с изоляцией класса В сушат в электропечи при температуре 120—150° С в течение 30—40 *мин*, а при промазке витков лаком БТ-95 — в вакуумных печах при температуре 120—130° С в течение 7,5 *ч*. Режим сушки проходит при чередующихся циклах: разрежение 350 *мм рт. ст.* в течение 30 *мин* и затем отсутствие его в течение 2 *ч*.

После сушки катушки прессуют в прессформе или в пресс-планках при давлении 50—60 *кГ/см*^{2} в течение 2 *мин*. Перед этим они должны быть прогреты в электропечи в течение 20—25 *мин* до температуры 120—130° С. До наложения корпусной изоляции временный бандаж снимают и изолируемые части катушек промазывают смесью (75% по весу лака БТ-95 и 25% компаунда), имеющей вязкость при 20° С в пределах 15—18 *сек*, определенную по вискозиметру ВЗ-4.

Корпусную изоляцию (рис. 194) накладывают с учетом рекомендации табл. 29.

Таблица 29

Наименование	Напряжение в *в*		
	700—1200	1200—2000	2000—3000
Пазовая изоляция			
Общее число слоев вполуперекрышу	3	4	6
Изоляция лобовой части катушек			
Участок *А* (рис. 194):			
длина в *мм*	40	50	70
число слоев изоляции	1	1	2
Участок *Б*:			
длина в *мм*	30	40	50
число слоев изоляции	1	1	2
Участок *В*:			
длина в *мм*	20	30	30
число слоев изоляции	1	1	2
Размер прямого участка катушки от края сердечника якоря до угла катушки в *мм* (размер *С*)	16	22	32

Приблизительно такими же рекомендациями следует руководствоваться и при изолировке микалентой толщиной 0,1 *мм*. При наложении корпусной изоляции ее плотно стягивают после каждого оборота, тщательно соблюдают полуперекрышу и чередуют направление слоев, не допуская утолщений.

Изолированные катушки бандажируют временно киперной лентой и сушат в вакуумных печах при температуре 120—130° С под разрежением 350 *мм рт. ст.*, причем катушки с изоляцией, рассчитанной на номинальное напряжение 3000 *в*, сушат в течение 24—26 *ч*, а катушки с изоляцией, рассчитанной на напряжение 1500 и 950 *в*,— в течение 16—18 *ч*. Затем их сушат при атмосферном давлении соответственно в течение 12—14 *ч* и 6—8 *ч*. После сушки катушки опрессовывают, а затем на них накладывают покровную изоляцию. Готовые катушки должны быть монолитными. При окончательной приемке катушки испытывают напряжением.

Для изоляции якорных катушек в последнее время применяют липкий стеклоэскапон, создающий монолитную изоляцию. Он обладает

повышенной электрической прочностью и эластичностью. Отличаясь повышенной влаго- и водостойкостью, он стоек к действию горячего битума и к образованию гнилостных грибков. Липкий стеклоэскапон получа-

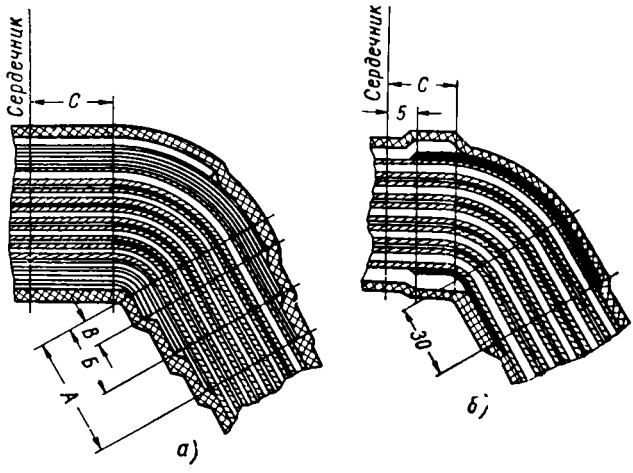


Рис. 194. Изолировка углов якорных катушек тяговых двигателей при изолировке пазовой части:
а — лентой; *б* — простынкой

Таблица 30

Катушки	Изоляция катушек	Напряжение в *в*			
		750	1000	1500	3000
Якорные и компенсационные	*Класс В*				
	Ленточная (микалента ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*):				
	число слоев вполуперекрышу	3	4	5	8
	Комбинированная (липкий стеклоэскапон толщиной 0,17 *мм* и микалента ЛФЧ-ББ толщиной 0,1 *мм*)				
	число оборотов простынки	$2^1/_4$	$3^1/_4$	$3^1/_4$	$4^1/_4$
	число слоев вполуперекрышу ленты . .	1	1	1	2
	Класс F				
	Литая [слюденитовое полотно $Л_2С25К_с$ толщиной 0,1 *мм* и слюденитовая лента $Л_2С40К_с$ (С) толщиной 0,3 *мм*]:				
	число оборотов простынки	$4^1/_4$	$5^1/_4$	$6^1/_4$	$8^1/_4$
	число слоев вполуперекрышу ленты . .	1	1	1	1
	Ленточная (стекломикалента ЛФК-ТТ толщиной 0,1 *мм*):				
	число слоев вполуперекрышу	4	5	7	9
Возбуждения и дополнительных полюсов	*Класс В*				
	Ленточная (микалента ЛФЧ-ББ толщиной 0,13 *мм*):				
	число слоев вполуперекрышу	3	4	6	7
	Класс F и H				
	Ленточная (микалента ЛМК-ТТ толщиной 0,13 *мм*):				
	число слоев вполуперекрышу	4	5	6	8
	Класс F				
	Литая [слюденитовое полотно $Л_2С25К_с$ толщиной 0,1 *мм* и слюденитовая лента $Л_2С40К_с$ (С) толщиной 0,13 *мм*]:				
	число оборотов простынки	4	5	6	8
	число слоев ленты полуперекрышу . .	1	1	1	2

ют нанесением на калиброванное полотно стеклоэскапоновой лакоткани равномерного слоя липкого компаунда, представляющего собой жидкий эскапон, термически обработанный в среде, содержащей серу и льняное масло.

В табл. 30 приведены данные о корпусной изоляции катушек тяговых двигателей с применением стеклоэскапона. Углы дополнительно изолируют двумя слоями вполуперекрышу липкой стеклоэскапоновой ленты толщиной 0,17 *мм*. При наложении стеклоэскапоновой простынки следует тщательно стягивать каждый слой изоляции, не допуская перекосов, морщин и вздутий. Сверху стеклоэскапоновую изоляцию закрывают двумя слоями вполуперекрышу микаленты 0,1 × 20 *мм* и стеклолентой. После временной бандажировки катушки сушат в течение 20—24 *ч* без разрежения при температуре печи 160° С.

§ 43. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПОЛЮСНЫХ КАТУШЕК ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Особенности технологии изготовления полюсных катушек определяются формой и размерами поперечного сечения обмоточного провода и способом его намотки. Для полюсных катушек тяговых двигателей применяются голые шины, ГОСТ 434—53, сравнительно больших сечений. Раньше катушки главных полюсов тяговых двигателей наматывали преимущественно из шины плашмя в два слоя, разделенные между собой изоляционной прокладкой, а катушки дополнительных полюсов — на узкое ребро. В настоящее время в двигателях электровозов переменного тока катушки наматывают обычно на ребро.

Такой способ намотки получил распространение, так как он имеет существенные преимущества в отношении охлаждения катушек, их прочности и компактности. Кроме того, такие катушки главных полюсов можно формовать по радиусу для сопряжения с отверстием остова, что позволяет уменьшить высоту главных полюсов и диаметр остова, а также улучшить теплоотдачу от катушек к остову.

Намотку катушек главных полюсов плашмя производят на намоточном станке. Для осуществления намотки надо выполнить следующие операции:

1) установить межслойную изоляционную прокладку на намоточном шаблоне, собрать шаблон и поместить на станок;

2) перегнуть шину в специальном приспособлении в месте перехода обмотки из одного слоя в другой, отступая от конца бухты на 3—4 *м*, и зачистить место перегиба от заусенцев;

3) заложить перегнутую часть меди в шаблон, заправить шину в натяжные плашки, а свободный конец шины закрепить на планшайбе станка; намотать один виток, а второй изолировать микалентой;

4) намотать первый слой катушки, прокладывая одновременно межслойную изоляцию из асбестовой бумаги или электронита; при этом для лучшего прилегания витков периодически ударяют по меди молотком через подбойку;

5) изолировать предпоследний виток микалентой;

6) подложить в месте установки скрепляющих скобок изоляцию по чертежу и установить скобки;

7) спаять последний виток с промежуточной скрепляющей скобкой, обрезать шину и место обреза зачистить от заусенцев;

8) перевернуть шаблон другой стороной;

9) приварить конец шины второго слоя с шиной бухты, зачистить место спая от наплывов и изолировать его микалентой;

10) намотать два витка второго слоя, предварительно изолировав второй виток миканитовой изоляцией;

11) намотать второй слой меди одновременно с межвитковой изоляцией, изолировав предпоследний виток микалентой;

12) как и в первом слое, уложить изоляцию в месте скрепляющих скоб и установить эти скобы;

13) снять с последних витков промежуточную скрепляющую скобу, отрезать медь последнего витка от бухты, зачистить место обрезки от заусенцев, снять катушку со станка, перевязать ее в нескольких местах крепежной лентой;

14) испытать катушку напряжением на межвитковое замыкание;

15) прессовать катушку по высоте под давлением до 40 *Т*;

16) испытать катушку повторно на межвитковое замыкание;

17) проложить в местах крепления патронов изоляцию;

18) приклепать и припаять патроны с кабелями к катушке, предварительно облудив шины в местах крепления патронов припоем ПОС-30, и припаять концевые скрепляющие скобки.

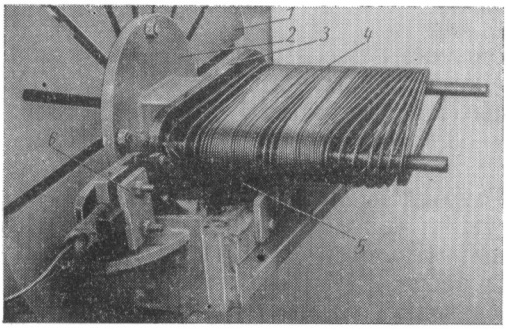


Рис. 195. Намотка полюсной катушки на узкое ребро:

1 — планшайба намоточного станка; *2* — фланец намоточного приспособления; *3* — намоточный шаблон; *4* — спираль катушки; *5* — обжимное приспособление; *6* — направляющие плашки

При намотке полюсных катушек на узкое ребро (рис. 195) бухту меди устанавливают на стойку, конец шины заправляют в направляющие плашки и закрепляют в шаблоне, установленном на намоточном станке. После этого шину наматывают в непрерывную спираль. При намотке следят за состоянием медной шины, отсутствием трещин и гофр в местах изгиба и сохранением поперечного сечения. От спирали отрезают необходимое для катушки количество витков и скрепляют их в двух местах проволокой.

При намотке катушек на узкое ребро сопротивление шины изгибу во много раз больше, чем при намотке плашмя. Для устранения этих дефектов катушки после намотки отжигают в электрической печи при температуре 650—750° С в течение 2—2,5 *ч* до приобретения медью малинового цвета. После выдержки в печи катушки в горячем состоянии опускают в воду.

Для устранения утолщений лобовые части катушек подвергают опрессовке в специальном приспособлении под давлением 400—500 *кГ/мм*^{2}. После опрессовки производят повторный отжиг. Затем концы шины обрезают по шаблону и в специальных оправках катушку поочередно прессуют с боков и по высоте и зачищают от окалины и заусенцев.

Размеры сердечника шаблона определяют по размерам сердечника полюса с учетом зазора между катушкой и полюсом, толщины изоляции, стальных каркасов и фланца, а также утолщения изоляции в местах закруглений из-за того, что лента на закруглениях внутреннего окна ложится с бóльшим перекрытием слоев, чем на наружном закруглении. Чтобы уменьшить утолщение в этих местах, при изолировке срезают половину ширины ленты при каждом ее обороте вокруг катушки.

Номинальные зазоры a, b и c (рис. 196) обычно принимают равными толщине пружинного фланца, увеличенной соответственно на 1,5; 2 и 3 *мм*. Следовательно, при ширине сердечника b_m ширина намоточного шаблона

$$B = b_m + 2(a + t + \delta). \tag{383}$$

Его длина для катушек главных полюсов

$$L = l_m + 2(b + t + \delta), \tag{384}$$

а для катушек дополнительных полюсов

$$L' = l'_m + 2(c + t + \Delta_1), \tag{385}$$

где l_m и l'_m — длины сердечников главного и дополнительного полюсов;
Δ_1 — утолщение изоляции на закругленной лобовой части катушки дополнительного полюса.

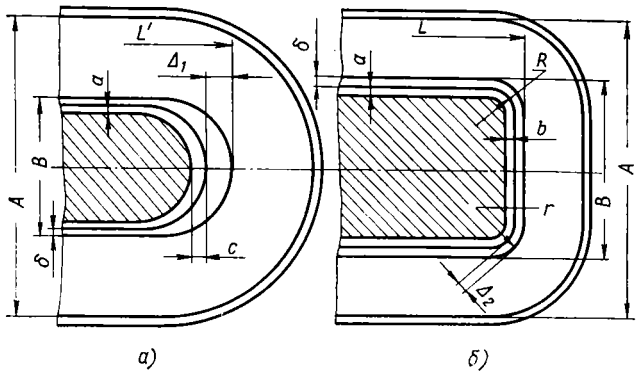


Рис. 196. Зазоры между катушкой и сердечником, утолщения катушек:
а — дополнительного полюса; *б* — главного полюса

Утолщение изоляции

$$\Delta_1 \approx \alpha_2 \delta \frac{A}{B}, \tag{386}$$

где α_2 — коэффициент, зависящий от величины вырезов в ленте.

При отсутствии вырезов в ленте $\alpha_2 = 1{,}2$, при вырезах, равных половине ширины ленты, $\alpha_2 = 0{,}6$, а при вырезах, равных $^2/_3$ ширины, $\alpha_2 = 0{,}4$. Утолщение изоляции в угловых скруглениях прямоугольных катушек главных полюсов

$$\Delta_2 = \alpha_2 \delta \frac{2r + (A - B) + \delta}{R + r}. \tag{387}$$

При намотке катушек главного полюса плашмя количество витков в слоях принимают разным для того, чтобы зазор по высоте между поверхностями смежных катушек был равномерным. В катушках главных полюсов с намоткой на ребро это достигается фрезерованием части витков по ширине. Для определения толщины катушки надо сумму толщин медных шин и изоляционных прокладок в слое умножить на коэффициент распушения α_3, значения которого приведены в табл. 31. То же самое надо сделать для определения высоты катушек, намотанных на узкое ребро.

Для изолировки полюсных катушек применяют изоляцию классов В или Н. Во всех случаях до укладки корпусной изоляции к обмотке должны быть припаяны выводные скобы с патронами, припаянными к ним, или выводные провода с наконечниками, тщательно проверены и удалены заусенцы, выравнены изоляционной замазкой все уступы и неровности. В катушках, намотанных на ребро, укладывают прокладки межвитковой изоляции из асбестовой бумаги или из электронита, которые по ширине должны выступать на 1—2 *мм* на сторону.

Катушки, намотанные плашмя при применении изоляции класса В, изолируют одним слоем асбестовой ленты вразбежку. После этого их бандажируют вместе с выводами и компаундируют. Компаундировку производят в следующем порядке.

Таблица 31

Толщина меди в *мм*	Коэффициент распушения $a_з$	
	номинальный	минимальный
0,3—1,6	1,2	1,1
1,25—1,95	1,1	1,05
Свыше 2,1	1,06	1,04

1. Катушки после временной бандажировки в специальных корзинах погружают в автоклав.

2. Катушки в автоклаве нагревают до температуры 140—160° С и сушат в течение 10—12 *ч* с такими чередующимися циклами:

а) разрежение 600—700 *мм рт. ст.* (30 *мин*);

б) давление, создаваемое азотом и равное 6—8 *атм* (2 *ч* 30 *мин*).

3. После этого в автоклаве создают разрежение 650 *мм рт. ст.* в течение 1 *ч*.

При этом разрежении в автоклав в течение 1—1,5 *ч* подают компаундную массу.

4. После перекрытия трубопровода давление в автоклаве поднимают до 6—8 *атм* и выдерживают в течение 4 *ч*.

5. Открыв трубопровод при давлении 4—5 *атм*, компаундную массу в течение 1—1,5 *ч* удаляют из автоклава.

6. Открыв крышки автоклава, вынимают катушки и при температуре катушек не менее 50° С снимают временные бандажи. Затем неохлажденные катушки прессуют для получения требуемых размеров по высоте. После прессования проверяют напряжением отсутствие межвитковых замыканий катушек и замеряют их размеры. Если после компаундировки на поверхностях катушек образовались впадины, то их тщательно выравнивают изоляционной замазкой и сушат на воздухе в течение 18 *ч*. После сушки катушки изолируют микалентой, надевают парусиновые чехлы на выводные провода в местах их выхода из-под корпусной изоляции катушек и утягивают катушки хлопчатобумажной лентой. При отклонениях размеров катушек от заданных катушки выравнивают по высоте и окну с помощью миканитовых прокладок, а затем изолируют хлопчатобумажной лентой. Затем в окно катушки закладывают обечайку и обжимают ее под прессом. После этого катушки бандажируют и подвергают вторичной компаундировке в следующей последовательности:

1. Катушки после временной бандажировки в специальных корзинах погружают в автоклав и закрывают его крышкой.

2. Катушки в автоклаве нагревают до температуры 160—180° С и сушат в течение 18—20 *ч* с чередующимися циклами:

а) разрежение 600—750 *мм рт. ст.* (30 *мин*);

б) давление, создаваемое азотом и равное 6—8 *атм* (2 *ч* 30 *мин*).

3. Катушки сушат в течение 3 *ч* при температуре 160—180° С и разрежении 600—750 *мм рт. ст.* При разрежении не менее 650 *мм рт. ст.*

открывают кран трубопровода и в продолжение 1—1,5 *ч* впускают массу в автоклав.

4. После перекрытия крана трубопровода давление в автоклаве повышают до 6—8 *атм* и производят обжатие катушек в течение 4 *ч*.

В дальнейшем выполняют те же операции, что и при первой компаундировке (см. п. 5 и 6).

После этого катушки окончательно изолируют одним слоем вполуперекрышу стекло- или хлопчатобумажной ленты. При окончательной обработке катушку красят, погружая в лак БТ-99 вязкостью 12—15 *сек* по ВЗ-4 при температуре 20° С. Перед окончательной обработкой проверяют размеры катушки и испытывают ее на межвитковое замыкание, а затем подвергают испытанию на пробой относительно корпуса напряжением, указанным в табл. 40.

Катушки, намотанные на ребро, после установки в них межвитковых изоляционных прокладок и изолировки выводных скоб сжимают по высоте в специальных приспособлениях под прессом. Катушки главных полюсов сжимают под давлением 70—80 *Т*, катушки дополнительных полюсов — под давлением 50—60 *Т*. В сжатом состоянии катушки сушат в электрической печи при температуре 180—200° С, причем время сушки их зависит от изоляции. Ниже указано время сушки катушек в *ч*:

Изоляция:	
битумный лак	16—24
лак К-58	6—8
эмали ПКЭ-19 и ПКЭ-14	12—14

После сушки и охлаждения катушки изолируют и окончательно обрабатывают.

При изготовлении катушек с изоляцией класса Н для промазки поверхности меди и каждого слоя изоляции применяют лак К-58 вязкостью 82—87 *сек* по ВЗ-4 при температуре 20° С, а для заполнения свободных мест и выравнивания поверхностей катушек — изоляционную замазку, состав которой указан в табл. 32.

Таблица 32

Компоненты изоляционной замазки	Содержание составов в % (по весу)	
	первого	второго
Лак К-58 с сиккативом	28	—
Эмаль ПКЭ-19 или ПКЭ-14 с сиккативом № 63	—	33
Асбестовое волокно	9	17
Пылевидный кварц или маршалит	63	50

При битумном обжатии в автоклавах не допускают проникновения битума внутрь катушек и появления его пятен на их поверхностях. Поэтому временную защитную бандажировку катушек производят с особой тщательностью: сначала накладывают один слой вполуперекрышу стеклоленты или киперной ленты, затем два слоя вполуперекрышу стеклоэскапоновой лакоткани и, наконец, один слой вполуперекрышу киперной ленты.

Технология изготовления катушек компенсационной обмотки аналогична технологии изготовления якорных катушек, но из-за сложности их конструкции она менее технологична. После поочередной изолировки пазовых и лобовых частей катушку в специальном приспособлении прес-

суют под давлением 50 *Т* и в зажатом состоянии сушат при температуре 140° С в течение 30 *ч*. Окраску катушек производят лаком БТ-99. Изоляцию каждой катушки подвергают испытанию на пробой относительно корпуса и замыкание между витками. Возможно также применение компаундировки катушек в автоклавах после наложения корпусной изоляции.

§ 44. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КОЛЛЕКТОРОВ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Коллектор — наиболее сложный и уязвимый узел тягового двигателя. Это объясняется структурой его кольца, состоящего из большого количества отдельных медных и миканитовых пластин, сложностью геометрической формы поверхностей сопряжения с миканитовыми манжетами и стальными нажимными конусами.

При работе двигателя коллектор должен обеспечивать коммутацию, несмотря на то, что он подвержен высоким напряжениям от действия центробежных сил и вследствие нагрева. В связи с этим повышаются требования к технологии изготовления коллектора, особенно в отношении точности сборки, тщательности отделки поверхности, качества материалов.

Хорошо изготовленный коллектор должен иметь и сохранять в эксплуатации стабильную цилиндрическую рабочую поверхность. Выступание отдельных коллекторных пластин не должно превышать 2—3 *мкм*.

Биение рабочей поверхности относительно оси вращения, замеренное индикатором, в нагретом состоянии не должно быть более 0,02 *мм*, а с учетом зазоров в подшипниках и возможных эксцентриситетов подшипниковых щитов — не более 0,04 *мм*. Повышенное биение коллектора может быть результатом недостаточной прочности конструкции, неправильного процесса сборки или пластических деформаций изоляционных пластин и манжет.

Кроме того, пластины коллектора должны быть симметрично распределены по длине полюсного деления, что необходимо для обеспечения постоянства числа элементарных секций под щетками в момент коммутации. Допустимое отклонение длины рабочей поверхности коллектора, приходящейся на одно полюсное деление, не должно превышать 1 *мм*. Для выполнения этого условия должна быть совершенной технология сборки. Кроме того, необходимо применять высококачественные медь и коллекторный миканит с минимальным отклонением размеров по толщине от номинального значения. Коллекторный миканит должен иметь как в нагретом, так и в холодном состоянии минимальную усадку. При изготовлении коллектора должна быть также исключена непараллельность пластин относительно его оси, допускается отклонение от параллельности не более 1 *мм* на полную длину пластин.

Для того чтобы обеспечить равномерный износ коллектора в процессе эксплуатации, все коллекторные пластины должны иметь одинаковую твердость. При изготовлении коллектор подвергается сильному нагреванию, что резко снижает механические свойства медных пластин. Механические свойства меди М1 ухудшаются при температуре 220—300° С. Для меди с присадкой серебра, кадмия или магния это происходит при более высоких температурах, что резко повышает износостойкость коллекторов в эксплуатации. Так, например, при одновременной эксплуатации на электровозе ВЛ60 износ коллекторов из магниевой меди после пробега 160 тыс. *км* составил 0,03—0,05 *мм*, а из меди М1 — 0,17 *мм*.

Внутренние камеры коллектора должны быть надежно уплотнены для предохранения его изоляции от проникновения влаги. Поэтому в процессе изготовления необходимо обеспечить точную посадку сопрягаемых поверхностей коллектора, плотную подгонку предохранительных шайб под болты, правильную обработку конусных поверхностей ласточкиных хвостов коллекторных пластин и скрепляющих деталей, перекрытие стыков в секторных манжетах, тщательную бандажировку и покрытие эмалью вылетов миканитовых конусов. Отливки корпуса и нажимного конуса коллектора должны быть плотными, не иметь пор и других литейных пороков. Обнаруженные при проверке литья крупные раковины заваривают, а мелкие раковины и поры шпаклюют специальной замазкой, которая сохраняет прочность и монолитность при температурах до 200° С, отличается стойкостью к воздействию влаги, керосина и т. п. и имеет монолитную однородную мелкозернистую структуру. Исправленные места тщательно зачищают.

Медные коллекторные пластины штампуют или вырезают из длинных профильных полос в виде заготовок с припусками на механическую обработку. После этого пластины рихтуют с обеих сторон на плите ударами молотков из мягкого материала (из дерева или фибры) и зачищают от заусенцев. Точность рихтовки должна быть не менее 0,01 *мм*. Проверку производят на плите: при нажатии на концы по диагонали пластина не должна колебаться. Качество рихтовки пластин оказывает большое влияние на стабильность формы рабочей поверхности коллектора. Коллектор с плохо отрихтованными пластинами быстро выходит из строя из-за постепенного снижения упругости меди при ее нагреве до 120—130° С.

Фрезерование шлицев для соединения коллектора с обмоткой выполняют в отдельных пластинах. Ширину шлица в петушках коллекторных пластин делают на 0,25—0,3 *мм* больше толщины концов проводников якоря с учетом слоя полуды на них в пределах 0,05 *мм* и на стенках шлица 0,20 *мм* на обе стороны. Глубина шлица может быть определена из выражения

$$k = h_n + \Delta + (1 \div 3) \text{ мм}, \tag{388}$$

где h_n — высота проводника в *мм*;

Δ — односторонний припуск на обработку петушков в *мм*.

Толщину щечки коллекторной пластины у основания шлица с высотой более 20 *мм* обычно принимают не менее 0,85 *мм*. Лужение шлицев производят по чистой обработанной поверхности, не позже чем через 2 *ч* после их фрезерования. При лужении применяют припой ПОС-40, а в качестве флюса — спиртовой раствор канифоли. Не следует применять в качестве флюса кислоту, так как она впоследствии может вызвать коррозию концов обмотки. При лужении нельзя допускать попадания олова на торцовую и боковые поверхности пластины, так как это способствует затеканию припоя по облуженной поверхности во внутрь коллектора и между концами якорных катушек с торца петушков.

В ванне с припоем пластины устанавливают в наклонном положении на специальных ограничителях так, чтобы пластины не соприкасались между собой. Перед лужением пластины тщательно сушат. При лужении недопустим перегрев пластин, так как это приводит к потере их твердости. Ванна все время должна иметь температуру примерно 300° С и ее контролируют термопарой.

Излишки припоя с облуженных поверхностей удаляют встряхиванием пластин. Пластины зачищают войлочными кругами. После пайки пластины калибруют и сортируют по толщине на группы по размерам

в определенных пределах для обеспечения при сборке коллектора равномерного распределения пластин по длине дуги полюсного деления. Для этого необходимо коллекторные и миканитовые пластины предварительно собрать в стопки и замерить высоту стопок под прессом при давлении, близком к рабочему. Предварительно миканитовые пластины надо откалибровать, а в случае необходимости отшлифовать и проверить их толщину не менее чем в шести точках. В комплекте пластин должно быть 20 стопок

Сборку коллекторных пластин в кольцо (рис. 197) производят на специальных сборочных дисках *1* с радиальными канавками глубиной 3 *мм* для установки в них петушками вниз миканитовых прокладок *2*. Медные пластины *3* размещают между изоляционными прокладками, чтобы они были расположены параллельно оси коллектора. Собранное кольцо (рис. 198) стягивают отожженной проволокой и прессуют в стальном опрессовочном кольце с помощью конических стальных или

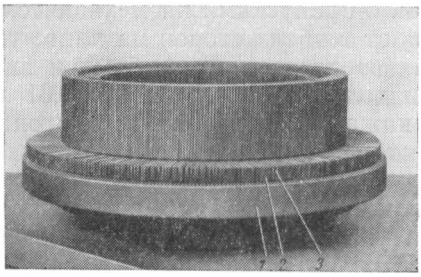


Рис. 197. Комплект коллекторных пластин на сборочном диске

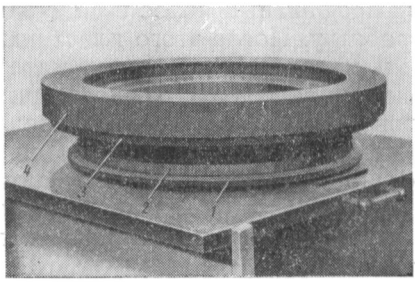


Рис. 198. Коллектор в обжимном кольце:

1 — сборочный диск; *2* — комплект коллекторных пластин; *3* — обжимные плашки; *4* — обжимное кольцо

чугунных плашек. Усилия, необходимые для запрессовки, приведены в табл. 33.

Далее комплект коллекторных пластин подают в печь для нагрева по режиму согласно табл. 34.

Кольцо, нагретое до температуры 160—170° С, прессуют несколько раз до прекращения изменения внутреннего диаметра. Примерное число прессовок указано в табл. 34. Последнюю запрессовку производят при холодном кольце. Одновременно контролируют с помощью штангенциркуля равномерность посадки кольца. Затем проверяют внутренний диаметр кольца, и если он соответствует норме, то производят протачивание ласточкина хвоста. При выполнении этой операции необходимо следить за концентричностью внутреннего отверстия и отсутствием заволакивания. Для исключения межламельных замыканий внутреннюю поверхность кольца шлифуют стеклянной шлифовальной бумагой при обратном направлении вращения кольца по отношению к выполненной расточке.

После тщательной продувки поверхностей сжатым воздухом и протирки их салфеткой, смоченной в спирте, производят сборку коллектора. При сборке комплект пластин закрепляют между двумя нажимными конусами (рис. 199), поверхности которых обрабатывают с точностью до сотых долей миллиметра и без заметных следов резца (∇ 6). Более грубая обработка значительно снижает электрическую прочность миканитовых манжет.

Таблица 33

Тяговый двигатель	Усилие запрессовки в *T*		Расчетное усилие запрессовки коллекторов в *T*
	Чугунные плашки	Стальные плашки	
НБ-411	—/98	—	62—67
НБ-406Б	—/150	—/91	78—83
НБ-412М	150/162	91/100	75—80
НБ-414В	126/146	76/90	70—74
НБ-418К	190/—	—	110
НБ-420А	143/—	—	92

Примечание. В числителе указано усилие запрессовки для заготовок пластин с ласточкиным хвостом, в знаменателе — для заготовок без ласточкина хвоста.

Таблица 34

Операция	Температура коллектора в °С	Время выдержки при данной температуре в ч	Количество нагревов	
			НБ-411, НБ-406Б, НБ-412М	НБ-414М, НБ-418К, НБ-420А
Нагрев комплекта пластин в кольце:				
первый . .	160—170	—	1	1
второй . .	160—170	5	2	4
Статическая формовка коллектора:				
первый нагрев . .	150—160	—	1	1
второй нагрев . .	150—160	2—4	1	2
Динамическая формовка коллектора (при разгоне):				
первый нагрев . .	150—160	—	1	1
второй нагрев . .	150—160	—	2	5

Комплект коллекторных пластин изолируют от нажимных конусов миканитовыми манжетами и цилиндром, размеры которых зависят от напряжения тягового двигателя (табл. 35). Применяются круговые и сегментные миканитовые манжеты. Они могут быть однослойными и двухслойными. Миканитовые манжеты, наряду с высокой электрической

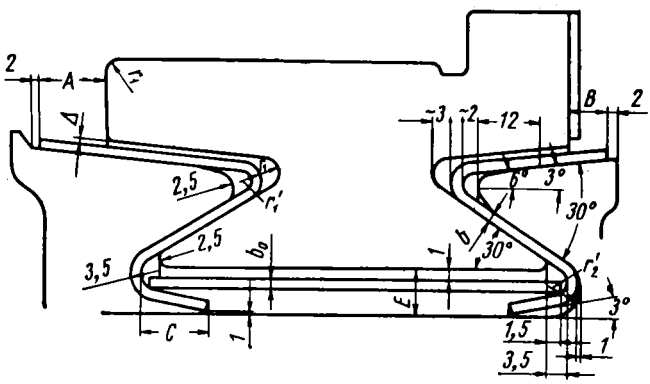


Рис. 199. Конструктивные элементы коллектора

прочностью, должны обладать и значительной механической прочностью, так как в процессе изготовления коллектора и при его работе манжеты воспринимают большие нагрузки. Если в коллекторе применены манжеты, состоящие из четырех сегментов, то при сборке коллектора манжеты предварительно подгоняют по ласточкину хвосту с перекрытием

стыков на $^1/_3$ длины сегмента и промазыванием их слюдяной пастой. После размещения комплекта пластин между изолированными конусами устанавливают уплотнительные шайбы и болты, закрывают торцовые щели между манжетой и пластинами, бандажируют вылеты манжет стеклолентой из ориентированных нитей или электрокартоном и отожженной проволокой и производят первый нагрев пластин в печи (см. табл. 34). После выдержки коллектора в печи его немедленно прессуют на гидравлическом прессе, при этом производят подтяжку болтов. Затем коллектор охлаждают до температуры окружающей среды (но не свыше 50° С) и снимают с него прессовочное кольцо с плашками.

Таблица 35

Напряжение сети в *в*	Диаметр D_0 в *мм* (не менее)	Толщина манжеты в *мм*	Толщина цилиндра b_0 в *мм*	Размеры в *мм* (рис. 199)							
				A	*B*	*C*	*E*	r_1	r_1'	r_2'	Δ
700—1200	400	3×0,8	1,25	32	25	16	8	3,5	4,4	6,5	1,0
1200—2000	400	3×1	1,5	45	35	22	8,5	4,0	5,0	7,0	1,0
2000—3000	400	3×1,2	2,0	60	50	28	10	4,5	6,6	7,5	1,0

На качество формовки коллектора оказывает большое влияние стабильность результирующего коэффициента трения в болтовых соединениях. Этот коэффициент при хорошей механической обработке резьбы и

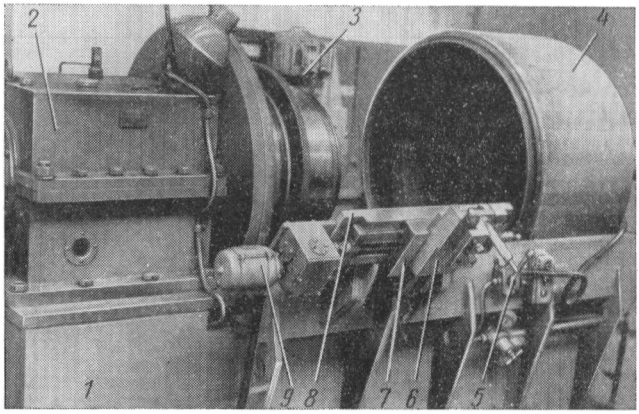


Рис. 200 Станок для динамической формовки коллекторов:

1 — станина; *2* — шпиндельная бабка; *3* — болтоверт; *4* — нагревательная камера; *5* — кран управления; *6* — поперечные салазки; *7* — продольные салазки; *8* — основание суппорта; *9* — привод подачи

поверхностей равен 0,22—0,25. Если он значительно отличается от указанной величины, возможно неравномерное сжатие кольцевой арки коллекторных пластин болтами. Затем повторяют операции нагрева и прессовки коллектора, производят его балансировку и разгон, механическую обработку, испытания напряжением изоляции между пластинами и корпусной изоляции. Наиболее продолжительными и ответственными являются операции по формовке коллектора. При тщательном выполнении сушки, прессовки и разгона коллектора между его пласти-

нами и изоляционными прокладками создается достаточное боковое давление, миканитовые прокладки сжимаются до предела и тем самым исключается возможность ослабления коллекторных пластин, обеспечивается стабильность размеров и цилиндрической формы коллектора при дальнейших технологических операциях в процессе эксплуатации коллектора.

На рис. 200 показан станок для динамической формовки коллекторов тяговых двигателей. Скорость вращения станка 2600—4000 *об/мин*; при этом коллектор нагревается до 160° С. На этом же станке выполняется проточка рабочей поверхности коллектора и подтяжка его болтов. Режим формовки коллектора выбирают в зависимости от типа двигателя. В качестве примера приведен график 1 технологического цикла изготовления коллектора тягового двигателя НБ-412К. Цикл рассчитан на изготовление партии из шести коллекторов при двухсменной работе и 7-часовой смене.

ГРАФИК 1

Операции	Дни									
	1		2		3		4		5	
	Смены									
	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
Сборка в кольцо	—	—								
Токарная обработка ласточкиных хвостов и рабочей поверхности пластин		—	—							
Сборка на корпусе			—	—	—					
Балансировка					—	—	—			
Динамическая формовка							—	—	—	
Отделка коллектора									—	—
	Общий цикл 9,13 смены									

§ 45. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЯКОРЕЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Под изготовлением якоря понимают сборку его механической части и сердечника, укладку обмотки и, наконец, отделку. Сборку начинают с напрессовки втулки якоря на вал. Перед напрессовкой необходимо проверить диаметры посадочных поверхностей втулки и вала и смазать их. При напрессовке необходимо следить за отсутствием перекосов втулки и за величиной давления пресса, которая должна быть в расчетных пределах. Для уменьшения смятия материала посадку втулки на вал производят по двум или трем диаметрам, отличающимся на 1 *мм*.

После напрессовки втулки окончательно обтачивают ее наружные поверхности под посадку задней нажимной шайбы, сердечника якоря и

коллектора, подрезают втулку по длине относительно торцов вала, нарезают резьбу для стопорения коллектора в осевом направлении, фрезеруют шпоночные пазы на втулке и на конусах вала. Напрессовку деталей якоря на втулку производят последовательно в процессе сборки. Усилия напрессовки деталей при этом даны в табл. 36.

Таблица 36

Напрессовываемые детали	Усилия напрессовки в *Т* для тяговых двигателей					
	НБ-411	НБ-406	НБ-412М	НБ-414В	НБ-418К	НБ-420А
Втулка якоря (на вал)	78—96	80—110,5	68—86	72—88	70—100	81—118
Задняя нажимная шайба (на втулку якоря) . .	—	4,3—12,3	10—18	7—22	5—13	6—21
Коллектор (на втулку якоря или на нажимную шайбу)	26—51	30—62	30—70	12—23	31—70	16—43
Передняя нажимная шайба	20—40	—	—	—	—	—
Сердечник якоря	90	110—115	130	95—100	135—150	114
Сердечник якоря вместе с коллектором или нажимной шайбой . . .	115—140	140—175	110—150	76—92	96—135	72

Для обеспечения расчетных параметров, характеристик и надежности работы тягового двигателя сердечник якоря должен обладать определенными магнитными свойствами, размерами и занимать соответствующее положение относительно других частей двигателя. Поэтому толщина слоя изоляционного лака на каждой стороне его листов должна быть в пределах 0,012—0,014 *мм*. Длина спрессованного сердечника по дну пазов должна иметь допуск не более ±1 *мм*, а по вершине зубцов ±2 *мм*. Во избежание большего распушения необходимо с якорных листов тщательно удалять заусенцы и штамповать их с поворотом заготовок на 180° при чередовании листов через один. Это способствует выравниванию неравномерностей толщины листов.

Для повышения плотности сердечника крайние его листы делают из стали Ст.2 толщиной 1 *мм* или из электротехнической стали толщиной 0,5 *мм*. При этом листы из стали Ст.2 сваривают попарно, а листы из электротехнической стали набирают в пакет толщиной 15—20 *мм*, склеивают клеем БФ-2 и сушат под давлением. Для предохранения углов катушек от повреждений пазы якоря с обеих сторон на длине 15 *мм* расширяют на 0,5 *мм* на сторону по всему периметру. Для улучшения качества обработки поверхности и получения заданных размеров пазов их до укладки обмотки обрабатывают на протяжном станке с помощью клинообразной протяжки, у которой ширина соседних зубьев отличается на 0,02 *мм*. После протяжки пазов, тщательной опиловки всех острых углов сердечника и продувки пазов сжатым воздухом производят напрессовку коллектора и допрессовку сердечника. При этом смещение середины начальной коллекторной пластины от середины паза для пластин толщиной по рабочей поверхности до 4 *мм* не должно превышать 1,25 *мм* у тяговых двигателей без траверсы и 2 *мм* у двигателей с траверсой. При толщине пластин свыше 4 *мм* допускаются смещения соответственно 1,5 и 2,5 *мм*.

После напрессовок проверяют отсутствие замыканий между пластинами коллектора, тщательно удаляют с них заусенцы, запиливают острые края пазов и продувают их сжатым воздухом. Затем при нали-

чии уравнительных соединений производят изолировку корпуса коллектора под укладку этих соединений. При этом поверхность обмоткодержателя и каждый слой изоляции смазывают лаком БТ-99. Изоляцию послойно скрепляют стеклолентой и окончательно осаживают стальным проволочным бандажом с натяжением 160—200 *кГ*. Изолированный сердечник нагревают в течение 3 *ч* в индукционной печи, имеющей температуру 100—130° С. После этого сердечник в горячем состоянии покрывают для защиты от коррозии лаком 458 или 447 и охлаждают до окружающей температуры. Затем с него снимают осадочный проволочный бандаж и укладывают уравнительные соединения с последующей их осадкой и бандажировкой в тех случаях, когда это предусмотрено конструкцией. Натяжение проволоки при этом указано в табл. 37. Если якорь пропитывают лаком ФЛ-98, то сердечники не окрашивают.

Таблица 37

Операция	Натяжение проволоки в *кГ* для двигателей			
	НБ-411	НБ-406Б	НБ-412М	НБ-414В, НБ-418К, НБ-420А
Осадка подбандажной изоляции	—	270—320	270—320	270—320
Осадка уравнительных соединений	—	150—175	150—175	150—175
Постоянная бандажировка уравнительных соединений	—	90—110	90—110	—
Осадка обмотки	235—270	235—270	235—270	235—270
Временная бандажировка	235—270	235—270	235—270	235—270
Наложение постоянных проволочных бандажей:				
нижний слой	235—270	235—270	205—240	—
верхний слой	215—250	215—250	190—224	—
Наложение постоянных стеклобандажей	—	—	100—110	100—110

Изолировку обмоткодержателей для укладки и обмотки якоря производят после пайки постоянных бандажей на уравнительных соединениях. Уложенную изоляцию осаживают проволочным бандажом так же, как и изоляцию под укладку уравнителей, и сушат с сердечником в индукционной печи в течение 4 *ч*.

В случае разрезной обмотки до изолировки обмоткодержателей к задней нажимной шайбе крепят стальной фланец с временным изоляционным фланцем. Перед укладкой обмотки производят разметку якоря.

До разметки якоря проверяют отсутствие между пластинами замыканий, а после разметки снимают с нажимных шайб проволочные бандажи и дополнительно выравнивают обмоткодержатели изоляцией. При разрезной обмотке в пазы якоря вначале укладывают нижние полукатушки, предварительно нагретые примерно до 65° С. После этого якорь в течение 4 *ч* нагревают в печи до температуры 110—115° С, а затем на якорь немедленно укладывают осадочный бандаж из нелуженой бандажной проволоки диаметром 2,5—3 *мм* с натяжением (см. табл. 37). Перед наложением бандажа на лобовые части укладывают предохранительную изоляцию, а в пазы устанавливают осадочные деревянные клинья. После остывания якоря с него снимают бандажи и клинья, устанавливают междуслойную изоляцию и осаживают концы полукатушек в шлицы петушков. Зазоры между дном шлица и обрезом конца не допускаются. Затем производят укладку, нагрев и осадку верхних полу-

катушек. После наложения временного бандажа якорь подвергают испытанию на пробой относительно корпуса соответствующим напряжением.

Для пайки соединительных скобок (см. рис. 192, *в*) с якоря снимают стальной фланец, защищающий заднюю лобовую часть обмотки, и припаивают скобки к концам верхних полукатушек. После пайки опиливают острые углы скобок и изолируют скобки гибким миканитом, а затем между ними устанавливают прокладки из коллекторного миканита и ставят на место стальной и изоляционный фланцы.

При неразрезной обмотке якоря на дно паза закладывают нижнюю сторону первой катушки, а ее концы — в шлицы коллекторных пластин. Верхнюю сторону этой же катушки следует временно заложить в паз по шагу обмотки. Так же укладывают катушки в пределах всего пазового шага и при дальнейшей намотке якоря. При обмотке изолируют пазовую и лобовые части между катушками. Перед укладкой катушек на участке замыкающего пазового шага временно заложенные верхние стороны катушек освобождают из пазов, на их место укладывают нижний слой, а затем и верхние слои соответствующих катушек.

Осадку неразрезной обмотки производят после укладки верхнего и нижнего слоев. Если для крепления катушек в пазах якоря предусмотрены пазовые клинья, то их устанавливают с помощью пневматического молотка после осадки обмотки и испытания напряжением корпусной и витковой изоляции якоря. На лобовые части обмотки укладывают временные бандажи. Если предусмотрено крепление обмотки только бандажами, то временный бандаж накладывают до пайки коллектора и на пазовую часть обмотки.

Пайку обмоток в петушки коллектора у якорей отечественного производства и изоляцией класса В выполняют в индукционных печах припоем ПОС-61 при достижении им температуры 300—320° С в течение 12—15 *мин* до полного пропаивания петушков. В процессе пайки следят за тем, чтобы припой не попал в обмотку и на миканитовый конус, а также не допускают чрезмерного нагрева припоя и коллектора.

Качество лужения проводников, шлицев коллекторных пластин и пайки петушков во многом определяет эксплуатационные качества тягового двигателя. Пропаянные соединения обмотки якоря с коллектором должны иметь высокую механическую прочность, хорошую проводимость, повышенную устойчивость к коррозии и случайным повышениям температуры. По окончании пайки якорь ставят в вертикальном положении на подставку и выдерживают до остывания припоя в продолжение 10—15 *мин*. Через 30—40 *мин* после окончания пайки производят первую подтяжку коллекторных болтов на верстаке. Подтяжку осуществляют постепенно и плавно с последовательным чередованием болтов, расположенных диаметрально.

Для повышения электрической прочности, монолитности и теплопроводности обмотку якоря пропитывают различными пропиточными изоляционными лаками печной сушки. В настоящее время для пропитки обмоток применяют термореактивный лак ФЛ-98, который обладает высокой цементирующей способностью и сохраняет ее при длительном старении, а также хорошо затвердевает в слое большой толщины. До пропитки и после нее якорь сушат в вакуумной печи с индукционным обогревом. Режимы сушки приведены в табл. 38.

Для первой пропитки якорь устанавливают в вакуумный бак, в который при разрежении 350—400 *мм рт. ст.* затягивается лак до верхней грани петушков коллектора. Затем в баке создают избыточное давление, равное 2 *атм*, при котором якорь выдерживают в течение 30 *мин*.

Таблица 38

Операции при сушке якоря	Разрежение в печи в *мм рт. ст.*	Температура якоря в °С	Продолжительность сушки в *ч*	Сопротивление изоляции в конце сушки в *Мгом* не менее
Перед первой пропиткой:				
нагрев	Атмосферное давление	100—105	—	—
сушка		100—105	2	—
сушка	500—750	100—105	5	5
После первой пропитки:				
сушка	500—750	80—100	2	—
нагрев	Атмосферное давление	150—160	—	—
сушка		150—160	3	—
Нагрев якоря перед второй пропиткой	То же	70—80	—	—
После второй пропитки:				
сушка	500—750	80—100	2	—
нагрев	Атмосферное давление	150—160	—	—
сушка	500—750	150—160	4	—
сушка	Атмосферное давление	150—160	18—20	0,4

После этого якорь вынимают из бака и производят окраску ленточного бандажа на переднем конусе его коллектора с последующей сушкой. По окончании сушки подтягивают коллекторные болты, вторично красят передний конус коллектора, накладывают и припаивают постоянные проволочные бандажи или накладывают бандажи из стеклобандажной ленты размером 0,15 × 18 *мм*, состоящей из продольных ориентированных стеклянных нитей ЭКБ-3, пропитанных в лаке ПЭ-933. Затем в третий раз окрашивают конус коллектора, после чего якорь сушат в вакуумной печи, нагревая до температуры 70—80° С.

Для лучшей защиты изоляции обмотки якоря от атмосферных воздействий и загрязнений в процессе эксплуатации перед наложением постоянных бандажей все пустоты в обмотке заполняют пастой вблизи петушков коллектора и при выходе якорных катушек из пазов. Для этого применяют одну из замазок, указанных в табл. 39.

Таблица 39

Замазка ЗТПЭ	Компоненты в частях					
	Полиэфир МГФ-9	Полиэфир № 1	Эпоксидная смола	Малеиновый ангидрид	Паста ПДБФ	Тальк
I вариант	30	20	36,5	13,5	—	160
II вариант	30	20	36,5	—	1,0	140

Вторую пропитку якорей тяговых двигателей в лаке ФЛ-98 производят окунанием с выдержкой в лаке в течение 8—10 *мин*. После пропитки необходимо дать возможность стечь с якоря излишкам лака (в течение 15—20 *мин*). После этого вновь красят поверхность конуса коллектора и сушат якорь в вакуумной печи. Затем окончательно окрашивают конус коллектора, еще раз подтягивают коллекторные болты и производят окончательную отделку якоря. К окончательной отделке относятся такие операции, как балансировка якоря, обтачивание и шлифование коллектора, продороживание его межламельной изоляции,

Таблица 40

Испытываемая изоляция	Операции, после которых проводится испытание	Продолжительность испытаний в *сек*	Испытательные напряжения в *кв* для электродвигателей					
			НБ-411 (1500/3000*)	НБ-406Б (1500/3000*)	НБ-412М (1450)	НБ-412К (1600)	НБ-418К (950)	НБ-420А (1500/3000*)
Между отдельными проводниками катушки якоря	Окончательная отделка (при приемке или перед сдачей на склад)	30—35	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
Корпусная пазовой части катушки якоря		60	12	14	10,5	10,5	9	19
Межламельная коллектора	Статическая формовка и протачивание коллектора, динамическая формовка и охлаждение коллектора, отделка коллектора, осадка уравнителей перед обмоткой якоря, укладка и осадка нижнего слоя разрезной обмотки или укладка нижних концов в коллектор	1	0,5—0,6	0,5—0,6	0,5—0,6	0,5—0,6	0,5—0,6	0,5—0,6
Между коллектором и корпусом при температуре 15—20° С	Отделка коллектора	60	11	11	11	11	8	16
	Напрессовка коллектора на втулку якоря	60	10,5	10,2	9,5	9,5	7,5	15
Между уравнителями	Осадка уравнителей перед обмоткой якоря	1	—	0,5	0,5	0,5	0,5	1
Между нижним слоем обмотки якоря и корпусом при температуре 15—25° С	Укладка и осадка нижнего слоя разрезной обмотки якоря	60	9,5	—	—	—	—	—
Обмотки якоря при температуре 15—25° С	Осадка верхнего слоя катушек якоря	60	9,7	9,7	7,5	7,5	7	14
	Установка пазовых клиньев, сварка и изолировка соединительных скоб разрезной обмотки	60	9,25	9,1	7	7	6,5	12
	Отделка якоря	60	8,5	8,1	6,8	6,8	6,2	11

Продолжение табл. 40

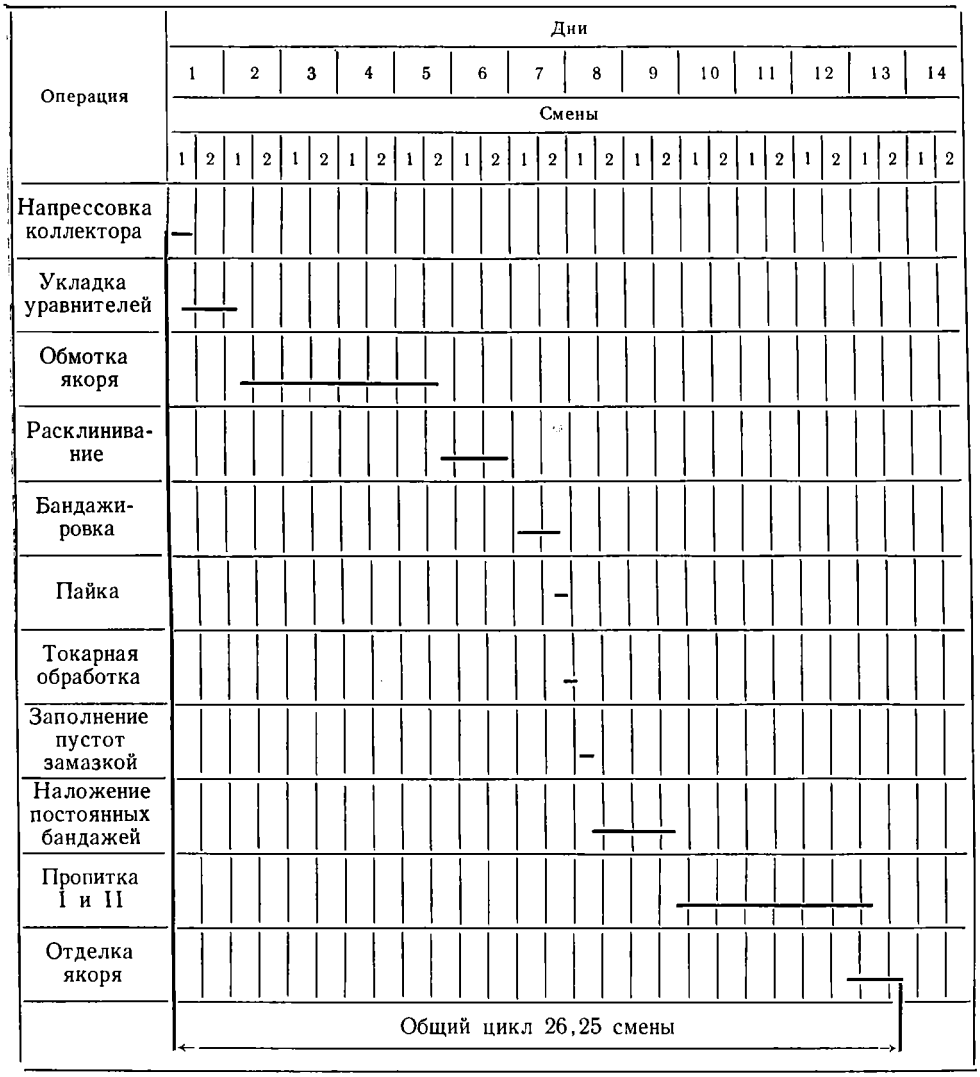
Испытываемая изоляция	Операции, после которых проводится испытание	Продолжительность испытаний в *сек*	Испытательные напряжения в *кв* для электродвигателей					
			НБ-411 (1500/3000*)	НБ-406Б (1500/3000*)	НБ-412М (1450)	НБ-412К (1600)	НБ-418К (950)	НБ-420А (1500/3000*)
Между витками катушек якоря (с помощью установки ИУ-57)	Установка пазовых клиньев Пайка и обтачивание коллектора Окончательная отделка якоря	30 30 30	3 3 3	3 3 3	3 3 3	3 3 3	3 3 3	3 3 3
Между бандажами и сердечником якоря при температуре 15—20° С	Постоянная бандажировка	60	0,5	0,5	0,5	0,5	—	—
Между полюсными катушками и корпусом	Окончательная отделка катушек Установка катушек в остов	60 60	— 8,5	11,8 8,5	9 8	10* (9**) 8,0	8 7	16* (14**) 12
Между пальцами кронштейнов щеткодержателей и корпусом	Механическая обработка (запрессовка пальцев в кронштейн) Окончательная обработка и насадка фарфоровых изоляторов	60 60	10 9	10 9	15 15	15 15	15 15	— 15
Тягового двигателя (определение сопротивления меггометром на 2,5 *кв* при температуре 70—100° С в *Мом*)	Испытания на нагрев на испытательном стенде (ГОСТы 183—66 и 2582—66)	—	3	3	2,5	3,0	—	3,0
Тягового двигателя относительно корпуса при температуре 70—100° С	Сборка	60	7,6	7,6	6,0	6,0	4,8	9,8

* В числителе указано напряжение на зажимах тягового двигателя, а в знаменателе — потенциал токоведущих частей относительно земли.
** Для компенсационной обмотки.
*** Для полюсных катушек.

снятие фасок на кромках коллекторных пластин и на их торцах, а также окончательное покрытие поверхностей сердечника и обмотки якоря защитным слоем эмали ГФ-92-ХС, ГФ-92-ХК или ПКЭ-19. Готовые якори испытывают на электрическую прочность межвитковой и корпусной изоляции согласно табл. 40.

В графике 2 дан технологический цикл изготовления якоря тягового двигателя НБ-412К.

ГРАФИК 2



§ 46. СТЕКЛОПЛАСТОВАЯ ИЗОЛЯЦИЯ ОБМОТОК ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

В настоящее время при применении обычных изоляционных и электромагнитных материалов дальнейшее повышение мощности тяговых двигателей, становится менее осуществимым. Микалентная изоляция обмоток значительно затрудняет теплоотдачу от поверхностей обмоточной меди. При необходимости повышения мощности применение этой

изоляции приводит к увеличению веса двигателя. Использование для обмотки якоря изоляционных материалов классов F и H позволяет повысить допустимые перегревы, но при этом усложняется технология изготовления тягового двигателя и ухудшаются условия его работы, так как повышается температура двигателя.

Установлено, что монолитная изоляция более чем в 5 раз повышает надежность и срок службы тяговых двигателей. При этом резко повышается теплопроводность изоляции (до 25—30%). Одним из путей дальнейшего повышения мощности тяговых двигателей без увеличения их веса является улучшение условий теплоотдачи корпусной изоляции обмоток двигателя. В настоящее время получена корпусная изоляция обмоток тяговых двигателей, соответствующая по нагревостойкости изоляции класса F.

В качестве изоляционного материала использован стеклопласт, обладающий наряду с высокими физико-механическими свойствами и очень высокой адгезией к меди, чем достигается монолитность изоляции. Связующим является компаунд ЭК-20, полученный при совмещении эпоксидных смол и полиорганосилоксанов, который после отверждения эндик-ангидридом имеет оптимальные физико-механические свойства. Наполнителем изоляции на прямолинейных участках катушек служит стеклослюдинитовое полотно $Л_2С25К_с$ на стирольном каучуке, ТУ ОАИ.503.059, на углах катушек — стеклослюдинитовая лента $Л_2С40К_с$ (С), ТУ ОАИ.503.059. Количество слоев изоляции указано в табл. 30.

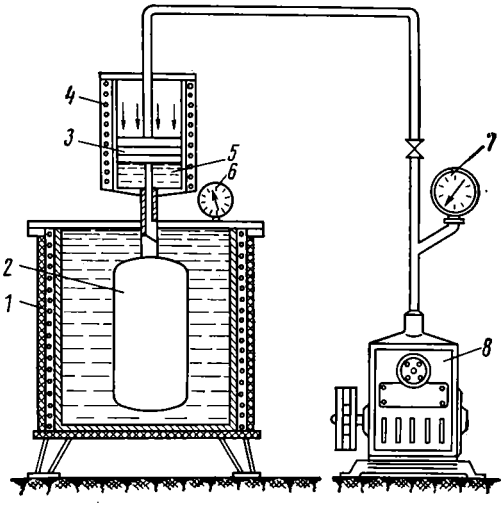


Рис. 201. Схема установки для пропитки катушек:

1 — автоклав; *2* — резиновый мешок с катушкой; *3* — поршень; *4* — сосуд для связующего; *5* — эпоксидный компаунд; *6* — манометр; *7* — вакуумметр; *8* — вакуумный насос

Для пропитки катушек компаундом спроектирована и изготовлена установка (рис. 201).

При подготовке катушек к пропитке набирают витковую изоляцию из сухих асбобумажных прокладок толщиной 0,3 *мм*, сушат комплект меди с прокладками в специальном приспособлении. Корпусную изоляцию выполняют простынками из стеклослюдинитового полотна на прямолинейных частях катушек и в виде непрерывной многослойной изоляции из стеклослюдинитовой ленты размером 0,13 × 25 *мм* на лобовых частях. Прямолинейные части катушек по наружным боковым сторонам не изолированы. Общая толщина слоя изоляции 1,3 *мм*.

После сушки катушки при температуре 180° С в течение 3—4 *ч* для фиксации размеров внутреннего окна вставляют ложный полюс из силумина. К лобовой части прикрепляют планку с отверстием для литника. Затем катушку помещают в резиновый мешок. После ввертывания литника в планку через отверстие в мешке проверяют герметичность мешка под вакуумом.

Технологический процесс пропитки следующий. Битум в автоклаве *1* предварительно выпаривают до прекращения выделения пузырей и

нагревают до 170° С; после погружения резинового мешка *2* с катушкой в автоклав (для удобства мешок предварительно помещают в металлическую корзину) литник, прикрепленный к катушке шлангом, соединяется с вакуумным насосом *8* и сосудом для эпоксидного компаунда *5*. После герметизации автоклава *1* и прогрева катушки в резиновом мешке в течение 3—4 *ч* (время прогрева для катушки соответствующего размера уточняют опытным путем) включают вакуумный насос и производят сушку под разрежением в течение 2,5 *ч*. Отключение вакуумного насоса и соединение автоклава с сосудом *4*, в который предварительно наливают эпоксидный компаунд, производят одновременно. Связующее поступает в катушку сначала самотеком, затем под давлением, которое создается в сосуде поршнем *3*. По мере нагнетания связующего в катушку давление в автоклаве возрастает. Когда поршень занимает нижнее положение, пропитку прекращают и сосуд для связующего отключают. Для отверждения связующего катушки выдерживают в автоклаве 12 *ч*, после чего их подвергают термической обработке в течение 20 *ч* при температуре 180° С.

Подобным образом изготовляют катушки и заливают обмотки якоря. Циклические испытания макетов катушек, каждый цикл которых состоял из 10-кратного старения при температуре 180° С в течение 12 *ч* и охлаждения до температуры — 50° С в течение 2 *ч* с последующей вибрацией в затянутом состоянии (2 млн. циклов при частоте 10 *гц* и влажности 96%) в течение 5 суток, подтвердили высокие характеристики изоляции. Пробивное напряжение образцов стеклопластовой изоляции толщиной 1,5 *мм* в исходном состоянии составило 41 *кв*. После пяти циклов монолитность изоляции почти не изменилась, а электрическая прочность и величина удельного объемного сопротивления остались стабильными. Указанная изоляция применена для полюсных катушек партии тяговых двигателей НБ-418К, НБ-414М и НБ-420А.

Кроме того, стеклопластовую изоляцию имеют якори тяговых двигателей НБ-414М и НБ-418К. Результаты тепловых испытаний тяговых двигателей НБ-414М с стеклопластовой изоляцией приведены в табл. 41.

Таблица 41

Ток якоря в *а*	Ток возбуждения в *а*	Режим работы	Температура перегрева в °С		
			якоря	катушек главных полюсов	катушек дополнительных полюсов
1030	980	Часовой	132	132	135
950	910	»	106	104	104
870	830	»	92	79	79
980	925	Длительный	121	130	126
900	860	»	106	104	100
810	770	»	88	64,5	71,5

Из данных, приведенных в табл. 41, видно, что мощность тягового двигателя НБ-414М при использовании для всех обмоток стеклопластовой изоляции в часовом режиме может быть повышена примерно на 18%.

§ 47. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ УЗЛА ТРАВЕРСЫ И ЩЕТКОДЕРЖАТЕЛЕЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Траверсы и щеткодержатели тягового двигателя работают в условиях постоянных динамических воздействий и электрических перегрузок. Поэтому к конструкции и технологии их изготовления предъявляются

достаточно жесткие требования, которые сводятся к обеспечению следующего:

высокой механической прочности траверсы, щеткодержателей и их кронштейнов;

высокой электрической прочности изоляции кронштейнов;

равномерного расположения щеткодержателей по окружности коллектора, без перекосов относительно продольной его оси и относительно рабочей поверхности по высоте щеток;

высокой износостойкости корпуса щеткодержателя и других деталей;

равномерного и постоянного нажатия на щетки во всем диапазоне их износа.

Кольцевые зубчатые траверсы, применяемые на отечественных тяговых двигателях, отливают из стали 25Л1. Основными операциями их механической обработки являются обтачивание посадочной поверхности и сверление отверстий с резьбой или без нее для крепления кронштейнов. Отклонение от перпендикулярности их поверхности к поверхности опоры торцов пальцев не должно превышать 0,05 *мм* на длине пальца 100 *мм*. При растачивании отверстий по посадочной поверхности траверсы, как правило, возникают деформации, не позволяющие выполнить растачивание с минимальными допусками по диаметру и тем самым обеспечить точную посадку траверсы в подшипниковый щит, исключив ее перемещения от тряски и ударов при движении электровоза. Для беззазорного соединения траверсы со щитом ее делают разрезной со специальным разжимным устройством (см. рис. 136, *а*), позволяющим с помощью резьбового стержня устранять зазор и надежно крепить траверсу. С той же целью посадочные поверхности траверсы и подшипникового щита могут быть выполнены с коническими поясками, с помощью которых при осевом закреплении траверсы ликвидируются радиальные зазоры и обеспечивается посадка с натягом.

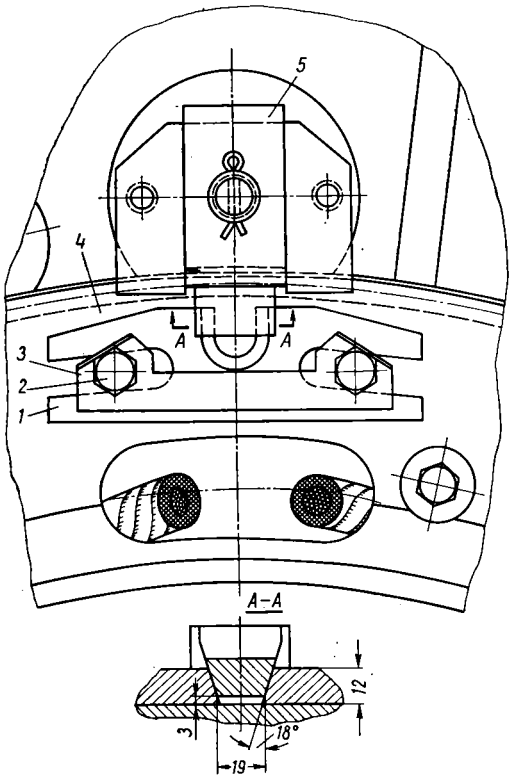


Рис. 202. Стопорное устройство траверсы щеткодержателей двигателя НБ-412М:

1 — накладка; *2* — болт; *3* — стопорная шайба; *4* — траверса; *5* — фиксатор

Существует несколько стопорных устройств, при использовании которых необходимо дополнительно обрабатывать траверсу. Например, в тяговом двигателе НБ-412М для фиксатора на траверсе (рис. 202) сверлят два отверстия с резьбой М16, производят рифление поверхности траверсы для фиксированного соединения с накладкой, поверхность которой имеет такое же рифление, и делают конический паз для фиксатора. В зависимости от технологических возможностей рифление может быть

выполнено непосредственно на поверхности траверсы или на отдельной планке, которую затем вваривают в специально выфрезерованное углубление в теле траверсы. После механической обработки траверса не менее 2 раз должна быть покрыта дугостойкой красной эмалью ГФ-92-ХК. Кабельные или шинные соединения крепят на траверсе с помощью плоских скоб и болтов.

Корпусы щеткодержателей изготовляют литьем под давлением в стальных формах на специальных литейных машинах типа Поллак-2255 с вертикальной камерой прессования при давлении 120 *кГ/см*². Наиболее важные технологические операции — протяжка окна под щетки и нарезание гребенки на привалочной поверхности крепления щеткодержателя к кронштейну. Допуски на размеры окна должны быть такими, чтобы суммарный зазор между стенкой окна и щеткой по ширине был в пределах 0,05—0,1 *мм*, а по длине — не более 0,3 *мм*. Расстояние между плоскостью вершин зубьев гребенки и осью окна под щетки следует выдерживать с точностью ±0,05 *мм*. Отклонение от параллельности профиля зуба по высоте относительно рабочей поверхности коллектора не должно превышать 0,2 *мм* на длине 60 *мм*, а относительно продольной оси коллектора — не более 0,1 *мм*. Чистота обработанной поверхности в окне должна быть не ниже ∇6. Материал должен быть плотным, без раковин и других дефектов, и гарантировать достаточные механическую прочность и износостойкость. Окончательно обработанный корпус, кроме контактных поверхностей, красят дугостойкой эмалью.

Нажимные устройства в щеткодержателях тяговых двигателей выполняют со спиральными пружинами из плоской ленты (см. рис. 106, *б*) или с цилиндрическими пружинами из круглой проволоки (см. рис. 106, *а*). Цилиндрические пружины обеспечивают большее постоянство нажатия на щетки во всем диапазоне допустимого их износа и более компактны. Они просты в изготовлении и значительно удобнее в обслуживании. Основным их рабочим элементом является пружина, от которой во многом зависит плавность нажатия на щетку и работа щеткодержателя. Поэтому при изготовлении пружин необходимо строго соблюдать технологию термической обработки и выдерживать их размеры.

При изготовлении других деталей нажимных механизмов штамповкой, а также при обтачивании требуется обеспечить высокие точность и износостойкость, исключить излишние трения в местах подвижных соединений.

От конструкции кронштейнов зависит механическая надежность и жесткость крепления щеткодержателей, надежность их изоляции от корпуса тягового двигателя. На тяговых двигателях электровозов устанавливают разъемные и неразъемные кронштейны. В неразъемных кронштейнах пальцы изолируют слюдой, эпоксидной смолой или пресс-массой АГ-4. В разъемных кронштейнах слюдяная изоляция пальцев не применяется.

В разъемных кронштейнах пальцы изготовляют отдельно от корпуса. Палец, показанный на рис. 105, *а*, представляет собой специальную стальную шпильку из стали 45, опрессованную пресс-массой АГ-4. Форма шпильки должна обеспечивать высокую механическую прочность соединения с пресс-массой и хорошие условия прессования. Перед запрессовкой пресс-масса АГ-4 при температуре, равной температуре окружающего воздуха, должна быть подвергнута сушке до влажности не более 2—3%. Шпильку на резьбе устанавливают в прессформу. Затем прогревают и закладывают в прессформу необходимое количество пресс-массы. Прессование производят 3 раза подряд под давлением 450 *кГ/см*² в течение 1—1,5 *мин*. Затем давление снижают до 200—250 *кГ/см*², при-

чем деталь выдерживают под таким давлением в течение 40 *мин*. Температура прессформы при прессовании должна быть 110—120° С. После этого производят распрессовку и отделку пальца. После отделки пальцы подвергают термической обработке при температуре 120—130° С в течение 2—3 *ч*, а затем окрашивают эмалью ГФ-92-ХК и сушат в паровой печи в течение 24 *ч*. Готовые пальцы испытывают напряжением 15 *кв* частотой 50 *гц* в течение 1 *мин*. Кроме того, из каждых 150 пальцев один палец испытывают на изгиб усилием 750 *кГ*, приложенным на расстоянии не более 10 *мм* от конца цилиндрического стержня.

Палец, показанный на рис. 105, *б*, изготовлен путем армирования методом заливки стальной шпильки специальным компаундом на основе эпоксидной смолы. Процесс изготовления таких пальцев сложнее, а надежность в эксплуатации недостаточна, поэтому эти пальцы заменены пальцами из пресс-массы АГ-4.

§ 48. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Механическая обработка составляет примерно 20—30% общей трудоемкости изготовления тягового двигателя. Основная задача при механической обработке заключается в выполнении с необходимой степенью точности элементов размерных цепей для правильного положения и взаимодействия всех узлов и деталей в двигателе при его работе. В двигателе в осевом и радиальном направлениях скомпоновано значительное число конструктивных элементов разной сложности. Для того чтобы тяговый двигатель работал нормально, желательно его основные детали изготовлять с возможно большей точностью. Поверхности в тяговых двигателях сопрягают, как правило, по 2-му и 3-му классам точности. При работе двигателя его вал испытывает значительные знакопеременные напряжения. Поэтому он должен обладать достаточными прочностью и жесткостью и должен быть тщательно обработан. При изготовлении вала из термически обработанной стали выполняют такие операции, как отрезание заготовки, центрирование, обдирка, чистовая обработка и шлифование. При обработке вала на его поверхности недопустимо наличие резких переходов, резьбы, кольцевых и шпоночных канавок.

Подшипниковые щиты тяговых двигателей центрируют с остовом при помощи внутреннего замка. Главное требование к изготовлению подшипниковых щитов состоит в обеспечении в собранном двигателе соосности якоря с внутренним отверстием остова под установку главных и дополнительных полюсов. Поэтому при обработке щитов торцовое и радиальное биения поверхности борта, служащего для соединения с остовом, относительно отверстия под подшипник должны быть минимальными, что достигается обработкой этих поверхностей с одной установки.

При изготовлении подшипниковых крышек и лабиринтовых колец нужно обеспечить концентричность поверхностей, образующих лабиринтовые уплотнения, радиальные зазоры которых не должны превышать 0,5 *мм*.

Остовы двигателей могут быть цилиндрической формы или иметь форму восьмигранника. Остов представляет собой стальную отливку или литой корпус, в который запрессован шихтованный сердечник статора. Технология изготовления остовов каждого варианта имеет отличия. В процессе изготовления остова выполняют такие технологические операции, как обработка внутренней поверхности под установку сердеч-

ников полюсов и катушек, посадочных горловин поверхностей для установки щитов, растачивание и строгание поверхностей под посадку вкладышей и букс моторно-осевых подшипников, фрезерование площадок и сверление отверстий для крепления кронштейнов щеткодержателей, сверление отверстий под полюсные болты. Механическую обработку остовов производят преимущественно на специальных и уникальных станках.

Наиболее технологичен цилиндрический остов, в котором производят с одной установки растачивание поверхностей под полюсы, под посадку щитов и моторно-осевых вкладышей. При этом обработку моторно-осевой части выполняют совместно с буксами. Для этого в остове и в буксах предварительно строгают сопрягаемые поверхности и производят сверление отверстий под болты крепления букс к остову.

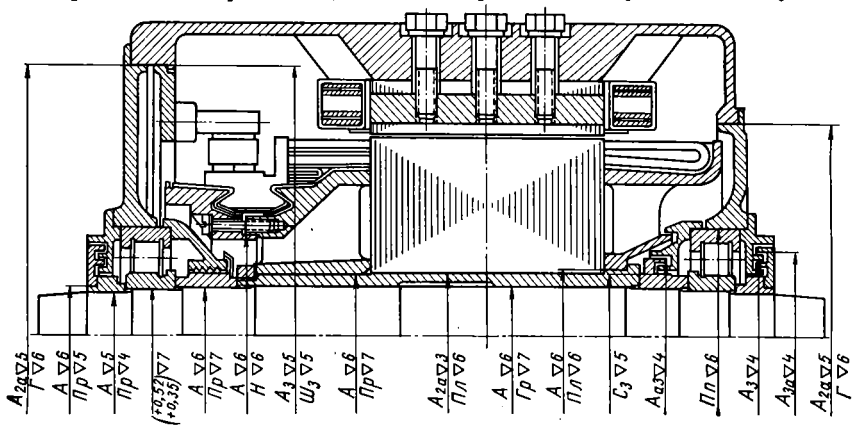


Рис. 203. Схема основных посадок и чистота обработки сопрягаемых поверхностей в тяговом двигателе

При изготовлении остова с шихтованной вставкой последнюю шихтуют на стержнях, прессуют и обтачивают вне корпуса, а затем под давлением до 100 *Т* запрессовывают в отверстие корпуса до упора, после чего под давлением пресса с другого торца в сжатом состоянии приваривают к корпусу. В таком остове отпадает необходимость сверлить отверстия для крепления полюсов, так как дополнительные полюсы составляют часть статора, а главные полюсы закреплены изнутри болтами, ввернутыми в стержни шихтованной вставки. Точность установки полюсов в этом случае значительно выше, чем при непосредственном креплении полюсов к остову.

В остовах, имеющих форму восьмигранника, трудоемкость обработки внутренней поверхности под установку сердечников и катушек значительно возрастает. В таких остовах поверхности под сердечники главных полюсов растачивают, а под сердечники дополнительных полюсов и под катушки строгают. Сверление отверстий под полюсные болты производят на многошпиндельных станках. Схема посадки и чистота обработки сопрягаемых поверхностей основных конструктивных элементов тяговых двигателей приведены на рис. 203.

§ 49. СБОРКА ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ И ТРЕБОВАНИЯ, ПРЕДЪЯВЛЯЕМЫЕ К ЕЕ ТОЧНОСТИ

Сборку тягового двигателя начинают с посадки на вал внутренних колец подшипников качения. Если имеются внутренние крышки подшипников, то их надевают до посадки подшипников. Посадку внут-

ренних колец подшипников на вал производят с натягом 0,35—0,077 *мм* для внутренних колец и 0,018 *мм* — для наружных. Перед посадкой кольца нагревают в масляной ванне до температуры 80—90° С. При этом совершенно недопустимо нарушение комплектации колец одного подшипника и смешивание их с кольцами других подшипников. При сборке подшипниковых узлов их заполняют консистентной смазкой.

Затем остов со смонтированными полюсами и катушками устанавливают на торец вверх горловиной, расположенной со стороны коллектора для посадки в нее подшипникового щита. Посадку следует производить с помощью гидравлического пресса без перекосов щита в горловине. После посадки щита и затяжки его болтов остов переворачивают на 180° и устанавливают на выверенные по уровню призматические подкладки. Если тяговые двигатели имеют траверсу, то ее опускают в остов и устанавливают в переднем подшипниковом щите. Потом в остов с большой осторожностью с помощью крана опускают якорь коллектором вниз. Когда якорь установлен на место, запрессовывают с помощью гидравлического пресса второй подшипниковый щит и затягивают болты его крепления.

После этого двигатель устанавливают в горизонтальное положение, монтируют щеткодержатели, соединяют выводы цепи катушек дополнительных полюсов с кронштейнами щеткодержателей, закрепляют траверсу, если она имеется, и насаживают лабиринтовые кольца. Затем тяговый двигатель подключают к сети постоянного тока пониженного напряжения для проворачивания якоря. При этом проверяют, есть ли радиальные или торцовые «затирания» лабиринтных уплотнений, свес щеток на коллекторе с учетом разбега якоря, а также убеждаются в нормальной работе подшипников качения. После остановки якоря замеряют величину его осевого разбега и осматривают тяговый двигатель. Затем производят контрольные испытания двигателя. При этих испытаниях траверсу устанавливают по геометрической нейтрали и закрепляют окончательно в этом положении.

После контрольных испытаний производят отделку двигателя. При отделке устанавливают вкладыши и буксы моторноосевых подшипников, крышки коллекторных люков, заливают головки болтов компаундом, стопорят крепежные детали и окрашивают двигатель.

Точность сборки тягового двигателя и его узлов должна обеспечивать:

1) разбег якоря, предусмотренный технической документацией;

2) отсутствие свеса щеток с коллектора при максимально допустимом разбеге якоря;

3) правильное положение подшипников и их исправность при длительной работе;

4) расчетные натяги, предотвращающие поворот и осевые смещения элементов конструкции;

5) номинальные зазоры, исключающие трение подвижных поверхностей о неподвижные и не снижающие эксплуатационных качеств двигателя из-за их чрезмерной величины;

6) равномерную в заданных пределах силу нажатия на щетки во всем диапазоне допустимого их износа;

7) точное положение всех щеток по геометрическим нейтралям тягового двигателя;

8) равномерное распределение коллекторных пластин в пределах дуг полюсных делений;

9) правильное положение сердечников всех полюсов относительно геометрических осей тягового двигателя.

Влияние различных технологических отклонений при сборке двигателя на его коммутацию сказывается по-разному. Так, для тягового двигателя НБ-412М установлено, что одновременное и одинаковое смещение всех щеток с нейтрали в ту или другую сторону по окружности коллектора приводит к изменению реактивной э. д. с. в коммутируемых секциях, увеличивая ее при смещении щеток в направлении вращения якоря и уменьшая при смещении щеток в противоположном направлении. Это происходит из-за попадания смещенных коммутируемых секций в зону действия главных полюсов определенной полярности.

Смещение отдельных щеткодержателей с нейтрали даже при точной установке дополнительных полюсов в одинаковом распределении числа коллекторных пластин на полюсное деление вызывает более сильное искрение под отдельными щетками, чем одновременное смещение всех щеткодержателей. Это объясняется тем, что часть секций в момент коммутации выходит из зоны действия дополнительных полюсов, в результате чего нарушается процесс компенсации реактивной э. д. с. Кроме того, при этом нарушается симметрия якорной обмотки, что приводит к появлению между отдельными щетками значительных уравнительных токов, резко увеличивающих плотность тока под этими щетками. Такой же результат будет при смещении отдельных дополнительных полюсов с геометрических осей.

При изменении номинального расстояния между наконечниками соседних главного и дополнительного полюсов вследствие смещения одного полюса на 2 *мм* было отмечено ухудшение коммутации на 1—2 балла. Смещение отдельных главных полюсов от их номинального положения на 2,5—2,75 *мм* приводит к ухудшению коммутации на 0,5—1 балла,

ГРАФИК 3

Операция	Дни							
	1		2		3		4	
	Смены							
	1	2	1	2	1	2	1	2
Монтаж подшипниковых щитов	—							
Монтаж траверсы	—							
Сборка двигателя		—	—					
Испытание двигателя			—	—				
Отделка двигателя с распрессовкой моторно-осевых подшипников				—	—			•
Сдача двигателя представителю заказчика					—			
Монтаж колесной пары с двигателем						—	—	—
	Общий цикл 7,74 смены							

а при больших нагрузках вызывает недопустимое искрение. При установлении допусков на магнитную систему двигателя, коллектор и щеткодержатель исходят из оптимальных производственных возможностей. В графике 3 приведен технологический цикл сборки тягового двигателя НБ-412К.

§ 50. ОСОБЕННОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Технология изготовления вспомогательных машин и их отдельных узлов имеет некоторые особенности в сравнении с технологией изготовления тяговых двигателей.

Якорные и полюсные катушки вспомогательных машин обычно изготовляют из изолированного провода, поэтому не требуется обрабатывать голые медные шины и накладывать витковую изоляцию. Для придания необходимой формы и монолитности якорной катушке перед наложением корпусной изоляции катушку смазывают лаком, нагревают в специальном нагревателе до температуры 90—110° С и затем в течение 15—20 *сек* выдерживают под прессом. Накладываемую после этого корпусную изоляцию в виде ленты или простынки промазывают лаком. Покровный слой тафтяной ленты, накладываемый сверху корпусной изоляции, закрепляют декстрином. Пропитку катушек якоря до и после наложения корпусной изоляции производят в лаке № 447 вязкостью 5—6° Э при температуре 50° С с добавлением 25% битума. Катушки погружают в эту смесь при температуре 50—60° С на 3—4 *мин*.

Перед пропиткой катушки якоря сушат в течение 3 *ч* при температуре 100—110° С; после пропитки их выдерживают на воздухе в течение 15—20 *мин* для стекания излишков пропиточной смеси и сушат при той же температуре до прекращения отлипания лака. Процесс пропитки повторяют дважды. Концы катушек, предварительно очищенные от изоляции, лудят припоем ПОС-40.

После изготовления катушек якоря их контролируют; при этом проверяют соответствие катушек чертежу, монолитность витков, электрическую прочность корпусной и витковой изоляций. Испытание производят переменным током промышленной частоты в течение 1 *мин* при проверке корпусной изоляции и в течение 2—3 *сек* при проверке витковой изоляции.

Ниже приведены данные об испытании корпусной и межвитковой изоляции:

Номинальное напряжение машины в *в*	3000	100 и ниже
Испытательное напряжение в *в* при проверке изоляции якорных катушек:		
корпусной	11 000	2300
межвитковой	220	220

При испытании корпусной изоляции пазовые части катушки закладывают в специальное металлическое приспособление. Напряжение подают на это приспособление и проводники катушки.

Витковую изоляцию проверяют путем подачи при помощи щупов испытательного напряжения на концы соседних витков. Одновременно контролируют правильность расположения витков.

Катушки полюсов наматывают с помощью специального шаблона на намоточном станке. При повреждении витковой изоляции в отдельных местах их изолируют лакотканью. Если длина провода для намотки катушки недостаточна, то допускается припайка концов оловянисто-свин-

цовым припоем ПОС-30 встык с наложением на место спая гильзы из тонкой луженой жести. Место спая тщательно изолируют.

После намотки катушки проверяют активное сопротивление катушки и витковую изоляцию. Поверхность намотанной катушки выравнивают деревянными клиньями, изоляционной замазкой и прокладками из электрокартона, после чего на катушку накладывают временный бандаж, а затем сушат и компаундируют. Если катушка после компаундировки не соответствует размерам, то ее опрессовывают в специальном приспособлении или добавляют выравнивающие прокладки из электрокартона. После этого накладывают корпусную изоляцию из лакоткани и киперной ленты. Во избежание утолщений киперную ленту на углах катушки подрезают по ширине.

Изолированную катушку покрывают слоем временного бандажа из киперной ленты и в таком виде повторно компаундируют. Компаундировку производят в автоклаве с масляным подогревом. После загрузки корзины с катушками в автоклав, температуру в нем поднимают до 140—160° С и в течение 10—12 *ч* сушат катушки при чередующихся циклах: разрежение 600—700 *мм рт. ст.* (0,5 *ч*); давление азота 6—7 *атм* (2,5 *ч*). В конце режима сушки создают разрежение 600—700 *мм рт. ст.* в течение 1 *ч*.

После этого в автоклав нагнетается компаундная масса, которая должна полностью покрыть катушки. Компаундировка проходит при давлении 6—8 *атм* в течение 3 *ч*. Временный бандаж после компаундировки снимают при температуре не менее 50° С.

Готовые катушки не должны иметь механических повреждений корпусной изоляции и выводов, складок изоляции. Каждую готовую катушку испытывают на электрическую прочность корпусной и витковой изоляций.

Корпусная изоляция, в том случае если катушка установлена между двумя металлическими плитами и внутри окна помещена металлическая оправа, должна выдерживать в течение 1 *мин* напряжения в *кв*, указанные ниже:

Катушки:	
последовательного возбуждения и дополнительных полюсов вспомогательных машин номинального напряжения 3 *кв*	9,7
возбуждения генераторов, питаемые от цепей управления	2,0
генераторов преобразователей, включаемые в силовую цепь электровоза	9,7
независимого возбуждения двигателей с номинальным напряжением 3 *кв*, питаемые от цепей управления	4,5

Якори вспомогательных машин в отличие от тяговых двигателей часто выполняют без втулки с насадкой детали непосредственно на вал. Процессы покрытия лаком листов якоря и сборки сердечников якорей вспомогательных машин такие же, как и для тяговых двигателей. Так как длина сердечника во вспомогательных машинах меньше длины сердечников тяговых двигателей, то промежуточного прессования сердечников вспомогательных машин обычно не делают, а после набора пакета его прессуют под давлением, зависящим от типа машины (табл. 42). Под давлением замеряют длину сердечника, и если она не соответствует установленной, то увеличивают или уменьшают число листов. После этого на вал напрессовывают нажимную шайбу, которую потом вместе с сердечником дополнительно прессуют.

У преобразователей сначала собирают сердечники якорей двигателей, а потом генераторов. Собранные сердечники сушат в печи в течение 2 *ч* при температуре 100—110° С, после чего окрашивают изоляционным лаком № 447 или 458 с последующей сушкой на воздухе. Вентилятор на-

Таблица 42

Машина	Усилие запрессовки сердечника якоря в *Т*	Усилие запрессовки нажимной шайбы в *Т*	Усилие дополнительного прессования сердечника с нажимной шайбой в *Т*
ДК-401В (двигатель)	51	24—38	60—65
ДК-401В (генератор)	37	19—31	45—50
НБ-429А (двигатель)	38—41	23—42	46—66
НБ-429А (генератор)	28—30	21—38	40—56
НБ-430А и НБ-431А	38—41	23—42	45—65
ДК-403Г и ДК-404А	26	14—24	32—38
ДК-405А и ДК-405К	15	1,5—4	12,5—15

саживают на вал после его предварительного подогрева в печи до температуры 200—250° С.

Процессы сборки коллекторов тяговых двигателей и вспомогательных машин полностью аналогичны. В зависимости от типа двигателя меняются только усилия прессования пластин в кольце (табл. 43), количество и режимы статической и динамической формовок. Перед прессованием и динамической формовкой коллектора его нагревают до температуры 150—170° С. Динамическая балансировка продолжается 15—20 *мин*. Скорость вращения коллектора при разгоне должна соответствовать данным, приведенным в табл. 43.

Таблица 43

Данные режимов	Машина						
	НБ-430А, НБ-429А (двигатель), НБ-431А, ТЛ-101	ДК 404А, НБ-404А	ДК-405А, ДК-405К	НБ-429А (генератор)	ДК-403Г	ДК-401В (двигатель)	ДК-401В (генератор)
Усилия опрессовки пластин коллектора в кольце в *Т* для случая:							
чугунные плашки, стальное кольцо	32—36	—	43—45	285—297	—	—	—
стальные плашки и кольца	20—25	—	26—27	173—182	—	—	—
Скорость вращения коллектора при разгоне и динамической формовке в *об/мин*	1940±50	2200±50	2200±50	1940±50	2200±50	1800±50	1800±50
Продолжительность пайки коллектора в *мин*	5—7	5	7	10	5	7	10
Давление запрессовки коллектора при статической формовке в *Т*	9—10,5	7,5—9	7—8,5	36—39	7,5—9	11—13	40—43
Количество циклов динамической формовки коллектора	2	1	1	2	1	2	2
Усилия напрессовки коллектора на сердечник в *Т*	5—8 (НБ-429А) 6—20 (НБ-430А, НБ-431А)	6—20	3—12	25—36	6—20	2—11	2—15

Процесс изгототовления коллектора с пластмассовым корпусом (рис. 204) на первых стадиях (подготовка деталей, сборка) не отличается от процесса изготовления коллекторов со стальными корпусом и нажимным конусом. Собранный в кольце комплект медных и миканитовых коллекторных пластин подвергают сушке при температуре 150—190° С. Нагретый комплект прессуют и после этого вместе со втулкой коллектора помещают в прессформу (рис. 205), нагретую до температуры 130—135° С. Через загрузочные отверстия при поднятом пуансоне пресса прессформу заполняют пресс-массой, количество которой строго дозируется, так как неправильная дозировка приводит к браку. По мере прогревания пресс-масса приобретает пластичность и под давлением принимает нужные формы, заполняя пустоты, а при дальнейшем нагревании она переходит в необратимое твердое состояние. Под прессом

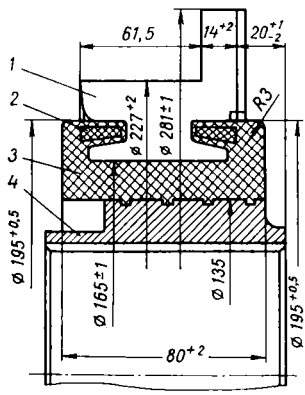


Рис. 204. Коллектор с пластмассовым корпусом вспомогательного двигателя:

1 — пластина; *2* — армировочное кольцо; *3* — пресс-масса; *4* — втулка

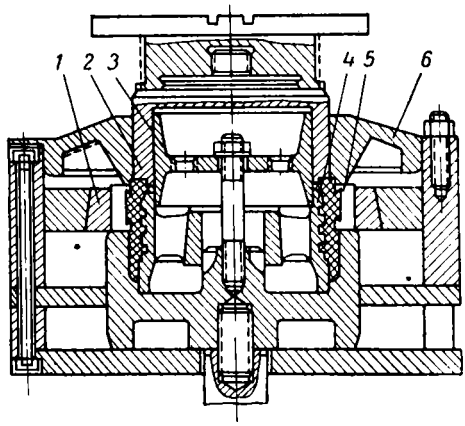


Рис. 205. Прессформа для изготовления коллектора:

1 — плашки с кольцом; *2* — пуансон; *3* — технологическая втулка; *4* — втулка коллектора; *5* — комплект пластин; *6* — крышка прессформы

коллектор выдерживают обычно в течение 30—50 *мин* (из расчета 1 *мин* на 1 *мм* максимальной толщины стенок) и после этого сушат в печи в течение 5 *ч* при температуре 140—150° С. Время выдержки под прессом и сушки зависит от температуры, которую нельзя принимать более высокой, чтобы избежать преждевременного частичного отвердения пресс-массы.

Рекомендуемое давление для пресс-массы АГ-4 составляет 400—500 *кГ/см*^{2}. Корпус из пластмассы не должен иметь вздутий, рыхлости, раковин, матовых пятен, трещин и посторонних включений.

Все коллекторы после изготовления испытывают на прочность изоляции в течение 1 *мин* под напряжением переменного тока 50 *гц*, равным 3 *кв* для машин с номинальным напряжением до 100 *в* и 10,5 *кв* — для машин с номинальным напряжением до 3 *кв*. Межламельную изоляцию коллекторов всех машин проверяют при напряжении 500 *в*.

Готовый коллектор напрессовывают на сердечник якоря.

В отличие от тяговых двигателей якорная обмотка вспомогательных машин имеет обычно изоляцию класса А и выполняется многовитковыми катушками из изолированного обмоточного провода.

Перед началом укладки якорной обмотки изолируют нажимные шайбы; при этом необходимо, чтобы изоляция была на уровне дна паза

сердечника. Якорь размечают под обмотку по данным чертежа. Смещение коллекторных пластин относительно оси паза сердечника не допускается больше чем на 1,5 *мм*. Чтобы головки катушек укладывались на одном уровне на якорь двигателей, со стороны задней лобовой части надевают временный металлический фланец. В пазы укладывают изоляцию. Катушки перед укладкой натирают парафином. По мере укладки катушек расправляют концы, переплетают их лакотканью и заправляют в шлицы коллектора.

Протачивание коллекторов вспомогательных машин перед пайкой и после нее, продорожку, окончательное шлифование и балансировку якоря производят так же, как и для тяговых двигателей. Процесс пайки коллекторов тяговых и вспомогательных двигателей аналогичен, но время пайки выбирают в зависимости от типа двигателя в соответствии с табл. 43.

Осадку обмотки якорей для более полного и плотного заполнения паза и наложение постоянных проволочных бандажей производят на бандажировочном станке проволокой диаметром 1,5—2,0 *мм* с усилием 150—175 *кГ*. Так как вес якорей вспомогательных машин меньше веса якорей тяговых двигателей, продолжительность их подогрева перед осадкой обычно на 25—30% меньше. Перед наложением постоянного бандажа на лобовые части якорей накладывают выравнивающую изоляцию, полотняные чехлы и подбандажную изоляцию. Чехлы укрепляют льнопеньковым шнуром, пропитанным изоляционным лаком.

После намотки якоря производят сушку и пропитку, которые в отличие от тяговых двигателей выполняют с постоянными бандажами. Сушку осуществляют в специальных вакуумных печах с электрическим

Таблица 44

Операции, после которых проводятся испытания	Испытываемая изоляция	Испытательное напряжение тока частотой 50 *гц* в *кв* для машин с рабочим напряжением в *в*:		Продолжительность испытаний в *сек*
		3000	не более 100	
Статическая формовка и протачивание коллектора	Между пластинами	0,6	0,3	1
Динамическая формовка и охлаждение коллектора	То же	0,6	0,3	1
Отделка коллектора	» »	0,6	0,3	1
	Корпусная	10,5	3	60
Напрессовка коллектора на сердечник	»	10,2	2,5	60
Осадка уравнителей перед обмоткой якоря	Между пластинами	0,5	0,3	1
Укладка обмотки якорей (до осадки)	Корпусная	9,1	1,8	60
	Между витками	—	—	1
Пайка и протачивание коллектора	То же	—	—	1
Отделка якоря	Корпусная	3,1	1,6	60
	Между витками якорной катушки	—	—	1
Установка полюсных катушек в остове	Корпусная	8,5*	1,7**	60

* Таким напряжением испытывают также независимую многоамперную генераторную обмотку генератора преобразователя НБ-429А.

** Указанным напряжением испытывают только независимую малоамперную обмотку и обмотку дополнительных полюсов стороны генератора преобразователя НБ-429А.

нагревом. Процесс сушки постоянно контролируют по температуре печи и сопротивлению изоляции.

Пропитку якорей производят под давлением примерно 2 *ат* в течение 20 *мин*. Пропитку якорей генераторов ДК-405А и ДК-405К производят окунанием. Сушку после пропитки осуществляют под разрежением. Якори большинства вспомогательных машин подвергаются пропитке дважды. Разрежение при сушке якорей поддерживают в пределах 500—700 *мм рт. ст.* После этого окрашивают якорь при помощи пульверизатора или кисти.

При изготовлении вспомогательных машин производят контроль качества изоляции. Операции, после которых производят такой контроль, и режимы испытаний для машин различных типов указаны в табл. 44. При проведении испытаний следует иметь в виду, что часть обмоток генераторов преобразователей включают в силовую цепь электровоза, и вследствие этого изоляция этих обмоток должна выдерживать такие же напряжения, как и остальные элементы, включенные в эти цепи.

ГЛАВА XI

ИСПЫТАНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 51. МЕТОДЫ НАГРУЗКИ И СХЕМЫ ИСПЫТАНИЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Методы нагрузки. Значительную часть испытаний тяговых двигателей составляют их испытания под нагрузкой в рабочем диапазоне мощностей. Нагрузку испытуемых машин можно осуществлять методами возвратной работы или непосредственно.

Основными преимуществами метода возвратной работы являются: малое потребление энергии во время испытаний, отсутствие специальных нагрузочных устройств, возможность одновременного испытания двух машин на одном стенде, простота регулирования нагрузки и режима работы машин, малая мощность питающих генераторов. Основные недостатки этого метода: сложность конструкции испытательного стенда из-за необходимости установки одновременно двух машин, неустойчивость работы в некоторых переходных и специальных режимах (при глубоком ослаблении поля), сложность установки машин на стенде.

Основными преимуществами метода непосредственной нагрузки являются: наличие одного питающего генератора, простота конструкции стенда, малое время, затрачиваемое на подготовку испытаний, высокая устойчивость работы схемы, возможность испытаний машин разного типа на токе любого рода. К недостаткам этого метода относятся: большой расход энергии при испытаниях, необходимость использования питающего генератора большой мощности и нагрузочного устройства, рассчитанного на полную мощность испытуемой машины, возможность одновременного испытания только одной машины.

Метод непосредственной нагрузки обычно используют для машин небольшой мощности (до 50—100 *квт*), а метод возвратной работы — для машин большой мощности (свыше 100 *квт*). Нестационарные режимы машин любой мощности предпочтительно исследовать при использовании метода непосредственной нагрузки из-за сравнительно низкой устойчивости схем возвратной работы. Иногда работу машин в этих режимах исследуют и при использовании метода возвратной работы, но применяют специальные меры, повышающие устойчивость схемы.

Мощность тяговых двигателей магистральных электровозов превышает 100 *квт*, поэтому для их испытаний в установившихся режимах применяют исключительно метод возвратной работы. При этом две механически соединенные испытуемые машины нагружают одна другую, причем одна из них работает в двигательном режиме, а другая — в генераторном. Для обеспечения возможности вращения испытуемых машин к ним извне подводят мощность, равную потерям мощности в обеих

машинах. Схемы соединения машин для нагрузки методом возвратной работы могут быть разбиты на две группы по способу компенсации различных видов потерь. В схемах первой группы потери в стали, механические и частично добавочные потери компенсируются механической мощностью, подведенной к валам испытуемых машин, или электрической мощностью, подведенной к цепи якорей или возбуждения. В схемах второй группы потери в меди и частично добавочные потери компенсируют только электрической мощностью, подведенной к цепи якорей или возбуждения.

Используя различные сочетания способов компенсации потерь, можно получить значительное количество схем возвратной работы, ос-

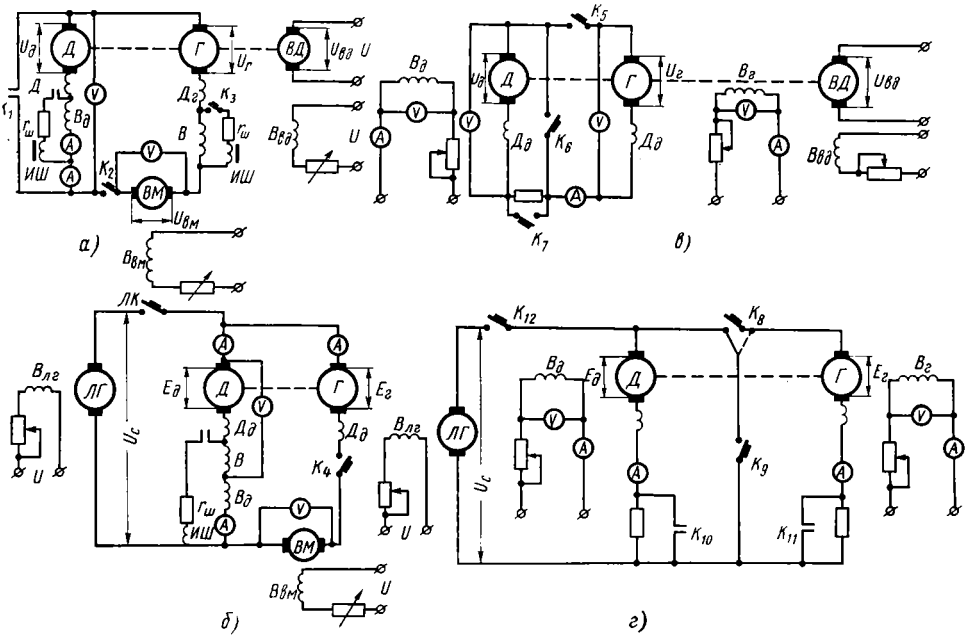


Рис. 206. Схемы нагрузки методом возвратной работы

новные из которых приведены на рис. 206. На рис. 206, *а* приведена схема, в которой потери первой группы компенсируются механически, вспомогательным двигателем ВД, а второй группы — электрически, мощностью, подведенной к якорной цепи от вольтодобавочной машины ВМ.

Ток нагрузки испытуемых машин в установившемся режиме определяется из баланса напряжений и э. д. с. в схеме:

$$\left.\begin{aligned} U_г - U_д + U_{вм} &= 0; \\ U_д = E_д + I(R_{яд} + R_{дд} + R_{вд}); \\ U_г = E_г - I(R_{яг} + R_{дг} + R_{вг}); \\ U_{вм} = (E_д - E_г)\, I(R_{яг} + R_{дг} + R_{вг} + R_{яд} + R_{дд} + R_{вд}), \end{aligned}\right\} \quad (389)$$

где $U_г$, $U_д$, $U_{вм}$ — напряжения на зажимах генератора, двигателя, вспомогательного генератора;

$E_г$ и $E_д$ — э. д. с. генератора и двигателя;

$R_{яд}$, $R_{вд}$, $R_{дд}$ — активные сопротивления обмоток якоря, возбуждения, дополнительных полюсов двигателя;

$R_{яг}$, $R_{вг}$, $R_{дг}$ — то же генератора.

Решив эту систему уравнений, получим

$$I = \frac{U_{вм} + (E_г - E_д)}{\Sigma R}, \tag{390}$$

где ΣR — суммарное активное сопротивление обмоток испытуемых машин.

Так как характеристики испытуемых машин обычно имеют расхождение, регулирование нагрузки неоднозначно. Это усугубляется тем, что сопротивления несколько изменяются в зависимости от температуры и скорости вращения машин, что затрудняет установление испытательного режима и снижает устойчивость работы схемы.

При исследовании машин в нестационарных режимах обычно необходимо строго поддерживать постоянную скорость вращения. Это обеспечивается рассматриваемой схемой при использовании двигателя *ВД* с независимым возбуждением. Начальные условия в схеме могут быть строго заданы, и она допускает исследование режимов короткого замыкания, а также отключения двигателя.

При замыкании контактора K_1 должен разомкнуться контактор K_2, причем время его размыкания должно быть меньше времени, необходимого для снижения тока короткого замыкания от начальной величины до нуля перед переходом в генераторный режим. Режим восстановления питания после его снятия в этой схеме исследовать нельзя. При длительном перерыве питания система включается на напряжение вольтодобавочной машины *ВМ*, которое составляет обычно 5—6% от напряжения $U_н$, и режим аналогичен восстановлению питания при этом напряжении.

Режим толчка напряжения может быть получен в этой схеме введением и закорачиванием активного сопротивления, однако при этом необходимо учитывать параметры генератора и вольтодобавочной машины *ВМ*. Режим будет несколько искажен из-за подмагничивания генератора *Г*. Полученные данные надо приводить к реальным параметрам системы, питающей тяговые двигатели в условиях эксплуатации.

На рис. 206, *б* приведена схема испытаний, в которой обе группы потерь компенсируются мощностями, подведенными к якорным цепям испытуемых машин электрически. Потери первой группы в этом случае компенсируют путем отбора мощности от сети, т. е. линейным генератором *ЛГ*, потери второй группы — отбором мощности от вольтодобавочной машины *ВМ*. Машина *Д*, работающая в двигательном режиме, подключена к напряжению сети. При отключении генератора *Г* она работает в режиме холостого хода. Включение генератора соответствует возникновению источника э. д. с., включенного параллельно сети и соединенного механически с машиной *Д*. Для получения необходимой нагрузки, э. д. с. двигателя и генератора должны быть направлены встречно.

Включение обмотки возбуждения $B_г$ генератора в цепь якоря двигателя дает возможность получить характеристику генератора такую же, как у машины с независимым возбуждением, что повышает устойчивость системы.

Работа системы описывается уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} U_c &= E_д + I_д(R_{яд} + R_{дд} + R_{вд} + R_{вг}); \\ U_c &= E_г - I_г(R_{яг} + R_{дг}) + U_{вм}; \\ I_д &= I_г + I_c; \\ I_c &= \frac{P_{1\,гр}}{U_c}, \end{aligned}\right\} \tag{391}$$

где U_c и I_c — напряжение и ток сети;

$U_{вм}$ — напряжение вольтодобавочной машины;

$P_{1гр}$ — потери мощности первой группы;

$I_г$, $I_д$ — ток генератора *Г* и двигателя *Д*.

Решив эту систему уравнений относительно тока двигателя, получим

$$I_д = \frac{U_{вм} - (E_д - E_г)}{\Sigma R} + \frac{P_{1\,гр}}{U_c} \cdot \frac{R_{яг} + R_{дг}}{\Sigma R}. \qquad (392)$$

Таким образом, нагрузка систем зависит от разности э. д. с. машин, напряжения $U_{вм}$ и величины потерь мощности первой группы. Так как напряжение на зажимах двигателя поддерживается сетью практически постоянным, а ток I_c устанавливается автоматически в зависимости от режима работы системы, то регулировка нагрузки однозначно зависит от напряжения $U_{вм}$ и система имеет повышенную устойчивость. Механические, магнитные, добавочные потери и потери в цепи обмоток возбуждения обеих испытуемых машин одинаковые, но потери в меди их якорей и дополнительных полюсов различны.

Переходный процесс при толчкообразном изменении питающего напряжения в случае постоянной скорости вращения протекает следующим образом:

а) в цепи испытуемого тягового двигателя *Д* возникает бросок тока, протекающего через обмотки возбуждения $B_г$ и $B_д$;

б) в цепи нагрузочного генератора *Г* в начальный момент наблюдается некоторое снижение величины тока вследствие того, что в этом случае $E_{лг} > E_г + E_{вм}$ (где $E_{лг}$ и $E_{вм}$ — э. д. с. линейного генератора и вольтодобавочной машины).

Под действием броска тока двигателя магнитный поток нагрузочного генератора возрастает, что может привести к превышению $E_г + E_{вм}$ над $E_{лг}$. При этом линейный генератор может кратковременно, до завершения переходного процесса, перейти в двигательный режим, что изменит характер нагрузки, создаваемой генератором *Г*, и исказит режим испытуемого двигателя *Д*. Кроме того, включение в цепь двигателя *Д* обмотки возбуждения $B_г$ генератора существенно меняет параметры цепи и также искажает характер процесса.

В режиме восстановления питания линейный генератор *ЛГ* оказывается в еще более тяжелых условиях, чем в режиме толчкообразного изменения напряжения. Так как в начальный момент э. д. с. $E_д$ и $E_г$ практически равны нулю, линейный генератор работает в режиме короткого замыкания, что требует увеличения его мощности практически до величины, необходимой при непосредственной нагрузке. Так же как и в предыдущем случае, переходной процесс искажается изменением э. д. с. генератора *Г* и существенным различием параметров цепи на стенде и на электровозе.

Таким образом, при режиме восстановления питания в рассмотренной системе искажения больше, чем при толчкообразном изменении напряжения. Следовательно, для исследования переходных процессов система возвратной работы непригодна и надо использовать метод непосредственной нагрузки.

Схема, в которой первую группу потерь компенсируют мощностью, подведенной механическим способом к валу испытуемых машин, а вторую группу потерь — мощностью, подведенной электрическим способом к цепи возбуждения, приведена на рис. 206, *в*. Компенсация потерь первой группы в этом случае подобна их компенсации в схеме, представлен-

ной на рис. 206, *а*, из-за подобия механических связей машины. Электрически машины включены встречно. Система описывается уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} U_{яг} - U_{яд} &= 0; \\ U_{яд} &= E_д + I_д(R_{яд} + R_{дд}); \\ U_{яг} &= E_г - I_г(R_{яг} + R_{дг}); \\ E_г - E_д &= I_я(R_{яг} + R_{дг} + R_{яд} + R_{дд}); \\ I_я &= \frac{E_г - E_д}{R_{яг} + R_{дг} + R_{яд} + R_{дд}}, \end{aligned}\right\} \quad (393)$$

где $U_{яг}$ и $U_{яд}$ — напряжения цепи якорей генератора *Г* и двигателя *Д*.

Как следует из уравнений (393), ток нагрузки зависит от разности э. д. с. испытуемых машин, которая определяется разностью их потоков $\Phi_г$ и $\Phi_д$, так как скорость вращения n машины одинакова:

$$I_я = \frac{Cn(\Phi_г - \Phi_д)}{R_{яг} + R_{дг} + R_{яд} + R_{дд}}. \quad (394)$$

Таким образом, схема чувствительна к изменению скорости и так же, как схема, изображенная на рис. 206, *а*, характеризуется неоднозначностью нагрузки при ее регулировании. Механические потери и потери в меди якорных цепей испытуемых машин одинаковы, но потери в стали, добавочные и в меди цепей возбуждения различны.

При номинальном режиме работы двигателя *Д* обмотки возбуждения генератора *Г* перегружены током; при номинальном режиме *Г* обмотки возбуждения двигателя *Д* недогружены. Устойчивость системы недостаточна, и в некоторых случаях нельзя осуществить нагрузку испытуемых машин во всем диапазоне рабочих токов. Система ограниченно применяется при исследовании стационарных режимов; она может быть использована для исследования нестационарного режима короткого замыкания двигателя или генератора с независимым возбуждением. Постоянство скорости при неустановившихся режимах поддерживается вольтодобавочной машиной *ВД*.

Кроме исследования коротких замыканий систему можно использовать для исследования режимов восстановления питания и толчка напряжения. При анализе результатов этих исследований надо учитывать отличие параметров цепи питания от параметров цепи электровозов, на которых эксплуатируются испытуемые машины. Рассматриваемую систему целесообразно применять для исследования режимов затухания главного магнитного потока двигателей всех систем возбуждения.

Система, в которой потери первой группы компенсируют электрической мощностью, подведенной к якорным цепям испытуемых машин, а второй группы — электрической мощностью, подведенной к цепи возбуждения, показана на рис. 206, *г*.

Потери первой группы компенсируются путем отбора мощности от сети аналогично схеме, данной на рис. 206, *б*, а второй группы — за счет разности э. д. с. испытуемых машин так же, как в схеме, изображенной на рис. 206, *в*. Если сопротивления соответствующих элементов двигателя и генератора равны, ток нагрузки

$$I_д = \frac{E_г - E_д}{2(R_я + R_д)} + \frac{P_{1\,гр}}{2U_c}. \quad (395)$$

Так как потери первой группы автоматически компенсируются изменением тока линейного генератора при постоянном его напряжении,

регулировку нагрузки можно проводить однозначно изменением возбуждения одной из машин. Система характеризуется повышенной устойчивостью, но из-за того, что при номинальной нагрузке двигателя ток возбуждения генератора повышен, область применения схемы ограничена из-за недостаточной тепловой мощности обмотки возбуждения генератора.

Схемы испытаний двигателей. Для испытания тяговых двигателей электровозов наиболее часто применяют схемы, представленные на рис. 206, *а* и *б*, и метод непосредственной нагрузки. Испытательные стенды, как правило, выполняют универсальными, позволяющими собрать

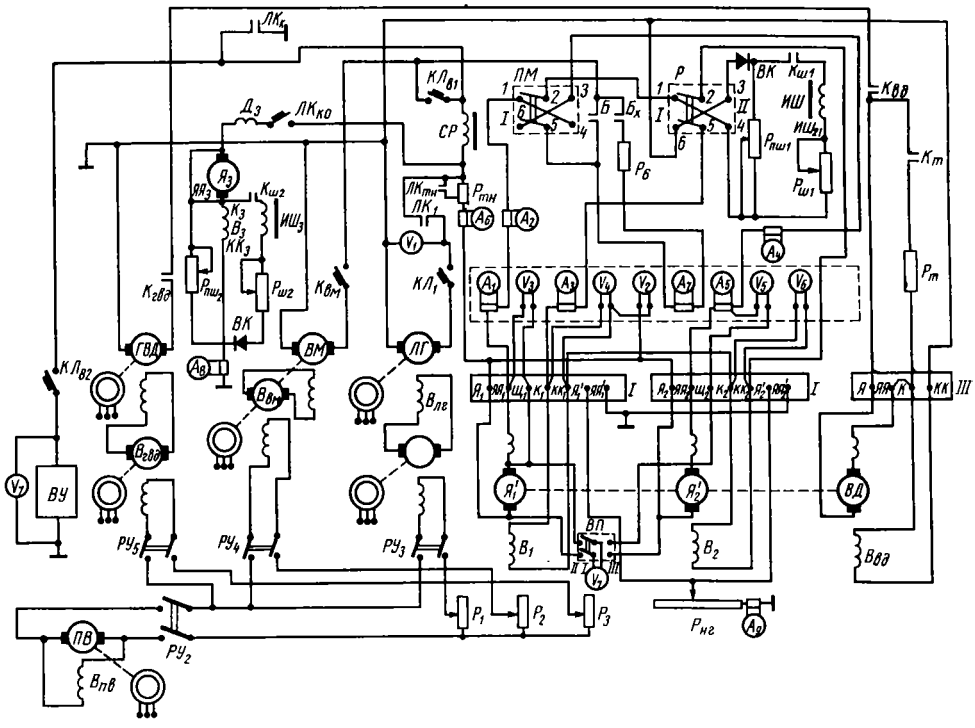


Рис. 207. Принципиальная схема стенда для испытаний тяговых двигателей

любую из этих схем. На рис. 207 приведена принципиальная схема такого стенда, предназначенного для проведения контрольных и типовых испытаний и исследовательских работ на постоянном и пульсирующем токе. Стенд питается от четырех источников: линейного генератора *ЛГ*, вольтодобавочной машины *ВМ*, генератора *ГВД*, вспомогательного двигателя, выпрямительной установки *ВУ*.

Генераторы имеют независимое возбуждение от возбудителя $B_{лг}$ линейного генератора, возбудителя $B_{вм}$, вольтодобавочной машины и возбудителя $B_{гвд}$ генератора вспомогательного двигателя, которые, в свою очередь, возбуждаются от общего подвозбудителя *ПВ*. В цепь возбуждения возбудителей, включены регулировочные реостаты P_1, P_2 и P_3, установленные на стенде и служащие для плавного регулирования напряжения генераторов. Один провод всех генераторов заземлен, во втором установлена однополюсная коммутационная аппаратура. Выпрямительная установка *ВУ* служит для питания стенда пульсирующим напряжением и представляет собой электровозную выпрямительную

установку, объединенную с системой регулирования напряжения электровоза. Принципиальная схема выпрямительной установки приведена на рис. 208. Напряжения выпрямительной установки регулируют переключением ступеней трансформатора и сеточным регулированием выпрямителей.

Выпрямительной установкой управляют контроллером машиниста электровоза и фазорегулятором, питающим сетки выпрямителей. От обычной преобразовательной установки электровоза система отличается тем, что первичная обмотка трансформатора рассчитана на напряжение 6,6 *кв* вместо 25 *кв*.

В цепи линейного генератора *ЛГ* (см. рис. 207) и выпрямительной установки *ВУ* предусмотрена быстродействующая токовая защита. К их зажимам присоединены вольтметры, смонтированные на стенде.

1. Схема для испытаний (см. рис. 206, *а*) собрана на стенде (см. рис. 207). Якори испытуемых машин $Я_1'$ и $Я_2'$ подключены соответственно к клеммным колонкам *I* и *II*. Начиная с машины $Я_1'$, которая подключена к зажимам $Я_1$ — $ЯЯ_1$, от зажима $ЯЯ_1$ через шунты амперметров A_1 и A_2 цепь идет к зажиму *1* переключателя *ПМ* двигателей (переключатель находится в положении *I*), затем от зажима *2* переключателя *ПМ* — к зажиму *1* реверсора *Р* (находящимся в положении *I*). Далее цепь идет от зажима *2* реверсора *Р* к зажимам $КК_2$ через обмотку возбуждения B_2 второй машины, на зажимы $К_2$, $КК_1$, обмотку возбуждения B_1 первой машины, шунт амперметра A_3, зажимы *5*, *6* реверсора, на заземленный обратный провод, с провода через якорь вольтодобавочной машины *ВМ*, контактор $К_{вм}$, токовую защиту, контакторы *Б* или $Б_x$, зажимы *5—6—3* переключателя *ПМ* двигателей, шунты амперметров A_4, A_5, зажимы $ЯЯ_2$, шунт амперметра A_9 на якорь машины $Я_2'$ и затем к исходному зажиму $Я_1$. В результате имеется последовательная цепь двух испытуемых машин и вольтодобавочного генератора.

При проведении испытаний на пульсирующем токе вместо вольтодобавочной машины включают выпрямительную установку. Параллельно зажимам *3*, *4* реверсора *Р* включают цепь шунтировки возбуждения, которой одновременно шунтируют обмотки возбуждения обеих испытуемых машин. В этой цепи включены индуктивный шунт *ИШ*, сопротивления переменной шунтировки $Р_{ш1}$, контактор шунтировки $К_{ш1}$, сопротивление постоянной шунтировки $Р_{пш1}$ и полупроводниковые выпрямители *ВК*.

2. Силовые цепи рассматриваемой установки при ее сборке по схеме (см. рис. 206, *б*) удобнее проследить, начиная от обратного заземлительного провода.

От этого провода ток через генератор *ЛГ* (см. рис. 207), контактор $КЛ_1$ (токовую защиту), линейный контактор $ЛК_1$, шунт амперметра A_6 подходит к зажиму $Я_1$, где цепь разветвляется на две ветви. Одна ветвь идет через зажим $Я_1$, якорь машины $Я_1$, зажим $ЯЯ_1$, шунт амперметра A_1, шунт амперметра A_2, зажимы *1*, *2* переключателя *ПМ* (положение *I*), зажимы *1*, *2* реверсора *Р* (положение *I*), зажимы $КК_2$, обмотку B_2, зажимы $К_2$, $КК_1$, $К_1$, шунт амперметра A_3, зажимы *5*, *6* реверсора *Р* и на обратный заземленный провод. В этой ветви последовательно соединены якорь машины $Я_1$ и обмотки возбуждения B_1 и B_2. Другая ветвь идет через зажим $Я_2$, шунт амперметра A_9 якорь машины $Я_2'$, зажим $ЯЯ_2$, шунты амперметров A_5, A_4, зажимы *3*, *6*, *5* переключателя *ПМ*, контактор *Б* или шунт амперметра A_7, сопротивление $Р_6$, контактор $Б_x$, контактор $К_{вм}$, якорь машины *ВМ*, обратный заземленный провод. В этой ветви последовательно соединены якорь машины $Я_2$ и вольтодобавочный

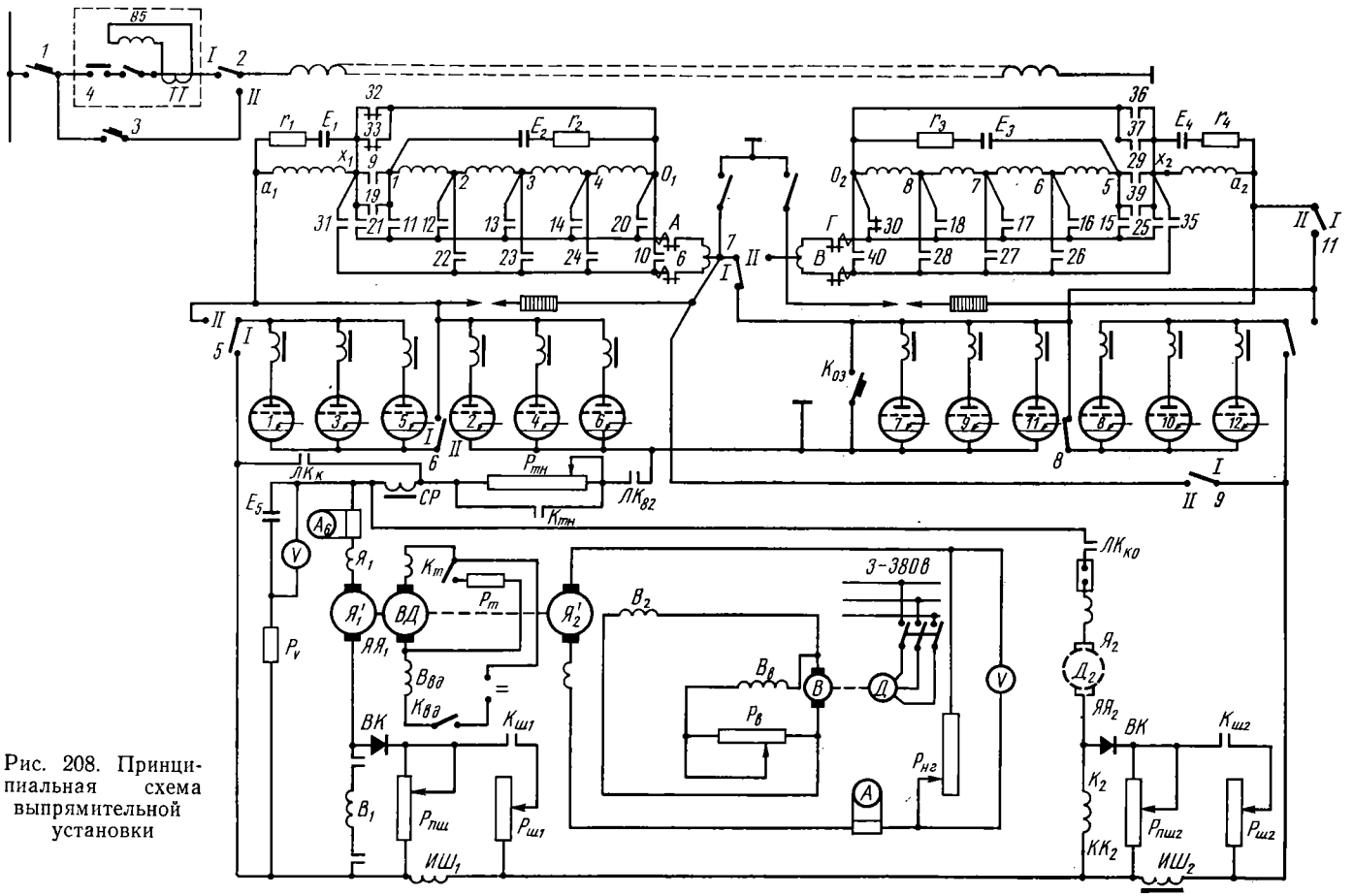


Рис. 208. Принципиальная схема выпрямительной установки

генератор. При этом положении переключателей машина $Я_1$ работает в качестве двигателя, а машина $Я_2'$ — в качестве генератора.

Если переключить реверсор P в положение II, то меняется полярность возбуждения испытуемых машин и изменяется направление их вращения.

Переключатель $ПМ$ двигателей служит для изменения режима работы машины. При его установке в положение II цепь от заземленного провода до зажима $Я_1$ не отключается. От зажима $Я_1$ цепь разветвляется на две; одна ветвь идет через зажим $Я_1$, зажим $ЯЯ_1$, шунты амперметров A_1 и A_2, зажимы *1*, *4*, *5* переключателя $ПМ$, шунт амперметра A_7, сопротивление P_6, контактор $Б_x$, контактор $К_{вм}$, якорь вольтодобавочной машины $ВМ$, обратный заземленный провод. В этой ветви последовательно соединены якорь первой машины и вольтодобавочный генератор. Другая ветвь идет через зажим $Я_2$, якорь машины $Я_2'$, шунт амперметра A_9, зажимы $ЯЯ_2$, шунты амперметров A_5 и A_4, контакты *3*, *2* переключателя $ПМ$, контакты *1*, *2* реверсора P (положение *I*), контакты $КК_2$, обмотку B_2, зажимы K_2, $КК_1$, обмотку B_1, контакт K_2, шунт амперметра A_3, контакты *5*, *6*, реверсора P, обратный заземленный провод. В этой ветви последовательно соединены якорь машины $Я_2'$ и обмотки возбуждения обеих машин, т. е. при положении II переключателя $ПМ$ первая машина работает в режиме генератора, вторая — в режиме двигателя.

3. При использовании стенда по методу непосредственной нагрузки ее осуществляют нагрузочным генератором, которым служит одна из испытуемых машин. Энергия нагрузки отдается в нагрузочное сопротивление. В качестве возбудителя генератора используют вольтодобавочную машину $ВМ$.

От заземленного обратного провода (см. рис. 207) ток через выпрямительную установку $ВУ$, линейный контактор $КЛ_{в2}$, линейный контактор $ЛК_{тн}$, полностью закорачивающий сопротивление $P_{тн}$, регулируемый сглаживающий реактор $СР$ и шунт амперметра A_6, подходит к зажиму $Я_1$, колонке *1*, через якорь машины $Я_1'$, зажим $ЯЯ_1$, шунты амперметров A_1 и A_2, зажимы *1*, *2* переключателя $ПМ$ (положение *I*), зажимы *1*, *2*, реверсора P (положение *I*) к зажиму $КК_2$ клеммной колонки $П$. Зажимы K_2 и $КК_2$ соединены перемычкой. Далее цепь идет на зажим $КК$ клеммной колонки *1*, обмотку возбуждения B_1 первой машины, зажим K_1, шунт амперметра A_3, зажимы *5*, *6* реверсора P (положение *I*) на заземленный обратный провод. В результате возникает цепь последовательного включения выпрямительной установки $ВУ$, сглаживающего реактора $СР$ и якоря тягового электродвигателя $Я_1$.

Перевод реверсора P из положения II приводит к изменению направления вращения первой машины. Перевод переключателя в положение II для изменения режима работы машин, т. е. для перевода в двигательный режим с последовательным возбуждением второй машины, может быть осуществлен только после переключений в силовой схеме: установки перемычки между зажимами K_1 и $КК_1$, включения возбуждения второй машины на зажимы K_2 и $КК_2$. Силовая цепь при этом подобна цепи в предыдущем случае.

Для сборки силовой цепи якоря нагрузочного генератора в случае использования второй машины в качестве генератора зажимы $Я_2$, $ЯЯ_2$ нагрузочного генератора подключают соответственно к зажимам $Я_2$, $ЯЯ_2$. Питание обмотки возбуждения B_2 нагрузочного генератора осуществляют от вольтодобавочной машины $ВМ$ через контакторы $К_{вм}$ и $Б$. К зажимам *1*, *6* (*3*, *4*) реверсора P подключена цепь шунтировки обмоток возбуждения, которая во всех случаях остается неизменной.

Если необходимо исследовать нестационарные режимы на постоянном токе, то для питания схемы вместо выпрямительной установки используют генератор *ЛГ*. Имитацию режима восстановления питания в первичной цепи осуществляют путем отключения и включения главного выключателя (при питании от выпрямительной установки *ВУ*) или контактора $КЛ_1$ (при питании от линейного генератора *ЛГ*). Режим восстановления питания во вторичной цепи осуществляют отключением и включением контактора $КЛ_{в2}$; режим толчка напряжения — введением и закорачиванием сопротивления $P_{тн}$; режим обратного зажигания — включением контактора $К_{о3}$ (рис. 208); режим короткого замыкания одного тягового двигателя на сглаживающий реактор — включением контактора *ЛК* (см. рис. 207 и 208); режим переброса на параллельно включенном двигателе — включением контактора $ЛК_{ко}$. В этом случае параметры цепи шунтировки возбуждения и защиты для двигателя $Я_3$ (см. рис. 207) должны строго соответствовать параметрам испытуемой машины.

Основное оборудование стенда. Ниже рассматриваются требования к оборудованию, связанные со специфическим проведением исследований нестационарных режимов и применением метода непосредственного нагружения. Основные требования к электрооборудованию стенда зависят от максимальных значений токов аварийных переходных процессов.

Нагрузочное сопротивление $P_{нг}$ (см. рис. 207) должно быть рассчитано на полную мощность нагрузочного генератора, т. е. $U_{max} = 1{,}3\ U_н$ и $I_{max} = 2\ I_н$ (где U_{max}, $U_н$ и I_{max}, $I_н$ — максимальные и номинальные значения напряжения и тока).

Регулируемое сопротивление $P_{тн}$ для воспроизводства толчкообразного изменения питающего напряжения должно быть рассчитано на падение напряжения на нем до 50% от максимального напряжения на зажимах испытуемого тягового двигателя и величину тока $I_{max} = 2I_н$. Выпрямительная установка должна многократно выдерживать кратковременные перегрузки током $I_{max} \approx 6I_н$ при переходных процессах. На эти токи должна быть рассчитана прочность коммутирующей аппаратуры. Это требование предъявляют к коммутирующей аппаратуре цепи токов переходных процессов, а именно, к контакторам $КЛ_{в2}$, $ЛК_{тн}$, $ЛК_{ко}$, $КЛ_{в1}$, к переключателю позиций, реверсору *Р* и двухпозиционным переключателям *5—11* (рис. 208) выпрямительной установки. Воздушный включатель выпрямительной установки должен быть рассчитан на разрыв токов в переходном процессе обратного зажигания ртутных выпрямителей, т. е. $U = 6$ *кв* и $I_{max} = 15 \div 20$ *ка*.

Номинальная мощность питания силовой цепи стенда при использовании метода непосредственной нагрузки должна быть в 6—8 раз выше мощности испытуемых машин. Цепь, воспроизводящая режим переброса по коллектору, должна быть рассчитана на полную величину тока короткого замыкания выпрямительной установки.

§ 52. МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ ТЕПЛОВЫХ ИСПЫТАНИЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Тепловые испытания (испытания на нагревание) производят для проверки расчетной мощности двигателей по условиям нагревания, правильности выбора вентиляции и определения превышения температуры обмоток, коллектора и подшипников над температурой окружающего воздуха при различных режимах нагрузки.

Тепловые испытания выполняют в качестве контрольных, или типовых, по методу возвратной работы. Типовые испытания на нагревание предусматривают испытание двигателей при длительном и часовом ре-

жимах со всем оборудованием, предназначенным для охлаждения двигателей. К контрольным испытаниям относятся испытания только в часовом режиме при величине тока нагрузки, установленной во время типовых испытаний.

Подготовка двигателей к тепловым испытаниям. Тепловые испытания производят на собранных двигателях с закрытыми люками. Двигатели должны быть в исправном состоянии. Перед испытаниями под нагрузкой двигатели осматривают и проверяют их работу на холостом ходу. При осмотре двигателя обязательно проверяют исправное состояние коллектора, состояние и сопротивление изоляции, отсутствие заедания и разбег якоря, положение траверсы щеткодержателей, правильность их установки и исправность щеточного аппарата, количество смазки в подшипниках.

Изоляция всех токоведущих частей и соединений должна соответствовать установленным нормам. Правильность положения траверсы обычно проверяют при неподвижном якоре индуктивным методом, который основан на том, что при нейтральном положении щеток э. д. с. трансформации между обмотками главных полюсов и якоря равна нулю. Этот метод в принципе прост, но не всегда позволяет добиться точно нулевых отсчетов вольтметра, и приходится ограничиваться одинаковыми наименьшими отклонениями стрелки в обе стороны от нуля.

Проверку тяговых двигателей на холостом ходу производят до установки их на стенд при пониженной скорости вращения и напряжении, составляющем $^1/_8$—$^1/_{10}$ номинального значения. При вращении якоря с пониженными скоростями проверяют отсутствие вибрации и стука щеток, стука подшипников и шума от задевания вращающегося якоря за неподвижные части. При удовлетворительных результатах проверки скорость вращения повышают до номинальной. После остановки машины осматривают щетки и проверяют качество их притирки к коллектору, причем нормально притертая поверхность должна составлять не менее 75% их контактной поверхности. При худшей притирке щеток поверхность доводят до нормы при помощи стеклянной бумаги.

Тепловым испытаниям должно предшествовать измерение сопротивления обмоток в холодном состоянии. От его точности зависит правильность определения температуры перегрева обмоток и рабочих характеристик машины. Поэтому при измерениях надо соблюдать условия, обеспечивающие высокую точность этих замеров. Одним из основных условий является холодное состояние обмоток, под которым согласно ГОСТу 183—66 понимается такое, когда температура всех частей машины не отличается от окружающей более чем на 3° С. Проверку этого состояния производят термометром, шарик которого, плотно обвернутый станиолью, прикладывают к коллектору, накрывают ватой или асбестом и выдерживают в таком положении не менее 5—7 *мин*. Если машина длительное время не работала, то температура всех других частей будет также равна этой температуре обмотки якоря.

Второе не менее важное условие — способ измерения сопротивления обмоток, который обычно правилами не регламентирован и выбирается в каждом конкретном случае произвольно. Из всех известных способов наиболее распространенным и практически удобным при испытаниях тяговых двигателей является метод вольтметра — амперметра, который обеспечивает высокую точность при применении приборов класса 0,2—0,5.

Замер сопротивления обычно производят по схеме (рис. 209), согласно которой для удобства измерений регулируемое напряжение U подводят к последовательной цепи, включающей обмотки главных полю-

сов, якоря дополнительных полюсов. Вольтметры к выводам катушек главных и дополнительных полюсов присоединяют стационарными зажимами, к обмотке якоря — при помощи двух щупов, установленных на двух коллекторных пластинах, расположенных под серединами щеток различной полярности на расстоянии одного полюсного деления. Для того чтобы якорь при испытаниях не вращался, его предварительно надежно затормаживают. В момент замеров ток устанавливают по амперметру A в пределах 20—25% от номинального и при 3—4 различных значениях тока производят отсчет падения напряжения по вольтметрам V_1, V_2, V_3, а также измеряют температуру окружающей среды. Коллекторные пластины, на которых измерялось падение напряжения, надо пометить мелом или краской с тем, чтобы их постоянно использовать при последующих измерениях для получения более точных результатов.

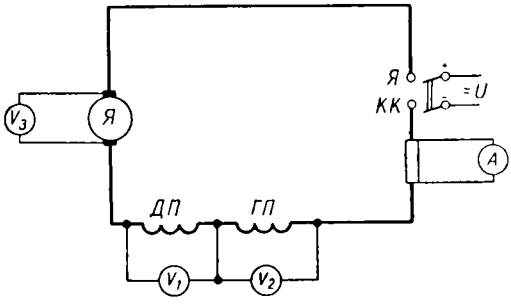


Рис. 209. Схема измерения сопротивления методом вольтметра — амперметра

Данные замеров вписывают в протокол и, используя их, по закону Ома определяют среднее значение сопротивления обмоток. Измеренное сопротивление ненагретой машины r_x для сравнения с расчетным должно быть приведено к температуре 20° С:

$$r_{20} = r_x [1 + \alpha (20 - t_x)], \tag{396}$$

где r_{20} — сопротивление при температуре 20° С;

t_x — температура, при которой производилось измерение;

α — температурный коэффициент.

Для медных обмоток температурный коэффициент

$$\alpha = \frac{1}{235 + t_x}. \tag{397}$$

Для всех новых машин сопротивление обмоток при температуре 20° С должно соответствовать расчетному с допуском ±5%. Для тяговых машин после капитального ремонта допускается отклонение сопротивления до ±8%, а после среднего и пропиточного ремонта ±10%.

В табл. 45 приведены величины сопротивления обмоток тяговых двигателей электровозов, полученные по опытным данным.

Таблица 45

Тяговый двигатель	Сопротивление в *ом* при 20° С		
	Якорь	Главные полюсы	Дополнительные полюсы
НБ-406Б	0,0468	0,0444	0,0228
НБ-412М	0,0313	0,0417	0,0220
НБ-414В	0,01157	0,01092	0,00727

Выбор схемы и измерительных приборов для тепловых испытаний тяговых двигателей. После замера активного сопротивления в холодном состоянии проводят тепловые испытания по методу взаимной нагрузки, сущность которого описана выше. При проведении тепловых испытаний чрезвычайно важен выбор приборов, обеспечивающих высокую точность измерений. Так, необходимо, чтобы при проведении замеров отклонения стрелок приборов были в последней трети их шкал.

При измерении тока и напряжения надо использовать электроизмерительные приборы не ниже 1-го класса. Для измерения температуры окружающей среды применяют термометры (2—3 шт.), которые устанавливают на уровне вала якоря так, чтобы они не омывались струей теплого воздуха, выходящего из машины, и находились от нее на расстоянии 1—2 *м*. Температуру окружающей среды определяют как среднее значение из показаний термометров, а при испытании машин с самовентиляцией ее принимают равной температуре охлаждающего воздуха.

Тяговые двигатели электровозов имеют независимую вентиляцию, при которой температура охлаждающего воздуха, как правило, несколько выше температуры окружающего воздуха из-за подогрева его теплом, выделяющимся при трении воздуха о лопатки вентилятора и стенки воздухопроводов. При этом необходимо температуру охлаждающего воздуха замерять отдельно, для чего термометры устанавливают в патрубок вентиляционной системы перед входом в двигатель, изолируют асбестовой бумагой от стенки патрубка и измеряют температуру воздуха после того, как установлен его необходимый расход. Расход воздуха регулируют при помощи заслонок, предусмотренных в воздухопроводах, и определяют по статическому напору в коллекторной камере машины, который измеряют дифференциальным манометром или микроманометром (в *мм вод. ст.*). Широкое распространение получил U-образный манометр, который прост в эксплуатации, дает показания с достаточной точностью и может быть легко изготовлен. Номинальный расход воздуха для тяговых двигателей приведен в табл. 17.

Методика испытания двигателей под нагрузкой и измерения температуры обмоток. При тепловых испытаниях машины под нагрузкой непрерывно контролируют ток нагрузки, рабочее напряжение, скорость вращения, температуру неподвижных обмоток, подшипников и охлаждающей среды, а также расход и температуру охлаждающего воздуха. Для определения температуры обмоток из всех известных способов наибольшее распространение получил метод сопротивления, который является наиболее простым и позволяет с достаточной точностью установить среднюю температуру проводников обмотки. Определение температуры этим методом основано на свойстве металлических проводников изменять сопротивление в зависимости от температуры по линейному закону:

$$r_н = r_x [1 + \alpha(t_н - t_x)], \tag{398}$$

где $r_н$ — сопротивление проводника в нагретом состоянии;

$t_н$ — температура нагрева проводника.

Подставив в уравнение (398) значение α из уравнения (397); получим, что температура нагрева медных проводов

$$t_н = \frac{r_н - r_x}{r_x}(235 + t_x) + t_x. \tag{399}$$

Если в формуле (399) число 235 заменить на 245, то она может быть использована и при определении нагрева алюминиевых обмоток. Зная сопротивление обмотки в холодном состоянии и измерив его по окончании работы в режиме нагрузки, можно определить температуру нагрева обмотки.

Превышение температуры обмоток над температурой окружающей среды τ определяют по формуле

$$\tau = t_н - t_x = \frac{r_н - r_x}{r_x}(235 + t_x). \tag{400}$$

Формула (400) справедлива только в том случае, когда температура охлаждающего воздуха равна температуре окружающей среды и во время испытаний не изменяется. Если температура охлаждающего воздуха отличается от температуры окружающей среды, что наблюдается при испытании машин с независимой вентиляцией, или температура окружающего воздуха к моменту замера сопротивления изменилась, то в уравнение (400) вводят поправку, и оно имеет вид

$$\tau = \frac{r_н - r_x}{r_x}(235 + t_x) + (t_x + t_в), \qquad (401)$$

где $t_в$ — температура окружающего (охлаждающего) воздуха в момент измерения сопротивления.

При тепловых испытаниях необходимо тщательно следить за постоянством нагрузки, скорости вращения и количеством охлаждающего воздуха, снимая через каждые 10—15 *мин* показания всех измерительных приборов и фиксируя результаты в журнале испытаний. В момент окончания испытания, после последней записи показания приборов, машины быстро останавливают, фиксируя время и включая секундомер.

Для остановки машин, испытываемых методом взаимной нагрузки, отключают вспомогательный двигатель (или линейный генератор) и усиливают возбуждение вольтодобавочной машины с тем, чтобы ток в испытуемых машинах был близок к току нагрузки при испытании. Вращающие моменты спаренных испытуемых машин при этом направлены в противоположные стороны, что вызывает быструю остановку машин. После остановки машины подача охлаждающего воздуха прекращается.

Для определения температуры обмотки якоря по окончании испытания под нагрузкой, после остановки машин, якорь устанавливают поворотом от руки в такое положение, чтобы измерение падения напряжения производилось на тех же коллекторных пластинах, на которых определялось сопротивление холодной обмотки якоря. Первый такой замер сопротивления практически возможно осуществить только через 25—30 *сек* после остановки для вспомогательных машин и 30—45 *сек* для тяговых. Поэтому его величина не может определять температуру обмотки якоря в момент окончания режима. Эту температуру определяют методом экстраполяции кривой остывания в момент отключения, сущность которого изложена в ГОСТе 183—66.

Величины сопротивлений обмотки якоря в нагретом состоянии, полученные указанным способом, подставляют в уравнение (401) для определения при известном значении r_x перегрева обмотки в конце режима. Подобным образом подсчитывают температуры перегрева обмоток полюсов; результаты подсчетов по всем обмоткам сравнивают с нормами (ГОСТы 2582—66 и 8865—58).

Виды тепловых испытаний тяговых двигателей. При испытаниях прежде всего определяют часовой ток, являющийся током нагрузки при контрольных тепловых испытаниях. Величину тока определяют методом постепенного приближения: первоначально двигатель испытывают при расчетном токе и нормальной вентиляции, затем в случае несоответствия нагрева обмоток установленным нормам испытания с новыми значениями тока повторяют до получения необходимых результатов. Перед началом повторных испытаний двигатель должен остыть. При корректировке величины тока можно исходить из того, что перегрев обмоток примерно пропорционален квадрату тока.

После определения часового (кратковременного) тока находят также длительный ток нагрузки, при котором перегрев всех частей ма-

шины после работы в течение произвольно продолжительного времени соответствует нормам. Испытание на нагревание длительным током состоит в том, что двигатель, нагруженный таким способом, работает при номинальном напряжении и скорости, соответствующих длительной нагрузке до тех пор, пока не прекратится возрастание температуры всех его частей. Температуру какой-либо части двигателя считают практически установившейся, если ее изменение в течение 1 *ч* не превышает 1°С при неизменных нагрузке машины и температуре охлаждающей среды.

Для сокращения времени испытания допускается до начала испытательного режима предварительный подогрев двигателя более высоким током, после чего устанавливается необходимый режим нагрузки. Если по окончании испытания на длительном режиме требуется его повторить при другом токе (меньшем или большем), то целесообразно для экономии времени эти испытания проводить одно за другим, чтобы двигатель не мог сильно остыть. В процессе испытаний через каждые 10—15 *мин* описанным выше способом измеряют температуру перегрева всех частей двигателя, температуру окружающей среды и охлаждающего воздуха и контролируют его расход. Если при контрольных испытаниях температуру якоря измеряют только по окончании режима, то при испытании на длительный режим такие замеры можно производить через определенные промежутки времени (обычно не реже чем через 45—60 *мин*). Чтобы избежать значительного охлаждения коллектора и обмоток, быстро останавливают двигатели и измеряют сопротивление обмотки якоря. Для этого двигатели отключают от сети, выключают вентиляцию и усиливают ток вольтодобавочной машины, действующей при этом как электрический тормоз. На остановку двигателя и измерение сопротивления затрачивается не более 45—60 *сек*.

Для ускорения измерения падения напряжения в обмотке якоря можно вместо щупов применять измерительные графитовые щетки диаметром 4—5 *мм*. Их встраивают в две основные щетки, расположенные одна от другой на расстоянии полюсного деления по коллектору, и подключают к измерительному прибору в момент остановки якоря. Для большей точности замеров измерительные щетки изолируют от основных и во избежание порчи прибора при вращении якоря отключают от него рубильником. После окончания измерений двигатели пускают вновь, восстанавливают прежнюю нагрузку, включают вентилятор, и испытательный режим продолжается. Когда прекращается возрастание температуры всех обмоток машины, производят все измерения, которые выполняют по окончании режима при испытании на нагревание, и измеряют температуру коллектора термометром. Нагрев обмоток рассчитывают по формуле (401), в которую подставляют среднее значение температуры охлаждающего воздуха (окружающей среды) за последний час длительного режима.

При тепловых испытаниях тяговых двигателей магистральных электровозов для одного из двигателей каждого типа снимают сетку кривых нагревания и охлаждения, представляющих собой зависимость температуры перегрева обмоток τ от времени t при различных значениях тока нагрузки I и от количества охлаждающего воздуха Q. Эти кривые используют для тяговых расчетов и снимают при 8—10 значениях тока в диапазоне 40—160% номинального тока, при номинальном напряжении и расходе воздуха, составляющем 100, 75 и 0% от расчетного расхода.

Испытания проводят так же, как и при определении длительного режима; отличие состоит в том, что начинают нагревать холодный двигатель и продолжают нагрев до прекращения возрастания температуры

без изменения режима нагрузки и охлаждения. Режимы охлаждения осуществляют от максимально допустимого нагрева до холодного состояния двигателя при отсутствии нагрузки и до установившейся температуры при наличии нагрузки. Температуру обмоток замеряют через каждые 30 *мин* методом сопротивления. Скорость вращения машин при испытаниях поддерживают постоянной и соответствующей току нагрузки по рабочим характеристикам. Кривую остывания снимают без тока в обмотках и при невращающемся якоре. Для снятия кривых нагрева при нагрузках больше часовой замеры температуры (сопротивления) производят дважды: перед началом режима, когда двигатель холодный, и в конце режима. Остановки двигателя в процессе этого испытания не допускаются.

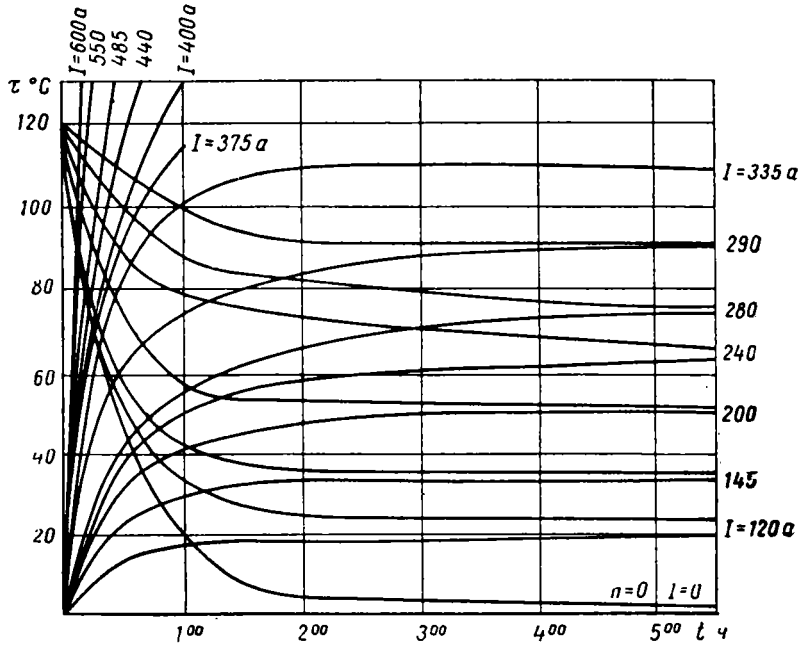


Рис. 210. Кривые нагрева и остывания обмотки якоря двигателя НБ-406Б (U = 1500 *в*; Q = 95 *м³/мин*)

Результаты испытаний для каждой обмотки (якоря, главных и дополнительных полюсов) представляют в виде кривых $\tau=\tau(t)$ при постоянных значениях IU и Q. На рис. 210—212 приведены такие кривые для тяговых двигателей НБ-406Б, НБ-412М и НБ-414В.

§ 53. МЕТОДЫ СНЯТИЯ РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Рабочие характеристики тяговых двигателей представляют собой зависимость скорости вращения, вращающего момента и к. п. д. на валу от тока в цепи якоря. Их снимают при типовых испытаниях двигателей.

Определение к. п. д. Опытное определение к. п. д. электрических машин можно производить непосредственным или косвенным методом. Для тяговых двигателей электровозов, имеющих мощность в несколько сотен киловатт, наиболее удобно определять к. п. д. косвенным методом по способу взаимной нагрузки или отдельных потерь.

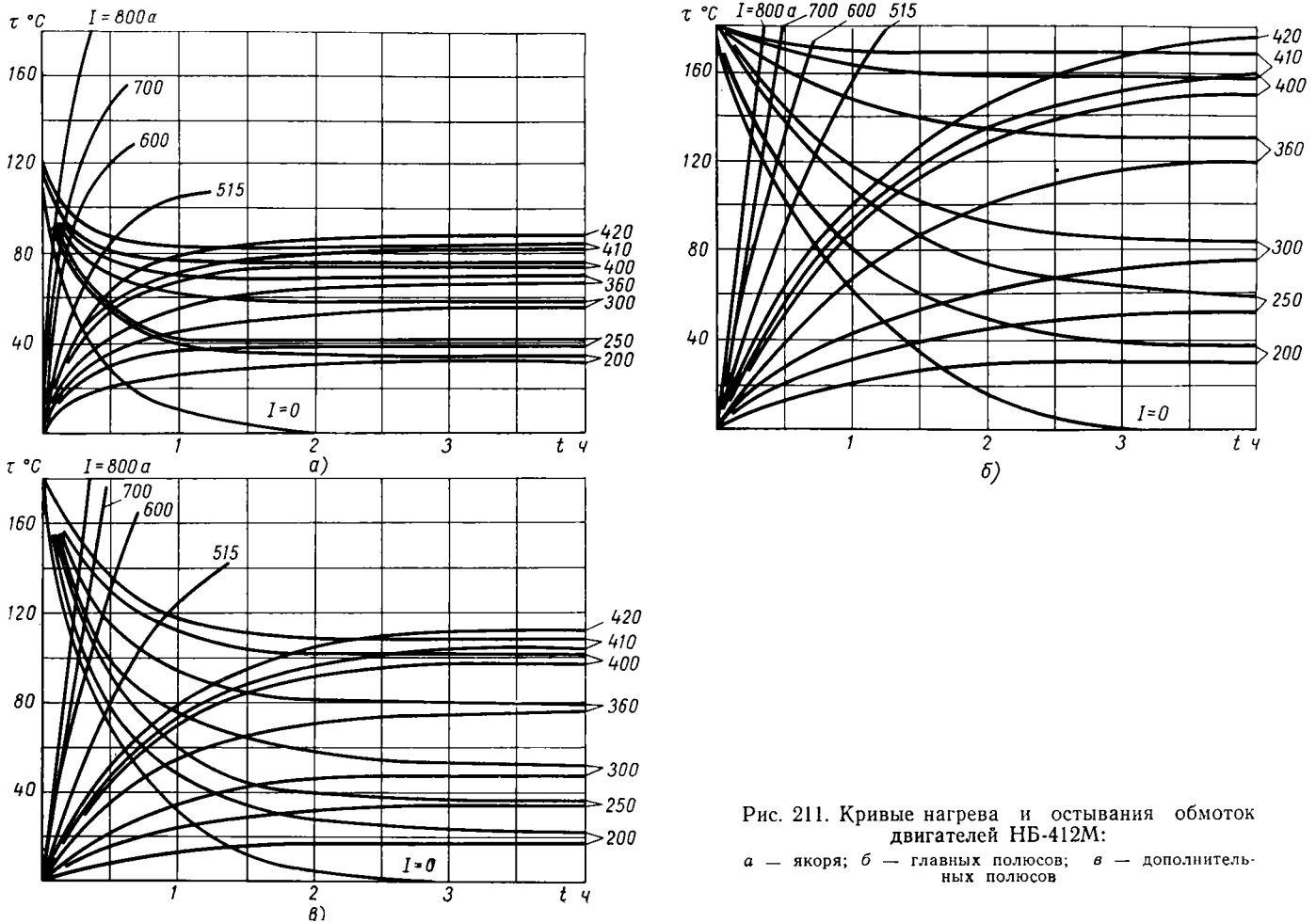


Рис. 211. Кривые нагрева и остывания обмоток двигателей НБ-412М:

а — якоря; *б* — главных полюсов; *в* — дополнительных полюсов

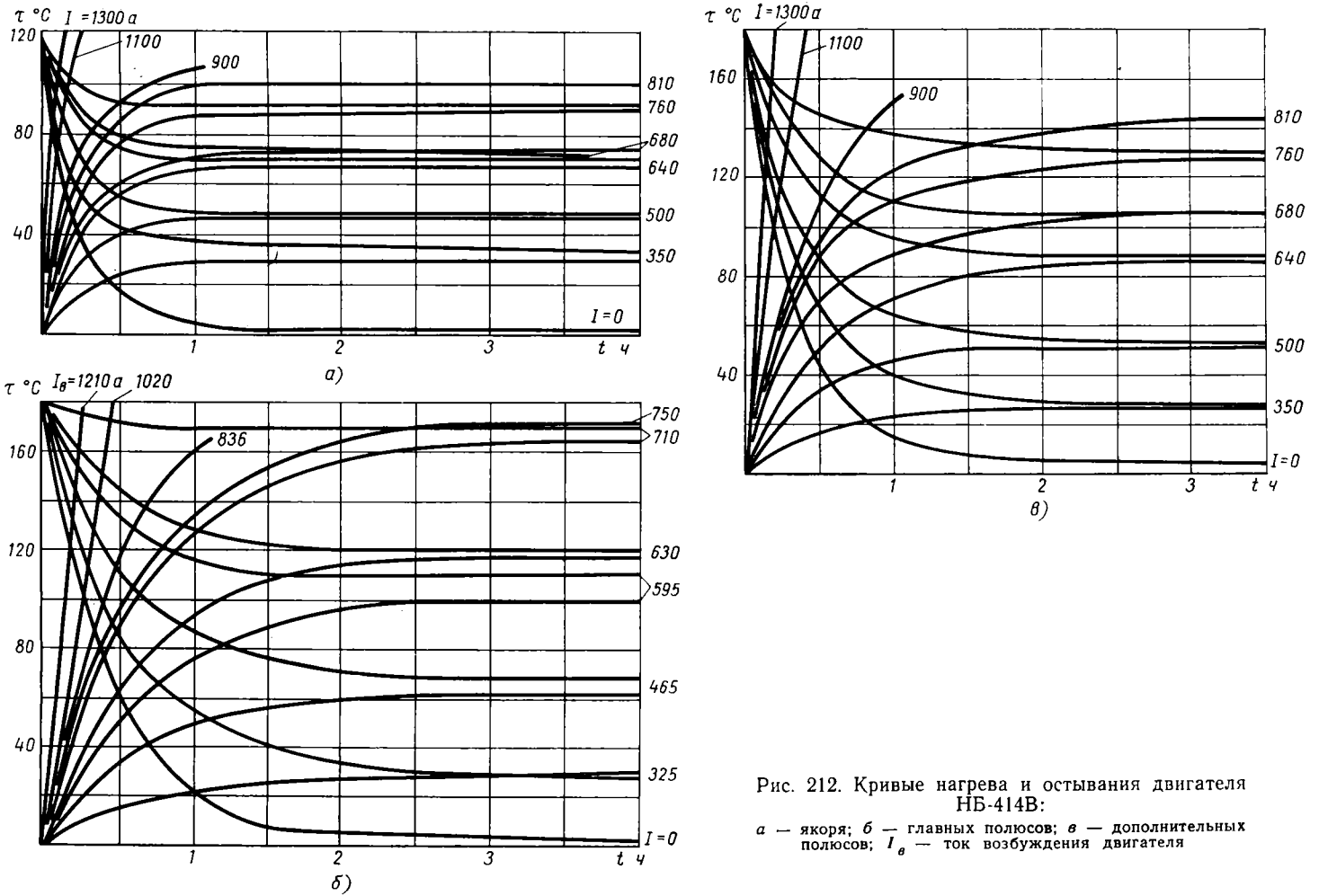


Рис. 212. Кривые нагрева и остывания двигателя НБ-414В:

а — якоря; *б* — главных полюсов; *в* — дополнительных полюсов; $I_в$ — ток возбуждения двигателя

При обоих способах косвенного метода к. п. д. вычисляют как отношение полезной мощности P_2 к подведенной мощности, равной произведению рабочего напряжения на ток, т. е.

$$\eta = 100\frac{P_2}{UI} = 100\frac{UI - \Sigma\Delta P}{UI}\ \% \qquad (402)$$

или

$$\eta = 100\left(1 - \frac{\Sigma\Delta P}{UI}\right)\%.$$

Из выражения (402) видно, что этот метод более точен по сравнению с методами непосредственного определения потерь, так как значение потерь $\Sigma\Delta P$ входит в выражение как отношение к полезной мощности, и погрешности измерения отражаются на результатах тем слабее, чем меньше это отношение. При косвенном методе определения к. п. д. способ взаимной нагрузки применим в том случае, когда требуется общая оценка к. п. д.

Одинаковые по мощности и типу двигатели соединяют по схеме взаимной нагрузки с линейным генератором (см. рис. 206) и нагружают при номинальной скорости вращения так, чтобы среднее арифметическое значение токов якорей обоих двигателей равнялось номинальному значению. Напряжение на якоре должно отличаться от номинального на величину падения напряжения в якоре и зависит от того, в каком режиме работает испытуемая машина (в качестве генератора или двигателя). Величина потерь при испытании по способу взаимной нагрузки равна мощности, забираемой из сети и отдаваемой вольтодобавочной машиной, т. е.

$$\Sigma\Delta P_{дв} + \Sigma\Delta P_г = U_c I_c + U_{вм} I_{вм},$$

где $\Sigma\Delta P_{дв}$ — потери мощности в испытуемой машине, работающей в режиме двигателя;

$\Sigma\Delta P_г$ — потери в машине, работающей в режиме генератора;

$U_{вм}$ — напряжение вольтодобавочной машины;

$I_{вм}$ — ток, протекающий через вольтодобавочную машину.

Если считать, что потери в обеих сочлененных машинах одинаковы, то мощность на валу двигателя

$$P_2 = U_{дв} I_{дв} - \frac{U_c I_c + U_{вм} I_г}{2}, \qquad (403)$$

где $U_{дв}$ — напряжение, подводимое к двигателю;

$I_{дв}$ — ток двигателя.

Отсюда к. п. д. двигателя

$$\eta = \frac{P_2}{U_{дв} I_{дв}}. \qquad (404)$$

Недостаток этого способа заключается в том, что он позволяет определить среднее значение к. п. д. двух однотипных двигателей в предположении равенства их потерь. В действительности у машин с одинаковыми паспортными данными потери обычно не одинаковы из-за разницы в сопротивлении обмоток, скорости вращения и пр. Для большей точности определения к. п. д. этим способом замеры надо производить только после того, как обмотки двигателей нагреты до рабочей температуры.

Способ отдельных потерь более точен и заключается в том, что в машине опытным путем определяют отдельно электрические $\Delta P_э$, магнит-

ные $\Delta P_{маг}$, механические $\Delta P_{мех}$, добавочные $\Delta P_{доп}$ потери и потери в щеточных контактах $\Delta P_{щ}$. Их сумму подставляют в формулу (см. рис. 402), позволяющую определить к. п. д. довольно точно.

Электрические потери в каждой обмотке определяют как произведение квадрата тока на сопротивление, измеренное описанным выше способом и приведенное к рабочей температуре 75° С для изоляции класса А и 110° С для изоляции класса В, F и Н по формуле (398). Электрические потери в переходных контактах щеток равны произведению тока на падение напряжения на двух щетках, которое по стандартным нормам составляет 3 *в* для щеток без шунтов и 2 *в* для щеток с шунтами. Дополнительные потери обычно принимают по нормам, указанным в ГОСТе 2582—66.

Магнитные и механические потери, называемые потерями холостого хода, определяют по методу независимого возбуждения при холостом ходе двигателя. Для этого обмотки испытываемого двигателя включают

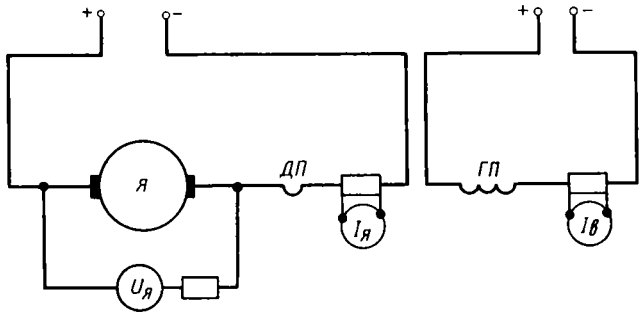


Рис. 213. Схема для определения потерь холостого хода

по схеме (рис. 213), устанавливают постоянное (допустим, номинальное) значение тока возбуждения $I_в$ и при различных значениях напряжения на зажимах цепи якоря фиксируют по току $I_я$ и напряжению $U_я$ мощность, подводимую к двигателю во всем диапазоне скорости вращения якоря (от минимальной до максимальной). После этого устанавливают другую величину тока возбуждения и повторяют измерения снова. Пренебрегая потерями в меди обмотки якоря, так как они очень малы, можно считать, что измеренная мощность затрачивается на покрытие магнитных и механических потерь при установленном токе возбуждения. Эти потери обычно определяют в диапазоне токов возбуждения, составляющих 20—200% номинального значения, и по результатам испытаний строят семейство кривых потерь холостого хода $P_{xx} = P_{xx}(n)$ при $I_в = \text{const}$. На рис. 214 приведены кривые $P_{xx} = P_{xx}(n)$ для тяговых двигателей НБ-406Б, НБ-412М, НБ-414В.

Для выделения механических потерь из найденных потерь холостого хода в тяговых двигателях последовательного возбуждения обмотки соединяют по схеме, данной на рис. 215, подводят регулируемое напряжение и проводят опыт холостого хода. При различных скоростях вращения машины измеряют ток и напряжение и определяют механические потери, так как электрические и магнитные потери при этом практически равны нулю.

По данным этих измерений также строят зависимость $\Delta P_{мех} = \Delta P_{мех}(n)$, которую для удобства наносят на один график потерь холостого хода (см. рис. 214). Если из потерь холостого хода вычесть ме-

ханические потери, то полученная разность составит магнитные потери в стали машины.

Разделение потерь холостого хода на магнитные и механические можно произвести и не проводя опыта холостого хода по схеме (рис. 215). Для этого по полученным данным при определении суммарных потерь холостого хода необходимо построить кривые $P_{xx} = P_{xx}(U_я)$ при $n = \text{const}$ и, экстраполируя их, продолжить до пересечения с осью ординат, на которой они отсекут отрезки, равные в принятом масштабе механическим потерям для каждого значения скорости вращения. По найденным значениям механических потерь строят зависимость $\Delta P_{мех} = \Delta P_{мех}(n)$, с помощью которой вычисляют магнитные потери. Этот способ удобен при испытаниях двигателей независимого возбуждения, для которых провести опыт холостого хода по схеме, данной на рис. 215, не представляется возможным. Однако из-за погрешностей при экстраполяции кривых механические потери этим методом определяются менее точно, чем при опыте холостого хода.

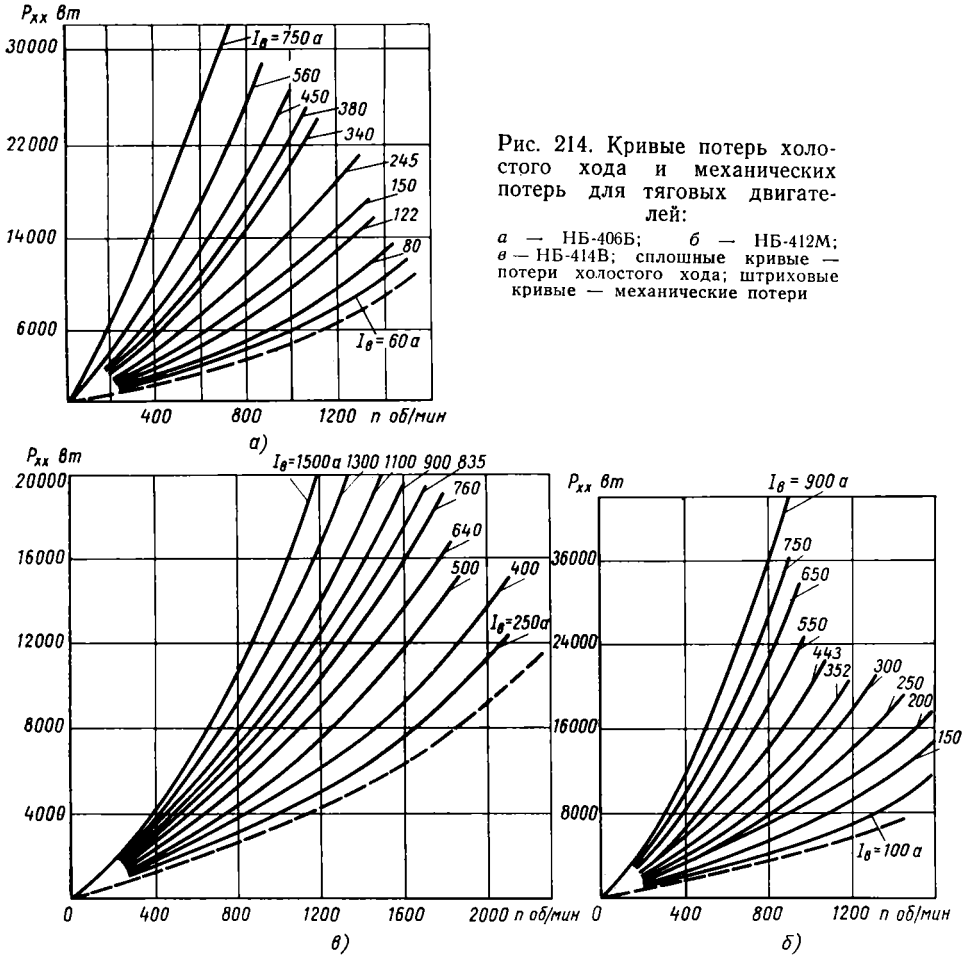


Рис. 214. Кривые потерь холостого хода и механических потерь для тяговых двигателей:

а — НБ-406Б; *б* — НБ-412М; *в* — НБ-414В; сплошные кривые — потери холостого хода; штриховые кривые — механические потери

Для определения потерь трения под щетками при опыте холостого хода по схеме (рис. 215) снимают зависимость механических потерь от скорости вращения коллектора при полном количестве щеток, установленных на коллекторе, и при уменьшенном, например, вдвое. Для обоих случаев строят кривые $\Delta P_{мех} = \Delta P_{мех}(n)$. Разность между такими кри-

выми дает величину потерь на трение под снятыми щетками $\Delta P_щ$. Полагая, что потери на трение под каждой щеткой одинаковы, общие потери под всеми щетками

$$\Delta P_щ = \frac{m(\Delta P_{мех} - \Delta P_{мех1})}{m_1}, \qquad (405)$$

где m и m_1 — полное количество щеток машины и количество щеток при испытании;

$\Delta P_{мех}$ и $\Delta P_{мех1}$ — механические потери при полном и уменьшенном числе щеток.

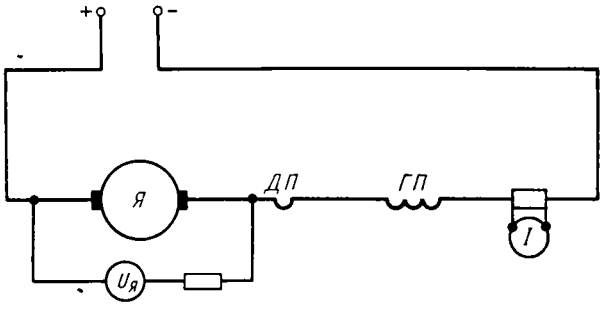


Рис. 215. Схема для определения механических потерь

Если требуется особенно точно разделить механические потери, необходимо применить тарированный двигатель, с помощью которого испытуемый двигатель будет работать в невозбужденном и отключенном состоянии. Потери определяют путем измерения полезной мощности тарированного двигателя. Разность мощностей при установленных и полностью снятых щетках представляет собой потери на трение под щетками.

Используя перечисленные методы разделения потерь, всегда можно найти потери для различных нагрузок и режимов работы, отдельные потери и их суммы; с помощью выражения (402) достаточно точно рассчитать к. п. д. машины и построить зависимость $\eta = \eta(n)$ при $U = \text{const}$.

Для тяговых двигателей эти зависимости обычно строят для тех же режимов работы, что и скоростные характеристики.

Снятие скоростных характеристик. Для снятия скоростных характеристик испытуемые двигатели устанавливают на стенд и включают по схеме взаимной нагрузки (см. рис. 206), в которой предусмотрена возможность изменения не только тока и напряжения, но и степени возбуждения.

Скорость вращения якоря зависит от сопротивления обмоток:

$$n = \frac{U_{дв} - I_{дв}\Sigma r_{дв}}{C\Phi}, \qquad (406)$$

где $\Sigma r_{дв}$ — внутреннее сопротивление обмоток двигателя;

C — постоянный коэффициент;

Φ — магнитный поток двигателя.

Перед началом испытаний двигатели поэтому необходимо нагревать до рабочей температуры током нагрузки. Скоростные характеристики двигателей последовательного возбуждения снимают при постоянном напряжении и различных токах нагрузки путем одновременного измерения тока цепи якоря и скорости вращения якоря тахометром или тахоскопом. Характеристику снимают для обеих направлений вращения в диапазоне от максимально допустимой скорости до минимальной, соответствующей двойной перегрузке. По данным измерений строят средние зависимости скорости вращения якоря от тока нагрузки при постоянном напряжении сети.

Для тяговых двигателей скоростные характеристики снимают при номинальном напряжении и всех ступенях ослабления поля, а также при

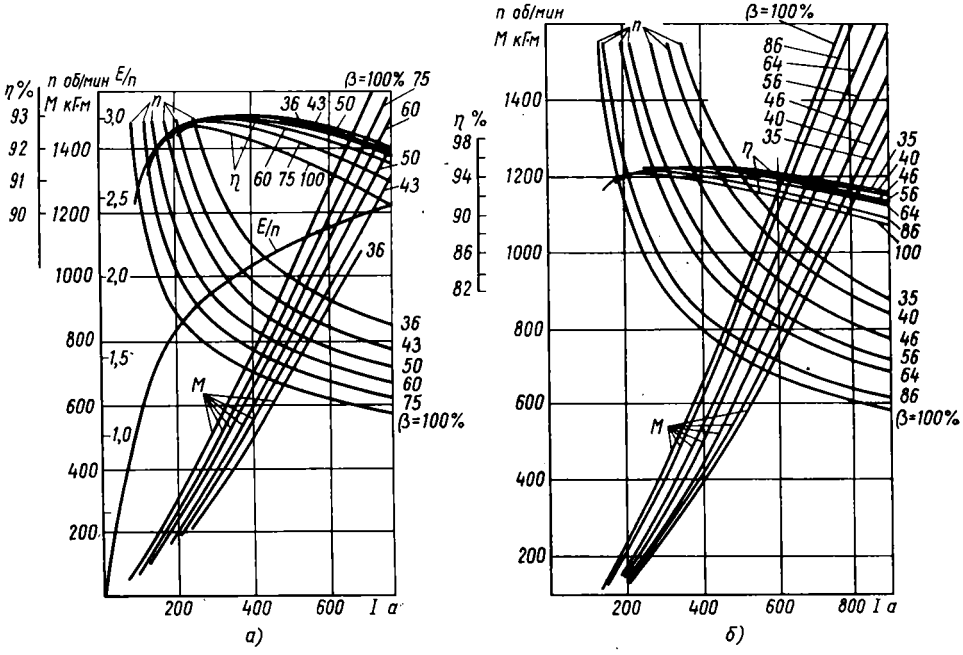


Рис. 216. Рабочие характеристики тяговых двигателей:
а — НБ-406Б; *б* — НБ-412М

пониженном напряжении, соответствующем различным соединениям двигателей. Степень возбуждения β во всех случаях устанавливают по показаниям амперметров в цепи якоря ($I_я$) и возбуждения ($I_в$):

$$\beta = \frac{I_в}{I_я}. \qquad (407)$$

При испытаниях на ослабленном поле необходимо постоянно следить за постоянством величины β, так как из-за неодинакового изменения температуры обмоток возбуждения и шунтирующего сопротивления величина β может изменяться. Кроме этого, при испытаниях надо следить за искрением щеток и отмечать класс коммутации.

На рис. 216 и 217 приведены скоростные характеристики различных тяговых двигателей электровозов.

Характеристики холостого хода и нагрузочные характеристики. Характеристики холостого хода выражают зависимость э. д. с. E от тока возбуждения $I_в$ при номинальной скорости вращения якоря $n_н = \text{const}$.

В определенном масштабе они выражают зависимость потока Ф от тока $I_в$. Обычно характеристику холостого хода строят в системе координат $\frac{E}{n} = \frac{E}{n}(I_в)$, что весьма удобно для практических целей.

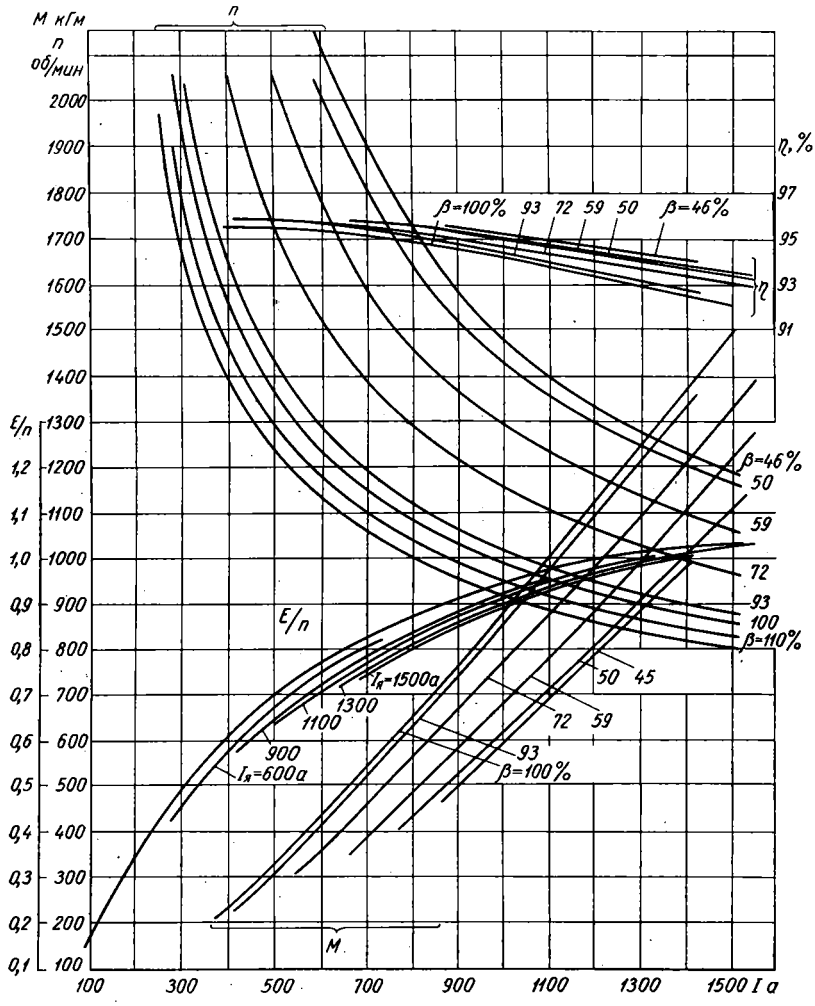


Рис. 217. Рабочая характеристика тягового двигателя НБ-414В

Для снятия характеристики холостого хода двигатель возбуждают по схеме (см. рис. 213) и в ненагруженном состоянии приводят во вращение посторонним двигателем с постоянной скоростью (желательно с номинальной). При изменении тока возбуждения в диапазоне от нуля до максимального определяют величину э. д. с. якоря при различных значениях тока возбуждения. По данным испытаний строятся характеристики $\frac{E}{n} = \frac{E}{n}(I_в)$ (рис. 218, *б*).

Вследствие явлений гистерезиса кривая холостого хода, снятая при увеличении тока возбуждения, не совпадает с кривой, снятой при его уменьшении, поэтому рекомендуется снимать обе эти кривые и строить среднюю. Обязательным условием при снятии характеристики является изменение тока возбуждения только в одном направлении. Так, если

кривую снимают при уменьшении тока, то он должен только убывать, при увеличении — только возрастать. Несоблюдение этого условия понижает точность измерений и искажает характер зависимости.

Так как при построении кривой холостого хода по оси ординат откладывают не э. д. с., а ее отношение к скорости вращения якоря, то некоторые отклонения скорости вращения от установленной практического значения не имеют, что существенно облегчает проведение испытаний. Если при снятии кривой холостого хода не стремятся достигнуть высокой точности, то эти кривые могут быть построены по данным опыта определения потерь холостого хода путем расчета величины $\frac{E}{n}$ для различных значений тока возбуждения.

Нагрузочные характеристики обычно снимают только для тяговых двигателей, работающих в режиме торможения. Эти характеристики

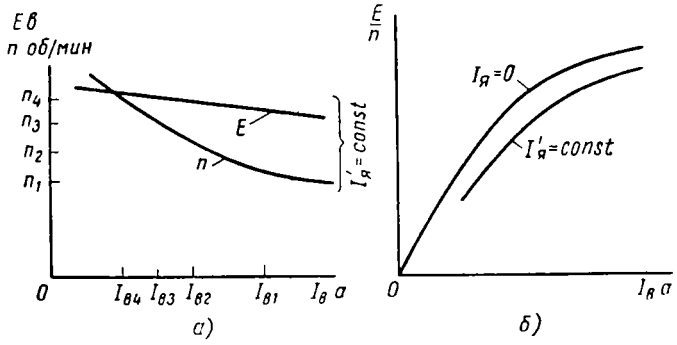


Рис. 218. Кривые $n = n(I_в)$; $E = E(I_в)$ при $I_я = \text{const}$ и $\frac{E}{n}$

представляют собой зависимость напряжения на якоре генератора от тока возбуждения при постоянных скоростях вращения и показывают, как изменяется характеристика холостого хода при переходе к нагруженному состоянию из-за искажения основного потока реакцией якоря и падения напряжения в его цепи.

Для тяговых двигателей нагрузочные характеристики, как правило, строят по скоростным характеристикам, так как испытания по схеме непосредственной нагрузки затруднительны и требуют сложного оборудования. Построение проводят в следующем порядке.

Имея скоростные характеристики $n = n(I)$, снятые при различных степенях ослабления поля β, задаются током якоря $I_я$, при постоянном значении которого необходимо построить нагрузочную характеристику. Для принятого тока $I_я$ по этим характеристикам определяют скорости вращения, соответствующие различным токам возбуждения $I_{гп}$, и строят кривую $n = n(I_{гп})$ при $I_я = \text{const}$ (рис. 218, *а*).

Зная величину напряжения $U_{дв}$, при котором снимались скоростные характеристики, и рассчитав падение напряжения в испытуемом двигателе, определяют значение э. д. с. якоря по формуле

$$E = U_{дв} - I_я(r_я + r_{дп}) - I_{гп}r_{гп} - \Delta U_щ. \qquad (408)$$

По полученным величинам строят кривую $\frac{E}{n} = \frac{E}{n}(I_{гп})$ при $I_я = \text{const}$ (рис. 218, *б*). При различных значениях тока возбуждения ($I_{в1}$,

$I_{в2}$) находят отношение э. д. с. к скорости вращения, а именно $\frac{E_1}{n_1}$, $\frac{E_2}{n_2}$ и наносят их также на график. Полученная кривая $\frac{E}{n} = \frac{E}{n}(I_{гп})$ при $I_я =$ $=$ const и есть нагрузочная характеристика для выбранного значения тока якоря.

Задаваясь несколькими значениями тока якоря и проведя подобные построения, получают серию нагрузочных кривых для данного типа двигателя. На рис. 219 приведены нагрузочные характеристики, построенные таким образом для тяговых двигателей НБ-406Б и НБ-412М.

Построение рабочих характеристик. Рабочие характеристики электродвигателей представляют собой зависимости скорости вращения, вращающего момента и к. п. д. на валу от тока якоря. Зная зависимость

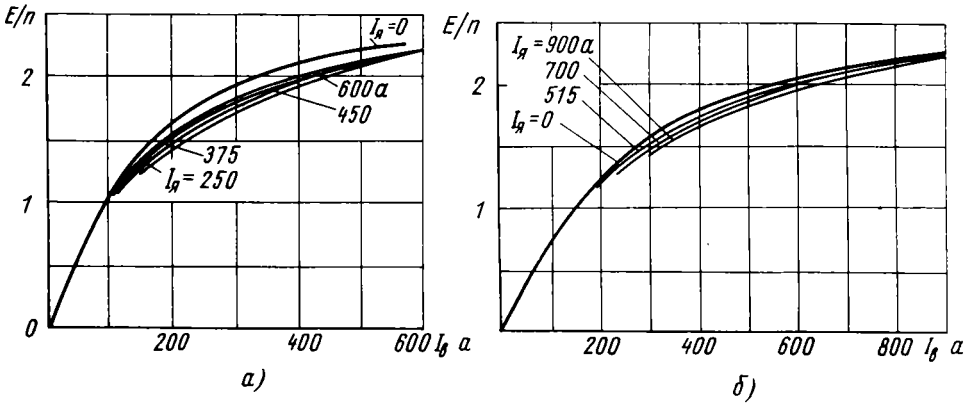


Рис. 219. Нагрузочные характеристики двигателей:
а — НБ-406Б; *б* — НБ-412М

к. п. д. и скорости вращения от тока нагрузки двигателя, способы определения которых рассмотрены выше, можно построить и зависимость момента на валу двигателя от тока якоря. При этом момент находят по формуле

$$M = 974 \frac{P_2}{\eta} \text{ кГ} \cdot \text{м}, \tag{409}$$

где P_2 — полезная мощность в *вт*; $P_2 = NI\eta$.

Рабочие характеристики для тяговых двигателей строят при различных значениях напряжения и степенях ослабления поля. На рис. 216 и 217 приведены такие характеристики для тяговых двигателей НБ-406Б, НБ-412М, НБ-414В.

§ 54. ИССЛЕДОВАНИЕ И НАСТРОЙКА КОММУТАЦИИ, ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗОН НАИЛУЧШЕЙ КОММУТАЦИИ

Оценку качества коммутации производят по степени искрения под сбегающим краем щетки в соответствии с ГОСТом 183—66 и по зонам наилучшей коммутации, определяемым методом подпитки и отпитки добавочных полюсов. При контрольных испытаниях электродвигателей проверку коммутации производят согласно ГОСТу 2582—66 на нагретых двигателях после испытания их на разгон при двухкратном номинальном напряжении и при повышенном напряжении и максимальной конст-

руктивной скорости вращения. Двигатели при этом вращаются в течение 30 *сек* по часовой стрелке и против нее.

При типовых испытаниях двигателей, помимо режимов, указанных для контрольных испытаний, проверяют класс коммутации во всем диапазоне рабочих токов и ступеней возбуждения при снятии скоростных характеристик.

Так как условия эксплуатации тяговых двигателей тяжелые, к их коммутации предъявляют требования, чтобы в номинальном режиме новые машины имели степень искрения не выше $1—1^1/_4$ и во всем рабочем диапазоне не выше $1^1/_2$. При кратковременных толчках нагрузки и перегрузках допускают искрения класса 2, если при этом коллектор и щетки остаются в состоянии, пригодном для дальнейшей работы, т. е. если почернение поверхности коллектора и подгорание щеток постепенно устраняются сами при дальнейшей работе машины.

Опыт работы тяговых двигателей показывает, что повидимому искрению нельзя сделать заключение о пригодности двигателя к эксплуатации. Нередко встречаются двигатели, у которых едва заметное искрение при испытании на стенде в условиях эксплуатации усиливается, особенно при изменении нагрузки, применении ослабления поля, резких изменениях напряжения машины.

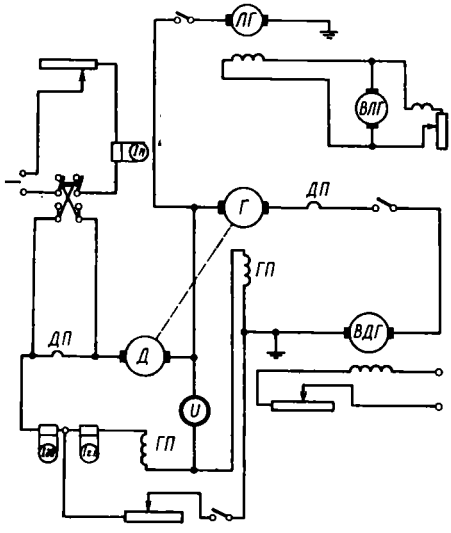


Рис. 220. Схема подпитки и отпитки дополнительных полюсов тяговых двигателей

Износ коллектора и щеток при этом способствует дальнейшему усилению искрения, создает условия для перебросов и кругового огня на коллекторе. По этим причинам для исследования качества коммутации тяговых двигателей, помимо перечисленных проверок, определяют зоны безыскровой (наилучшей) коммутации. Способ построения этих зон заключается в том, что при каждой нагрузке определяют верхний и нижний пределы тока в обмотке дополнительных полюсов, между которыми коммутация остается темной.

При испытаниях тяговых двигателей обычно устанавливают область, ограниченную этими пределами и называемую зоной безыскровой работы, а также зону искрения, допустимого в эксплуатации. Ограничением зоны допустимого искрения служат значения тока, при которых наблюдается искрение класса 2.

Изменение тока в обмотках дополнительных полюсов можно производить или способом их независимого питания, или подпиткой обмоток от отдельного источника постоянного тока. Принципиальная схема подпитки и отпитки для тяговых двигателей при испытаниях их по схеме взаимной нагрузки приведена на рис. 220.

Опыт определения зоны допустимого искрения проводят подобно испытанию двигателей под нагрузкой. Установив при нормальном напряжении минимально возможный ток нагрузки испытуемого двигателя, увеличивают н. с. дополнительных полюсов, усиливая возбуждение генератора подпитки, и одновременно ведут наблюдение за искрением под сбегающим краем щетки.

При появлении первых признаков искрения замеряют ток якоря и ток подпитки, а затем продолжают увеличивать его до момента начала искрения класса 2, при котором снова замеряют токи. После этого ток подпитки уменьшают до нуля и изменяют по направлению, н. с. дополнительных полюсов снижают путем отпитки. При этом также измеряют токи в момент начала искрения и достижения им класса 2.

Такие опыты производят для четырех-пяти значений тока якоря и по их результатам строят кривые подпитки и отпитки в виде зависимости $\frac{i_п}{I_я} = \frac{i_п}{I_я}(I_я)$ для каждой щетки и каждого направления вращения. При определении зоны безыскровой коммутации не следует допускать сильного или продолжительного искрения, так как появление этого искрения немедленно вызывает сужение зоны. Для наблюдения за искрением при испытаниях устанавливают крышку коллекторного люка с застекленным отверстием или в подшипниковых щитах делают специальные смотровые отверстия.

На рис. 221 показаны зоны безыскровой работы (заштрихованная область) и искрения, допустимого в эксплуатации, для тяговых двигателей НБ-406Б, НБ-412М, НБ-414В. Из анализа этих зон можно оценить качество коммутации при различных параметрах магнитной системы дополнительных полюсов.

О коммутации можно судить по ширине безыскровых зон, величине отклонения их средней линии от оси абсцисс и ее кривизне. Чем шире зоны безыскровой работы и зоны допустимого искрения при каждой нагрузке, тем надежнее и устойчивее безыскровая коммутация. Чем выше расположена средняя линия от оси абсцисс, тем больше двигатель недокоммутирован, чем ниже расположена средняя линия, тем больше двигатель перекоммутирован. Кривизна средней линии зависит от степени компенсации реакции якоря и насыщения магнитной цепи. Чем лучше скомпенсирован двигатель и чем меньше насыщение, тем больше приближается средняя линия к прямой.

О расположении щеток на геометрической нейтрали можно судить по совпадению зон искрения при разных направлениях вращения. Чем оно лучше, тем точнее установлены щетки в нейтральном положении. Из-за технологических допусков и погрешностей замеров при изготовлении и ремонте щеток возможна неточная их установка, а следовательно, и некоторое расхождение характеристик.

Определение безыскровой зоны позволяет судить о правильности выбора конструктивных и обмоточных данных дополнительных полюсов. Так как расчет коммутации тяговых двигателей не отличается высокой точностью, то при выпуске новых двигателей приходится обычно доводить коммутацию опытным путем. При настройке коммутации часто подбирают наиболее оптимальную ширину полюсных наконечников, величину зазоров и число витков дополнительных полюсов. Наилучшие полюсные наконечники при прочих равных условиях обеспечивают наибольшую ширину безыскровой зоны. Совпадение средней линии зоны с осью абсцисс соответствует идеальным параметрам магнитной системы дополнительных полюсов.

Простейшим способом усиления или ослабления дополнительных полюсов является уменьшение или увеличение сопротивления их магнитной цепи изменением воздушных зазоров или, если этого недостаточно, то изменением числа витков обмотки дополнительных полюсов. При определении изменения зазоров исходят из того, что зазор между полюсом и якорем δ_1 по технологическим соображениям целесообразно иметь не меньше зазора под главными полюсами. Зазор между

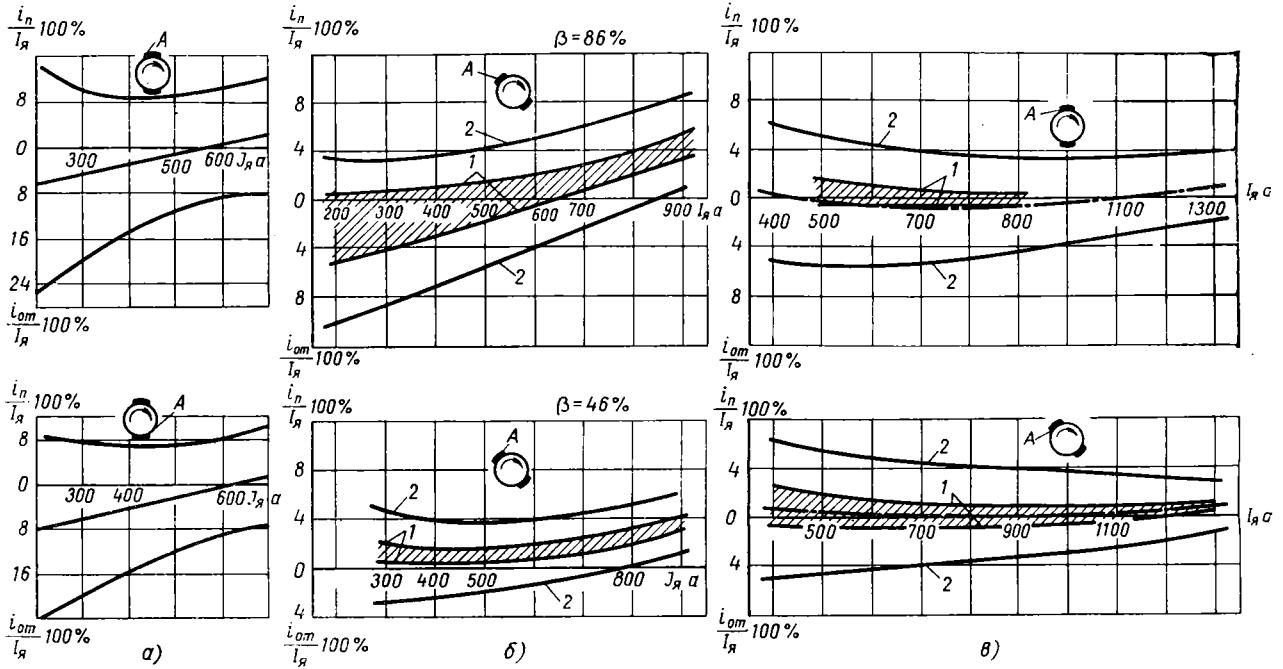


Рис. 221. Зоны искрения двигателей:

а — НБ-406Б; *б* — НБ-412М; *в* — НБ-414В; *1* — *2* — классы коммутации. Буквой *А* обозначена щетка, под которой наблюдалась коммутация; $i_п$ — ток подпитки; $i_{от}$ — ток отпитки

полюсом и остовом δ_2 не рекомендуется выбирать слишком малым, так как при этом ухудшается коммутация при переходных процессах из-за влияния вихревых токов в станине.

Величину измененного первого зазора δ_1' при небольших его изменениях (примерно $\pm 20\%$) можно определить по опытным данным, исходя из зависимости, предложенной проф. В. Т. Касьяновым:

$$\delta_1' = \frac{\delta_1}{1 + \frac{i_n}{I} \cdot \frac{\nu}{\nu - 1}}, \tag{410}$$

где ν — отношение н. с. дополнительных полюсов к н. с. реакции якоря.

Если необходимо изменить зазор на большую величину, то зазор обычно подбирают методом последовательных приближений.

Величину изменения второго зазора можно определить с достаточной точностью упрощенным методом из выражения

$$\Delta F_{\partial n} = 0{,}8 \cdot B_{\partial n} \Delta\delta_2,$$

где $\Delta F_{\partial n}$ — величина н. с., на которую необходимо изменить общую н. с. дополнительного полюса;

$B_{\partial n}$ — индукция в сердечнике дополнительного полюса;

$\Delta\delta_2$ — величина изменения второго зазора в *см*.

Из этого выражения

$$\Delta\delta_2 = \frac{F_{\partial n}}{0{,}8 B_{\partial n}}. \tag{411}$$

Величину $\Delta F_{\partial n}$ определяют по кривым подпитки по формуле

$$\Delta F_{\partial n} = \left(\frac{\Delta i_n}{I_ч}\right) w_{\partial n},$$

где Δi_n — ток подпитки (отпитки), соответствующий отклонению средней линии безыскровой зоны от оси абсцисс для номинального тока нагрузки $I_ч$.

При слишком сильных дополнительных полюсах (т. е. при перекоммутированной машине) второй зазор необходимо увеличить на величину $\Delta\delta_2$, при слабых полюсах — уменьшить.

При настройке коммутации тяговых двигателей надо учитывать, что изменение зазора δ_1 сопровождается искажением магнитного поля дополнительного полюса не только по величине, но и по форме, а при регулировке только зазора δ_2 поле изменяется по величине и практически остается неизменным по форме.

В связи с этим при настройке коммутации рекомендуется изменять зазор δ_2, сохраняя зазор δ_1 неизменным. Следует учитывать, что эффект от изменения зазора δ_2 приблизительно вдвое больше, чем от регулировки зазора δ_1. После каждого изменения зазоров результаты проверяют повторным определением зоны наилучшей коммутации. Если регулировка зазора δ_2 недостаточна, то приходится изменять зазор δ_1.

Зазоры регулируют обычно при помощи стальных или диамагнитных прокладок, которые устанавливают между остовом и сердечником полюса при сборке новых машин. Если необходимо ослабить полюс, то обычно под его сердечником снимают нужное количество стальных прокладок и на их место устанавливают прокладки из немагнитного материала (латунь, дюраль и т. п.). Если требуется усилить полюс, то поступают наоборот.

Как показывает опыт, для улучшения коммутации при переходных режимах желательна некоторая перекоммутация тяговых двигателей и вспомогательных машин, питающихся от напряжения контактной сети. При этом средняя линия безыскровой зоны будет на 1—2% расположена ниже оси абсцисс.

Наиболее распространенный метод оценки искрения по шкале ГОСТа 183—66 несовершенен, так как установление степени искрения зависит от субъективных качеств наблюдателя. На результаты также может влиять освещенность помещения, степень усталости зрения и т. п. Для уменьшения погрешностей при коммутационных испытаниях наблюдение за искрением под щетками рекомендуется поручать одному работнику, имеющему наибольший опыт в таких наблюдениях.

Для объективной оценки искрения во ВЭлНИИ совместно с Томским электромеханическим институтом инженеров железнодорожного транспорта опробован метод определения класса коммутации при помощи индикатора искрения ИИ—1. Сущность метода заключается в том, что световая энергия искрения воспринимается фотоэлементом и после преобразования в двухкаскадном усилителе сигналы поступают в электроннолучевую трубку катодного осциллографа и прибор стрелочного типа (микроамперметр), показания которого достаточно устойчивы и могут отсчитываться визуально или записываться на пленку.

Датчик индикатора искрения состоит из сурьмяно-цезиевого фотоэлектронного умножителя ФЭУ-2, который воспринимает лучистую энергию видимой части спектра, выделяющуюся при искрении, и преобразует ее в электрический сигнал. Сигналы усиливаются до уровня, позволяющего измерить их и наблюдать на экране осциллографа. Датчик выполнен в виде приставки, устанавливаемой на штативе непосредственно над исследуемой машиной и точно наводимой на очаг искрения.

Расстояние от датчика до очага искрения устанавливают опытным путем. Наиболее благоприятная величина этого расстояния около 78 *см*. Шкала индикатора проградуирована в единицах светового потока, и поэтому показания индикатора отражают видимую интенсивность искрения щеток.

Применение этого метода для оценки коммутации намного облегчает исследование коммутационного процесса и влияния различных факторов на искрение щеток.

§ 55. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ КОММУТАЦИИ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В НЕСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМАХ

Исследование коммутационной устойчивости тяговых двигателей при неустановившихся режимах имеет большое значение, так как такие режимы очень часто возникают в процессе эксплуатации. Характер неустановившихся процессов зависит от индуктивностей машины, поэтому требуется их экспериментальное определение.

Определение индуктивности обмоток тяговых двигателей. Индуктивность обмоток тяговых двигателей можно определять методом затухания постоянного потока или методом замера полного сопротивления обмотки переменному току. По первому методу собирают схему, изображенную на рис. 222, и, закорачивая двигатель или отдельные его обмотки, снимают осциллограммы затухания тока в исследуемых контурах. При этом перед осциллографированием определяют их активное сопротивление.

По кривым затухания для разных значений установившегося тока определяют постоянную времени обмотки в момент ее закорачивания, как

отрезок времени, в течение которого изменение тока в обмотке при затухании составляет 36,8% начального тока при $t = 0$. Индуктивность обмотки L в момент закорачивания рассчитывают из выражения

$$L = r\tau,$$

где r — активное сопротивление;

τ — постоянная времени.

Так как по мере затухания тока индуктивность двигателя и его обмоток изменяется, то индуктивность при разных токах

$$L = \frac{ir\Delta t}{\Delta i}.$$

При этом значения i, Δi и Δt находят из осциллограмм (рис. 223).

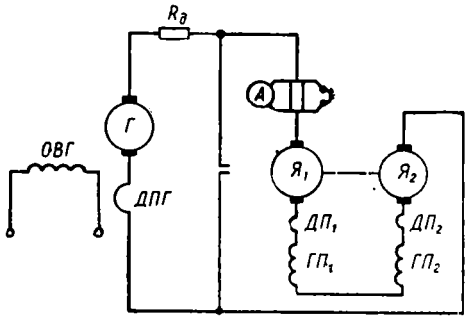


Рис. 222. Схема для осциллографирования кривых затухания тока:
ОВГ — обмотка возбуждения генератора;
ДПГ — дополнительный полюс генератора

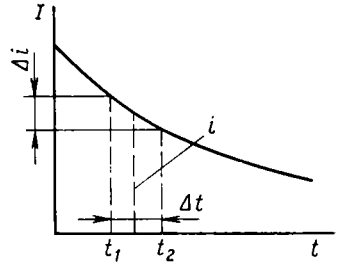


Рис. 223. Кривые затухания тока в обмотке двигателя и определение по ним i, Δi, Δt

Индуктивности всех обмоток тягового двигателя определяют на двух однотипных машинах, включенных по схеме взаимной нагрузки, так, чтобы избежать вращения якоря. При измерениях закорачивают контур, в котором последовательно соединены оба двигателя. Так как при этом увеличиваются вдвое активное и индуктивное сопротивления последовательно соединенных машин, то постоянная времени не изменяется.

На рис. 224 приведены кривые зависимости индуктивности обмоток некоторых тяговых двигателей от тока. При использовании указанного метода определения индуктивности результаты получаются несколько завышенными. Практически цепь невозможно закоротить так, чтобы на ее зажимах падение напряжения стало равным нулю, что вносит известные погрешности в расчеты.

По второму методу для определения индуктивности измеряют полное сопротивление Z соответствующей обмотки переменному току при частоте 50 *гц*. Так как активное сопротивление обмотки тяговых двигателей мало по сравнению с индуктивным X, то им обычно пренебрегают и считают, что

$$Z \approx X = 2\pi f$$

или

$$L = \frac{X}{2\pi f}.$$

При нахождении этим методом индуктивностей обмоток якоря и дополнительных полюсов катушки главных полюсов питают постоянным

током для того, чтобы создать магнитное сопротивление, соответствующее реальным условиям работы двигателя.

Исследование изменения степени искрения при скачкообразном изменении нагрузки. Для определения характера искрения тяговых двигателей при скачкообразных изменениях нагрузки на стенде два испытываемых двигателя включают по схеме взаимной нагрузки (см. рис. 222). Регулировку нагрузки (сброс тока) при этом производят резким изменением (закорачиванием или введением) активного сопротивления включенного последовательно с испытываемыми двигателями. При закорачивании сопротивления наблюдается резкое повышение напряжения и скачкообразный бросок тока, при введении сопротивления — уменьшение тока. Изменение тока в обмотках тяговых двигателей при переходных режимах осциллографируют, искрение оценивают визуально.

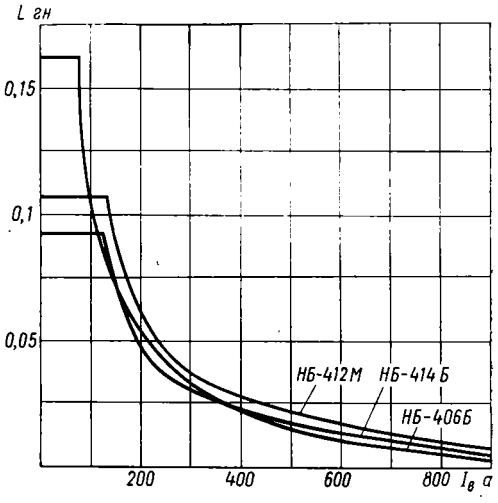


Рис. 224. Кривые индуктивности обмоток тяговых двигателей в зависимости от тока

В табл. 46 даны результаты изменения искрения при скачкообразном изменении нагрузки для тягового двигателя НБ-414Б при работе на постоянном токе, полученные после обработки соответствующих осциллограмм. В табл. 47 и 48 приведены данные, характеризующие изменение искрения при плавном повышении напряжения тяговых двигателей

Таблица 46

Напряжение на двигателе в *в*	Степень ослабления поля (шунтировка главных полюсов)	Ток переходного режима в *а*			Установившееся значение тока после переходного режима в *а*			Период изменения тока в *сек*	Класс коммутации	
		якоря	главных полюсов	цепи, шунтирующей главные полюсы	$I_я$	$I_{гп}$	I_m		до переходного режима	при переходном режиме
500	0,49	900	444	456	430	207	228	0,42	$1\frac{1}{2}$	$1\frac{1}{4}$
500	0,49	900	440	460	1730	844	886	0,6	$1\frac{1}{2}$	2
950	0,93	900	820	80	1600	1486	114	0,65	$1\frac{1}{4}$	2
950	0,49	800	436	464	540	260	280	0,6	$1\frac{1}{2}$	$1\frac{1}{2}$
950	0,49	900	440	460	1620	780	840	0,52	$1\frac{1}{2}$	2

НБ-414Б (табл. 47) на стенде при питании их постоянным током ($I_я = 800$ *а*) и при $\beta = 0{,}93$ и двигателей НБ-412М (табл. 48) в условиях эксплуатации при питании пульсирующим током и при $\beta = 0{,}86\%$.

Таблица 47

Напряжение двигателя в *в*	Вращение по часовой стрелке		Вращение против часовой стрелки	
	Скорость вращения в *об/мин*	Степень искрения	Скорость вращения в *об/мин*	Степень искрения
950*	1130	$1\frac{1}{4}$	1090	$1\frac{1}{4}$
1100	1320	$1\frac{1}{4}$	1290	$1\frac{1}{2}$
1200	1420	$1\frac{1}{4}$	1410	$1\frac{1}{2}$
1300	1560	$1\frac{1}{4}$	1545	2
1400	1685	2	1690	2
1500	1820	2	1810	2

* Номинальное напряжение.

Таблица 48

Ток двигателя в *а*	Напряжение на двигателе в *в*	Скорость вращения якоря в *об/мин*	Позиция контроллера машиниста	Коэффициент пульсации выпрямленного тока	Степень искрения
300	920	405	17	—	1
291	1140	650	21	0,26	$1\frac{1}{4}$
374	1250	650	24	0,28	$1\frac{1}{2}$
432	1310	650	25	0,275	2
200	1395	980	25	0,43	2
192	1450	1060	26	0,39	2
300	1580	980	29	0,315	2

Из табл. 46—48 видно, что двигатель НБ-414Б по сравнению с двигателем НБ-412М имеет лучшую коммутацию при повышенном напряжении. Двигатель НБ-414Б способен выдерживать резкие броски тока, превышающие в 1,7—1,8 раза номинальный ток. У двигателя НБ-412М при повышении напряжения в условиях эксплуатации коммутация ухудшается и степень искрения близка к 2.

Определение величины и фазы трансформаторной э. д. с. в коммутируемых секциях якоря. Для анализа процессов коммутации тяговых двигателей, питающихся пульсирующим током, необходимо опытное определение трансформаторной э. д. с. $e_{тр}$ и угла сдвига фаз между переменными составляющими тока якоря и дополнительных полюсов.

Для проведения этих исследований на наконечниках главного и дополнительного полюсов по их периметру укрепляют измерительные катушки и при помощи магнитоэлектрического осциллографа (МПО-2 и т. п.) записывают ток якоря и э. д. с., индуктируемые в этих катушках. На рис. 225 приведены такие осциллограммы при номинальном токе якоря двигателя НБ-414Б. С помощью этих осциллограмм определяют переменную составляющую тока якоря и главных полюсов, э. д. с. измерительных катушек, углы сдвига фаз между переменной составляющей тока якоря и переменной составляющей потока дополнительного полюса. При этом амплитуда значения Φ_{max} потоков главных и дополнительных полюсов подсчитываются по формуле

$$\Phi_{max} = \frac{U_{ик} \cdot 10^8}{4{,}4 f w_{ик}} \text{ мкс},$$

где $U_{ик}$ — напряжение измерительных катушек в *в*;
$w_{ик}$ — число витков измерительных катушек;
f — частота пульсаций.

Трансформаторная э. д. с. в коммутируемой секции

$$e_{тр} = U_{ик} \frac{w_c}{w_{ик}},$$

где w_c — число витков коммутируемой секции.

Угол между векторами э. д. с., наводимой в измерительной катушке, и переменной составляющей магнитного потока, проходящего через катушку, принимают при определении угла между векторами переменных составляющих тока якоря и потока дополнительных полюсов равным 90°.

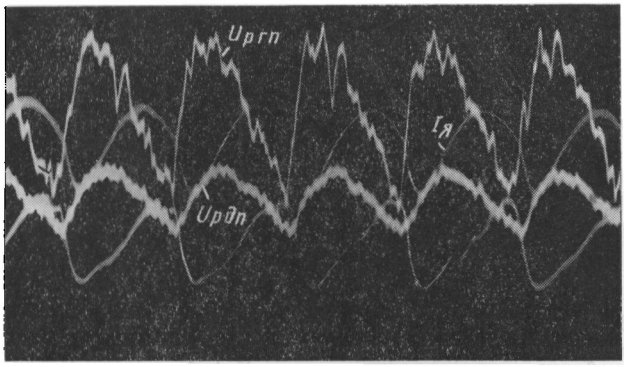


Рис. 225. Осциллограммы переменной составляющей тока якоря $I_я$, э. д. с. в измерительной катушке главного и дополнительного полюсов

В табл. 49 приведены результаты определения углов сдвига фаз между переменными составляющими тока якоря и потока дополнительных полюсов, тока якоря и трансформаторной э. д. с. при разных нагрузках двигателей НБ-414Б с частично шихтованным остовом.

Таблица 49

Ток якоря в *а*	Переменная составляющая тока якоря в *а*	Переменная составляющая потока в *мкс*·10³		Трансформаторная э. д. с. в *в*	Скорость вращения в *об/мин*	Степень ослабления поля	Угол между векторами $i_я$ и $\Phi_{дп}$ в *эл. град*	Угол между векторами $i_я$ и $e_{тр}$ в *эл. град*
		главных полюсов $\Phi_{гп}$	дополнительных полюсов $\Phi_{дп}$					
1300	184	70,0	43,6	0,44	910	0,93	18	162
900	157	64,6	45,8	0,40	1060		28	152
500	136	59,7	59,0	0,37	1440		36	162
1500	198	71,6	43,7	0,45	1180	0,49	54	144
1100	155	79,8	48,4	0,5	1400		63	153
700	118	75,0	67,8	0,47	1890		76	144

§ 56. ИССЛЕДОВАНИЕ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Исследование магнитной системы с помощью измерительных катушек. Для выполнения исследований этим методом на участках магнитопровода в различных сечениях главных и дополнительных полюсов и на

сердечнике якоря устанавливают измерительные катушки или витки (рис. 226) по шагу обмотки, пазовому делению, на зубце и в пазу. Выводы от них тщательно скручивают, выводят через вентиляционные отверстия из остова наружу и подключают к измерительным устройствам.

При включении и отключении тока двигателя вследствие изменения магнитного потока в измерительных катушках наводится э. д. с., величина которой может характеризовать величину измеряемого потока. Сиг-

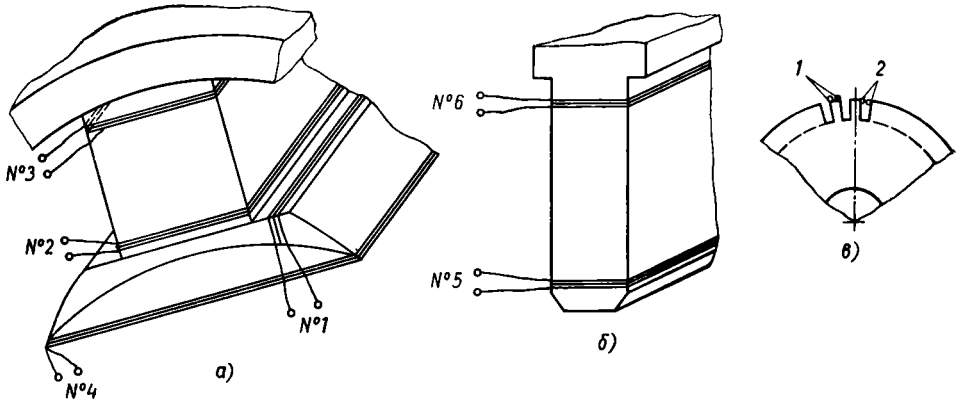


Рис. 226. Схема расположения измерительных катушек на сердечниках:
а — главных полюсов; *б* — дополнительных полюсов; *в* — якоря; *1* — измерительные витки на зубце; *2* — измерительные витки в пазу; № 1—6 — измерительные катушки

нал от измерительных катушек при этом обычно подают на милливеберметр. Поток определяют по формуле

$$\Phi = \frac{Ck\alpha}{w_{ик} \cdot 10^3} \cdot 10^8 \text{ мкс}, \tag{412}$$

где C — постоянная прибора;

k — коэффициент измерительной схемы;

$$k = \frac{R_1 + R_2 + R_{ик}}{R_2};$$

α — число делений прибора.

Индукцию в сечении, охватываемом измерительной катушкой, определяют как отношение измеренного потока Φ к площади катушки S в $м^2$:

$$B = \frac{\Phi}{S} \cdot 10^4 = \frac{Ck\alpha}{w_{ик}S} \cdot 10^9 \text{ гс}. \tag{413}$$

Для измерения переменной составляющей магнитного потока при работе двигателя на пульсирующем токе в качестве измерительного прибора используют электронный вольтметр. Так как наводимая в измерительной катушке э. д. с. при этом равна $E = 4{,}44 f w_{ик} \Phi \cdot 10^{-8}$ *в*, то переменную составляющую магнитного потока находят по формуле

$$\Phi = \frac{E}{4{,}44 f w_{ик}} \cdot 10^8 \text{ мкс}, \tag{414}$$

где f — частота пульсации выпрямленного тока.

При определении картины распределения индукции в воздушном зазоре тяговых двигателей последовательного возбуждения в режимах ослабленного поля использовать этот метод нельзя, так как при параллельном подключении к обмотке главных полюсов создается контур RL. При коммутации тока в этом контуре вследствие переходного процесса обычно появляются погрешности в показаниях приборов. Поэтому для режимов ослабления поля кривую распределения индукции B_x в воздушном зазоре надо строить при независимом возбуждении тягового двигателя. Величина включаемого и выключаемого тока обмоток возбуждения при этом соответствует степени ослабления поля β и определяется по формуле

$$I_в = \beta I_я. \tag{415}$$

Кривые распределения потенциала по коллектору $U = U(\tau)$ и межламельного напряжения $e = e(\tau)$ между щетками разной полярности на одном полюсном делении можно построить как для вращающегося якоря, так и для неподвижного.

Наибольшее распространение имеет метод построения кривых $U = U(\tau)$ и $e = e(\tau)$ по кривым распределения индукции в воздушном зазоре на поверхности якоря.

При применении этого метода на поверхности сердечника якоря укрепляют измерительные витки, один из которых располагают в пазу, а другой на зубце (рис. 226, *в*). Включая и отключая обмотки возбуждения при неподвижном якоре, измеряют поток, проходящий через паз и зубец якоря в различных точках полюсной дуги. По измеренному потоку зубца и паза находят индукцию в зубце $B_з$ и пазу $B_п$ на поверхности якоря, а затем среднюю индукцию пазового деления

$$B_{ср} = \frac{\Phi_{пд}}{S_{пд}},$$

где $\Phi_{пд}$ — поток на пазовом делении;

$S_{пд}$ — площадь пазового деления на поверхности якоря, равная сумме площадей паза $S_п$ и $S_з$ зубца.

Так как

$$\Phi_{пд} = B_п S_п + B_з S_з,$$

то

$$B_{ср} = \frac{S_п}{S_п + S_з} B_п + \frac{S_з}{S_п + S_з} B_з. \tag{416}$$

По кривой распределения $B_{ср}$ можно построить кривые $e = e(\tau)$ и $U = U(\tau)$, определив предварительно коэффициент пропорциональности m между величинами U или e и $B_{ср}$.

Для машин, работающих в режиме двигателя, коэффициент пропорциональности находят из выражения

$$m = \frac{U_к - I\Sigma R}{\sum\limits_{n=0}^{n=\tau} B_{ср\,к}}, \tag{417}$$

где $U_к$ — напряжение, подводимое к двигателю;

I — ток цепи двигателя;

ΣR — сопротивление цепи двигателя;

$B_{ср\,к}$ — среднее значение индукции, соответствующее k-й коллекторной пластине. Построение кривых $U = U(\tau)$ и $e = e(\tau)$ производят по формулам:

$$\left.\begin{aligned} U_к &= m\sum_{n=0}^{n=k} B_{ср\,к}; \\ e_к &= mB_{ср\,к}, \end{aligned}\right\} \qquad (418)$$

где $U_к$ — напряжение на k-й пластине коллектора;

$e_к$ — межламельное напряжение между соседними пластинами, расположенными через k пластин от щетки.

Основным достоинством метода является его простота и возможность проведения исследований на неподвижной машине. В основе метода лежит допущение, что форма магнитного поля машины не изменяется при переходе от неподвижного состояния якоря к вращающемуся якорю.

На рис. 227 и 228 приведены кривые намагничивания дополнительных и главных полюсов двигателя НБ-406Б. Кривая, определяющая коэффициент рассеяния дополнительных полюсов $\sigma_{\partial n}$, построена как отношение потока Φ_7 к потоку Φ_8, а кривые, определяющие индукцию $B_{\partial n}$ в теле дополнительного полюса — как отношение потока Φ_7 к площади сечения сердечника дополнительного полюса в зазоре между полюсом и остовом.

Анализ кривых намагничивания главных полюсов показывает, что магнитный поток в их сердечниках Φ_1 меньше основного потока Φ_o, поступающего в якорь, так как в сердечнике проходит не только этот основной поток, но и поток рассеяния. Основной поток Φ_o, который проходит в якорь, больше потока Φ_5, выходящего из полюсного наконечника, что свидетельствует о поступлении в якорь потока рассеяния с боковых граней наконечников полюса. Коэффициент рассеяния σ между главным полюсом и якорем равен отношению потоков Φ_3 и Φ_o и в среднем составляет 1,15; для пополнительных полюсов коэффициент рассеяния $\sigma_{\partial n}$ составляет 1,6.

На рис. 229 приведены кривые распределения магнитной индукции в воздушном зазоре по окружности якоря при разных значениях тока возбуждения, когда включены только обмотки возбуждения, а ток якоря и дополнительных полюсов отсутствует, а на рис. 230 — при включении только обмоток якоря или дополнительных полюсов. Включение только одной обмотки возбуждения соответствует работе машины в режиме холостого хода. Из картины магнитного поля для этого случая (рис. 229) видно, что из-за неравномерности воздушного зазора индукция в нем распределяется примерно по синусоидальному закону при токах возбуждения, не превышающих 0,6 $I_н$. При увеличении тока форма поля искажается вследствие наконечника полюсного башмака.

Из картины магнитных полей (рис. 230) видно, что индукция реакции якоря распределяется практически симметрично относительно середины полюса, но при токе якоря выше часового на величине реакции якоря заметно начинает сказываться насыщение наконечников полюса. В зоне коммутации под дополнительным полюсом индукция поля реакции якоря резко увеличивается, но она меньше индукции поля дополнительных полюсов, что обеспечивает ее хорошую компенсацию.

Из картин полей, приведенных на рис. 231, видно что если все обмотки включены, то при нагрузке по мере увеличения тока поле искажается и поток по сравнению с режимом холостого хода уменьшается.

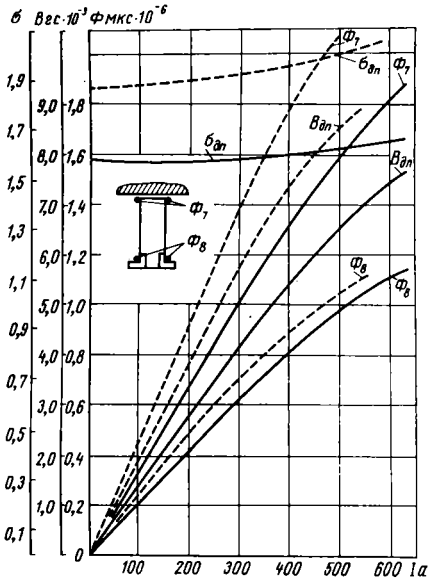


Рис. 227. Кривые намагничивания и коэффициента рассеяния дополнительных полюсов двигателя НБ-406 при различных зазорах между остовом и дополнительным остовом:

сплошные кривые — зазор 6 *мм*; штриховые — зазор 2,5 *мм*

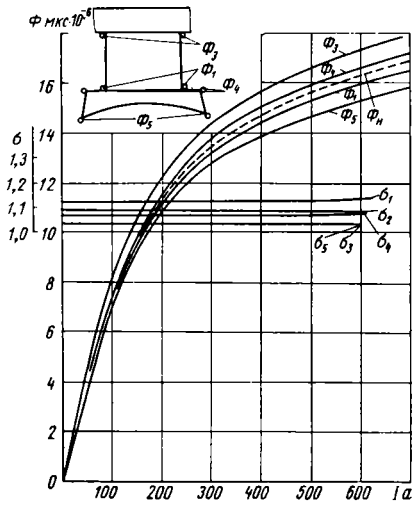


Рис. 228. Кривые намагничивания и коэффициент рассеяния главных полюсов двигателя НБ-406:

$$\sigma_1 = \frac{\Phi_3}{\Phi_5}; \quad \sigma_2 = \frac{\Phi_3}{\Phi_1}; \quad \sigma_3 = \frac{\Phi_4}{\Phi_5};$$

$$\sigma_4 = \frac{\Phi_3}{\Phi_4}; \quad \sigma_5 = \frac{\Phi_3}{\Phi_1}$$

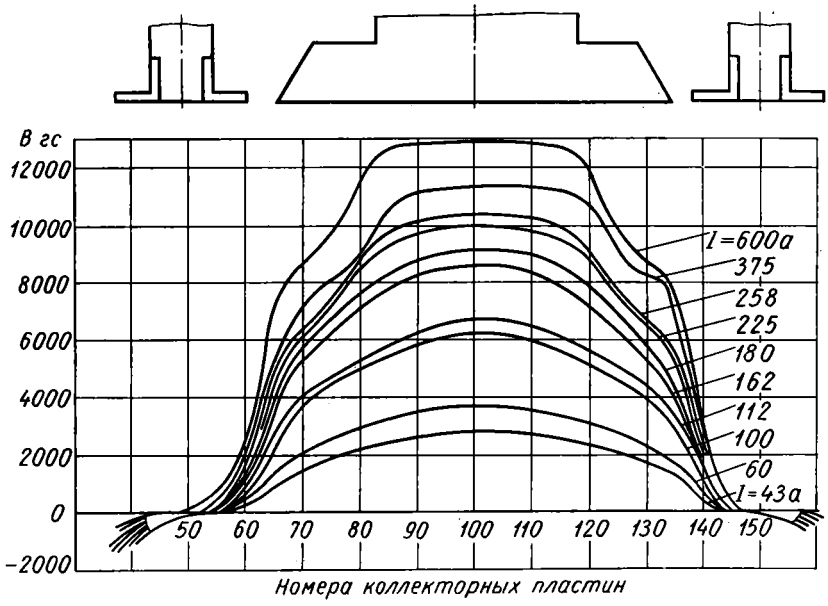


Рис. 229. Кривые распределения магнитной индукции в воздушном зазоре по окружности якоря двигателя НБ-406 при разных токах возбуждения в режиме холостого хода

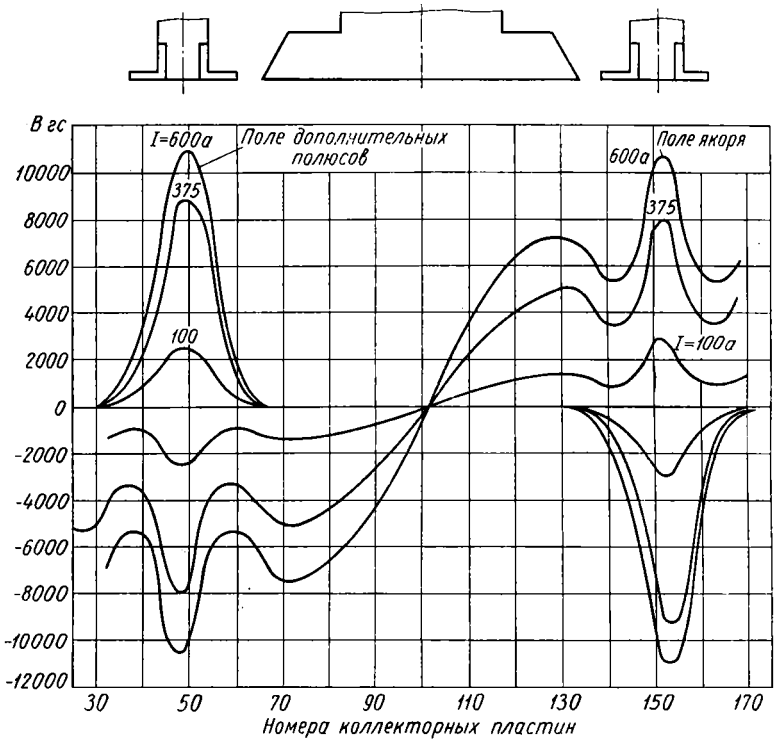


Рис. 230. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре по окружности якоря двигателя НБ-406 при включении только дополнительных полюсов или якоря и выключенных главных полюсах

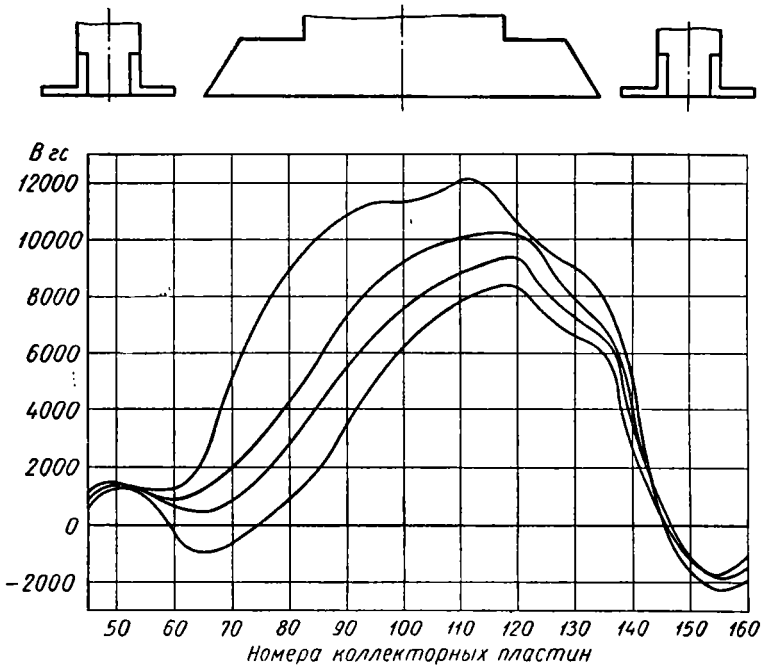


Рис. 231. Картина магнитных полей двигателя НБ-406 при нагрузке

Индукция в зазоре под краем полюса от поля реакции якоря по сравнению с индукцией под серединой полюса увеличивается мало, что объясняется в первую очередь значительным насыщением наконечника. С углублением ослабления поля насыщение наконечника снижается, пик кривой индукции возрастает и смещается от середины полюса, приближаясь к щетке.

Отношение максимальной индукции к индукции под серединой полюса возрастает и с уменьшением тока. При коэффициенте ослабления поля $\beta = 0{,}3$ наступает перемагничивание края полюса, которое увеличивается с уменьшением нагрузки. При нагрузке насыщение наконечника начинает заметно сказываться при токе, составляющем (0,50—0,52)

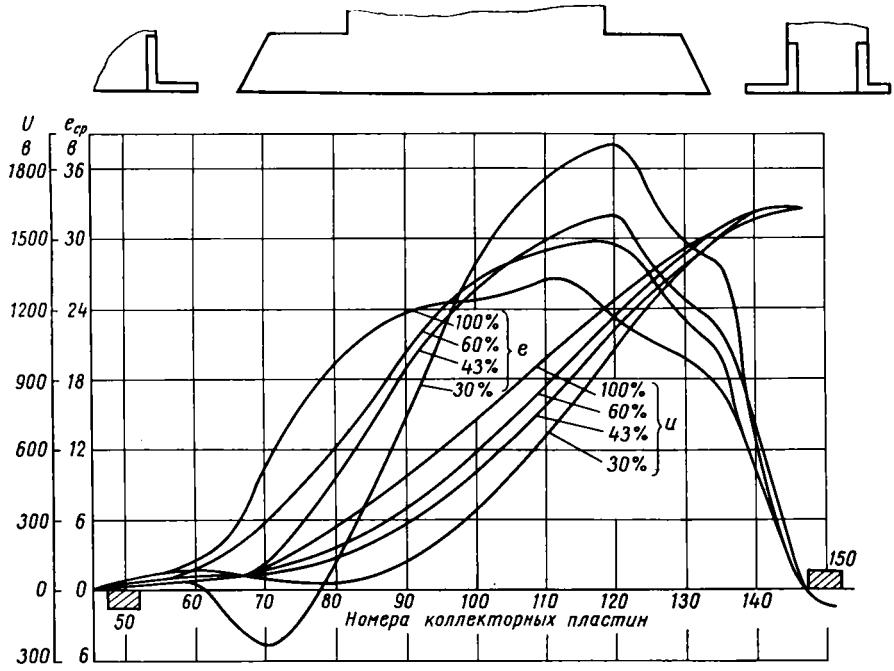


Рис. 232. Кривые распределения потенциала и межламельного напряжения двигателя НБ-406 при часовом токе и различном ослаблении поля

$I_н$; при холостом ходе насыщение проявляется несколько позже — при токе возбуждения $I_в$ $(0{,}75 \div 0{,}8)$ $I_н$.

Кривые распределения потенциала и межламельного напряжения приведены на рис. 232. Анализ этих кривых показывает, что с увеличением нагрузки максимум напряжения e смещается от середины полюса к щетке, увеличиваясь с углублением ослабления поля и уменьшаясь с увеличением нагрузки из-за насыщения магнитной системы и в первую очередь наконечника полюса. К кривым $e = e(\tau)$ применимы все ранее сделанные выводы для кривых распределения индукции в воздушном зазоре при работе машины под нагрузкой.

При углублении ослабления поля наблюдается значительное искажение кривой $U = U(\tau)$, что подобно сближению щеток разной полярности. Так, например, при номинальной нагрузке 375 *а* и полном поле около 90% приложенного напряжения приходится примерно на 75% пластин одного полюсного деления, а при ослаблении поля до $\beta = 0{,}43$ это напряжение распределяется уже между 65% коллекторных пластин, вслед-

ствие чего облегчаются условия возникновения кругового огня на коллекторе. На рис. 233 приведены кривые распределения индукции в воздушном зазоре тягового двигателя НБ-412М. Анализируя эти кривые, необходимо отметить, что под влиянием поля реакции якоря максимум индукции смещается относительно середины главного полюса примерно на одну четверть полюсной дуги по направлению к сбегающему краю щетки.

При ослаблении поля максимум индукции смещается еще ближе к краю полюса, приближаясь к зоне коммутации (рис. 234), хотя сохраняется примерно синусоидальный характер распределения индукции.

Для оценки влияния на работу двигателя при питании его пульсирующим током переменных составляющих магнитных полей необходимо

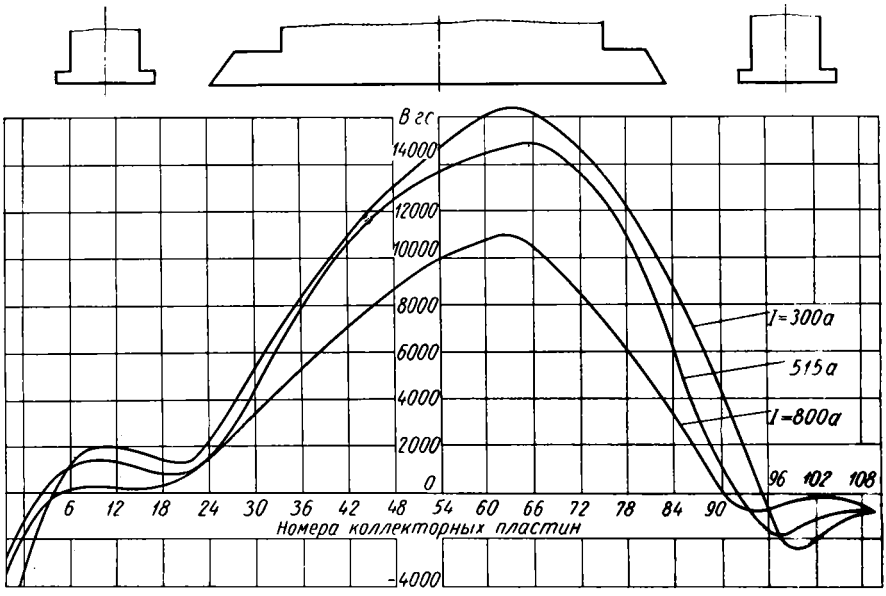


Рис. 233. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре двигателя НБ-412М при разных нагрузках на постоянном токе и при полном поле

экспериментальное определение кривых распределения переменных составляющих магнитного потока полюсов при разных режимах работы. На рис. 235 и 236 представлены кривые распределения переменной составляющей потока главных и дополнительных полюсов. Величина переменной составляющей магнитного потока зависит от величины постоянной составляющей. Так, при уменьшении постоянной составляющей тока возбуждения возрастает переменная составляющая потока. Магнитное сопротивление для переменной составляющей потока главных полюсов с уменьшением постоянной составляющей тока возбуждения увеличивается. Этим частично объясняется седлообразный характер кривой переменной составляющей индукции под главным полюсом, увеличение индукции под наконечниками и уменьшение в средней части полюса.

Шунтирование обмотки возбуждения активным сопротивлением вызывает уменьшение переменной и постоянной составляющих индукции в воздушном зазоре, но переменная составляющая уменьшается значительнее. При этом характер распределения основного магнитного поля в зазоре определяется в большей степени насыщением стали, вызванным постоянной составляющей. При ненасыщенной стали магнитное

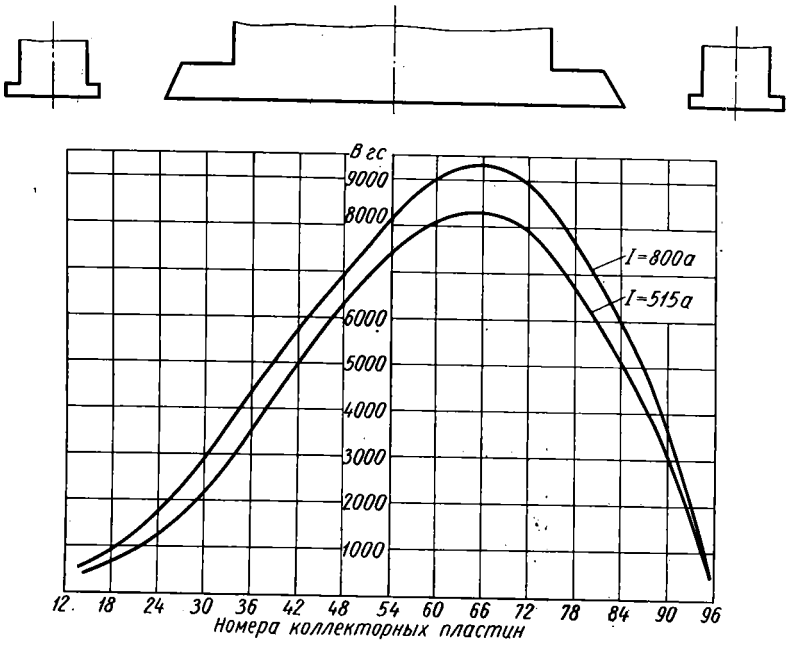


Рис. 234. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре двигателя НБ-412М при нагрузке на постоянном токе и ослаблении поля $\beta = 0{,}46$

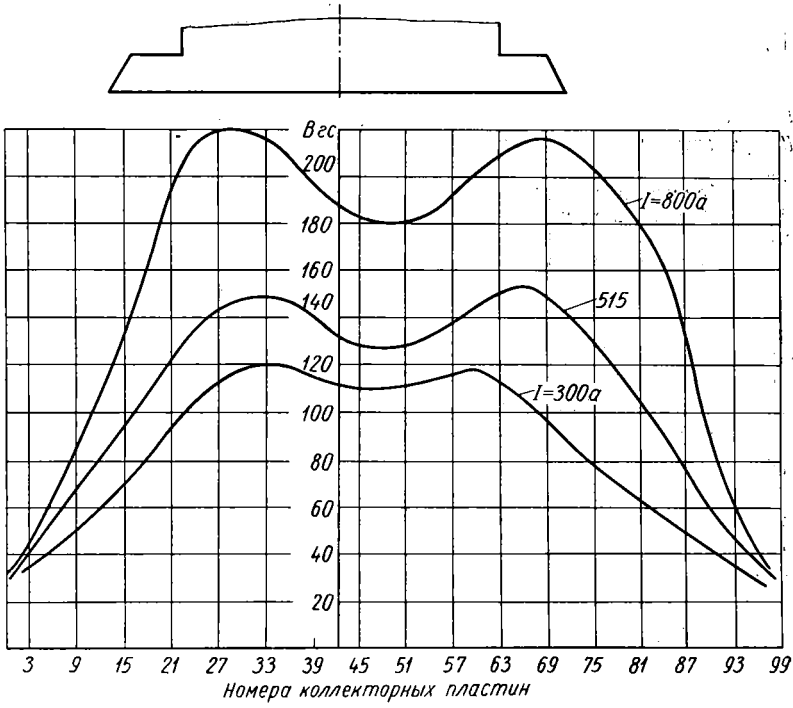


Рис. 235. Кривые распределения переменной составляющей индукции главных полюсов НБ-412М в воздушном зазоре на полном поле

сопротивление для переменной и постоянной составляющих потока примерно одинаково.

Анализ кривых переменной составляющей потока дополнительных полюсов (рис. 236) показывает, что при одном и том же коэффициенте пульсации тока уменьшение тока двигателя сопровождается увеличением переменной составляющей потока дополнительных полюсов. При одновременном питании всех обмоток тягового двигателя пульсирующим током в воздушном зазоре создается результирующее магнитное поле, распределение которого зависит в основном от его постоянной составляющей, что видно при сравнении (рис. 237 и 238). Так как постоянная составляющей индукции под набегающим краем полюса больше, чем под сбегающим, то переменная составляющая под набегающим краем полюсного башмака снижается.

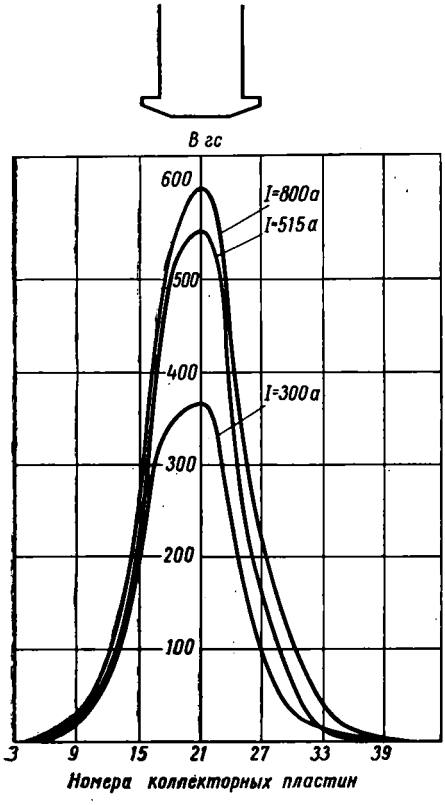


Рис. 236. Кривые распределения переменной составляющей индукции дополнительных полюсов НБ-412М в воздушном зазоре

Исследование распределения межламельных напряжений по коллектору двигателей НБ-412М, работающих на пульсирующем токе. Так как напряжение между двумя смежными пластинами коллектора e_{cp} при петлевой обмотке определяется э. д. с., наводимой в присоединенной к этим пластинам секции при ее вращении в магнитном поле с учетом падения напряжения в секции, то при питании двигателя постоянным током

$$e_{cp} = e + I_c r; \qquad (419)$$

при питании пульсирующим током

$$e_{cp} = e + e_{mp} + e_s + I_c r, \qquad (420)$$

где e_{cp} — межламельное напряжение;

e — э. д. с., наводимая постоянной составляющей поля;

e_{mp} — э. д. с., наводимая переменной составляющей поля;

e_s — э. д. с. самоиндукции секции от пульсации тока якоря;

$I_c r$ — падение напряжения в секции на активном сопротивлении.

Сравнение выражений (419) и (420) показывает, что при питании двигателей пульсирующим током величина межламельного напряжения определяется не только э д. с. вращения секции, зависящей от постоянной составляющей потока, но также трансформаторной э. д. с. и э. д. с. самоиндукции, зависящих от частоты и амплитуды пульсации тока и магнитного потока. Поэтому характер распределения межламельного напряжения при работе двигателей на постоянном и пульсирующем токах различен.

Для исследования этого вопроса в тяговом двигателе НБ-412М были сняты кривые межламельного напряжения при разных условиях ра-

боты. Для измерений напряжения от двух смежных коллекторных пластин сделаны выводы высоковольтным проводом к контактным кольцам, специально установленным на валу якоря. При этом замеряли непосредственно напряжение секции обмотки якоря. Соединительные провода

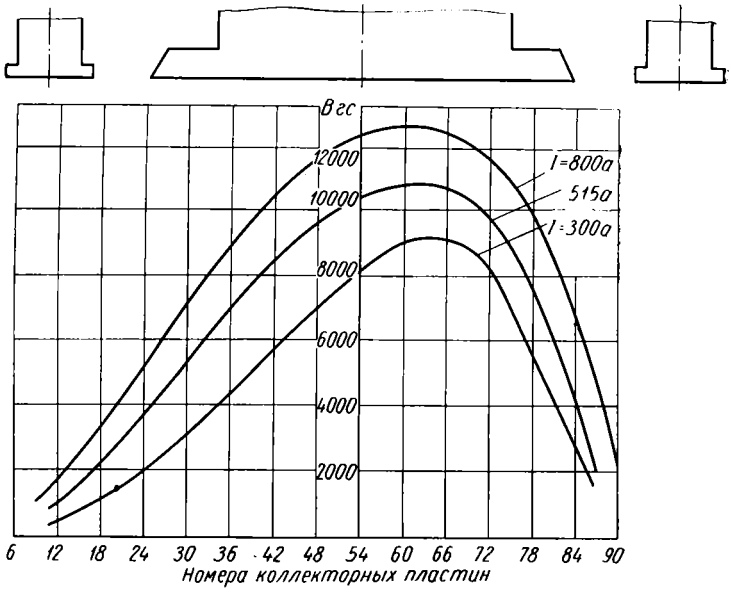


Рис. 237. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре под нагрузкой при питании двигателя НБ-412М пульсирующим током

были попарно скручены во избежание наводок и протянуты через отверстия, специально высверленные в валу якоря. Для снижения влияния скользящих контактов на точность измерений контактные кольца были тщательно отшлифованы и съем сигнала осуществлялся двумя параллельными щетками, смещенными одна относительно другой на 120° по образующей кольца. От щеток сигнал подавался на осциллограф МПО-2 через добавочные сопротивления.

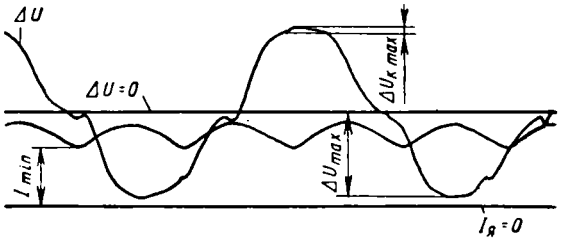


Рис. 238. Кривые распределения межламельного напряжения у тягового двигателя при питании пульсирующим током в номинальном режиме на полном поле

При испытаниях на постоянном токе испытываемые двигатели работали по схеме взаимной нагрузки с линейным генератором и вольтодобавочной машиной (см. рис. 206). При испытании на пульсирующем токе в схему взаимной нагрузки вместо вольтодобавочной машины включалась выпрямительная игнитронная установка. При снятии кривых межламельного напряжения на пульсирующем токе осциллографировали также и ток нагрузки $I_я$.

Из сравнения осциллограмм, снятых при питании двигателей постоянным и пульсирующим током (рис. 238), видно, что характер распределения межламельного напряжения почти одинаков. Однако на

осциллограмме межламельного напряжения при питании двигателей пульсирующим током (рис. 239) появляются всплески, распределение которых во времени точно соответствует кривой выпрямленного тока $I_я = I_я(t)$. Максимальное значение всплеска зависит от положения минимума выпрямленного тока I_{min}. Наибольшую величину всплеск $\Delta U_{к\,max}$ имеет при совпадении во времени минимума кривой тока ΔU_{min} и максимума межламельного напряжения ΔU_{max}.

Это объясняется тем, что вследствие пульсаций тока в проводниках обмотки якоря наводится э. д. с. e_s, величина которой зависит от величины индуктивности отдельных секций и от $\frac{di}{dt}$ и более всего возрастает при совпадении их максимальных значений.

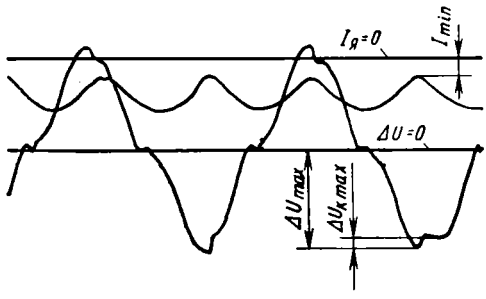


Рис. 239. Всплеск максимального межламельного напряжения двигателя НБ-412М при питании пульсирующим током 300 *а* и $\beta = 86\%$

Исследование магнитных полей тяговых двигателей при помощи датчиков Холла. Более просто исследуют магнитные поля при помощи датчиков Холла, так как при этом не требуется сложной предварительной подготовки машины, связанной с установкой измерительных катушек на различных участках магнитной цепи.

Определение распределения магнитной индукции в воздушном зазоре основано на эффекте Холла, который заключается в том, что на боковых гранях датчика (проводника) с током, помещенного в магнитное поле, возникает заряд, приводящий к возникновению разности потенциалов U_x в поперечном направлении

$$U_x = j_x HaR \cdot 10^{-8}, \tag{421}$$

где j_x — плотность тока датчика;

H — напряженность магнитного поля; $H = \frac{B}{\mu_0}$ (μ_0 — магнитная проницаемость воздушного зазора);

a — ширина датчика;

R — постоянная Холла для материала датчика.

Так как j_x, a, R и μ_0 — постоянные величины (обозначим их через C), то

$$U_x = CB. \tag{422}$$

Если материал датчика подобран правильно, особенно по его стабильности при изменениях нагрузки и температуры, то можно добиться почти линейной характеристики датчика (рис. 240).

В качестве материала для датчика Холла применяются германий и селинид ртути, имеющие сравнительно небольшое собственное сопротивление.

Для построения кривых распределения магнитной индукции в воздушном зазоре датчик Холла наклеивают на якорь, собирают измерительную схему (рис. 241) и якорь постепенно приводят во вращение электродвигателем через редуктор со скоростью 2 *об/мин*. Величину падения напряжения на датчике U_x измеряют милливольтметром или записывают осциллографом. Более целесообразно применять осциллограф,

так как при использовании стрелочного милливольтметра на отсчеты затрачивается много времени, что может привести к недопустимому нагреванию датчика при больших токах двигателя.

На рис. 242 и 243 приведены кривые распределения индукции в воздушном зазоре и межламельные напряжения по окружности коллектора двигателя НБ-412К, снятые при помощи датчиков Холла для разной нагрузки при максимальном и минимальном ослаблении поля, при включении всех обмоток двигателя.

Двигатель НБ-412К выполнен с компенсационной обмоткой, поэтому характер распределения индукции в воздушном зазоре имеет особенности. Анализ магнитных полей (рис. 242 и 243) показывает, что кривые индукции симметричны относительно середины полюса, так как реакции якоря компенсируются и имеют сильно выраженный пульсирующий характер, который мог бы быть устранен скосом пазов на якоре

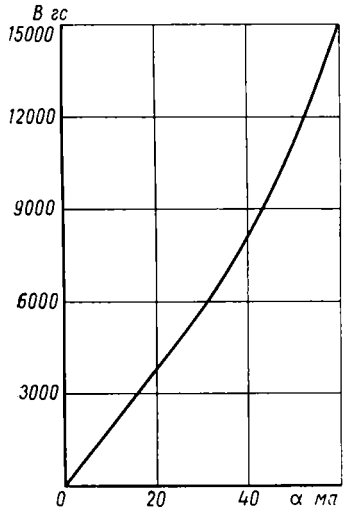


Рис. 240. Тарировочная кривая датчика Холла ($t = 25°$ C)

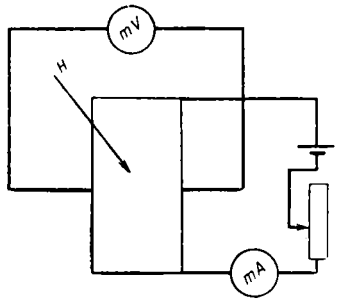


Рис. 241. Измерительная и питающая схема датчика Холла

или главных полюсов. Пики на кривой индукции под полюсом соответствуют его зубцам, а впадины — пазам компенсационной обмотки. Амплитуда пульсации индукции зависит от нагрузки и достигает максимального значения под серединой полюса. Пульсация индукции вызывает соответственно пульсацию э. д. с., наводимой в секциях якоря, а следовательно, и межламельного напряжения.

На рис. 244 приведены кривые распределения индукции в зазоре и межламельного напряжения тягового двигателя НБ-414Б, имеющего штампованную шихтованную вставку статора, снятые при помощи датчиков Холла. Применение шихтованной вставки способствует хорошему распределению индукции в воздушном зазоре.

§ 57. ВЕНТИЛЯЦИОННЫЕ ИСПЫТАНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Вентиляционные испытания тяговых двигателей обычно проводят с целью проверки расчетных аэродинамических параметров или получения данных, позволяющих косвенным путем определить количество воздуха, проходящего через двигатель при его эксплуатации. Для вентиляционных испытаний двигателей монтируют установку, которая позволяет измерять количество воздуха, подаваемого в двигатель (рис. 245). При испытании тяговых двигателей нашел широкое применение наиболее

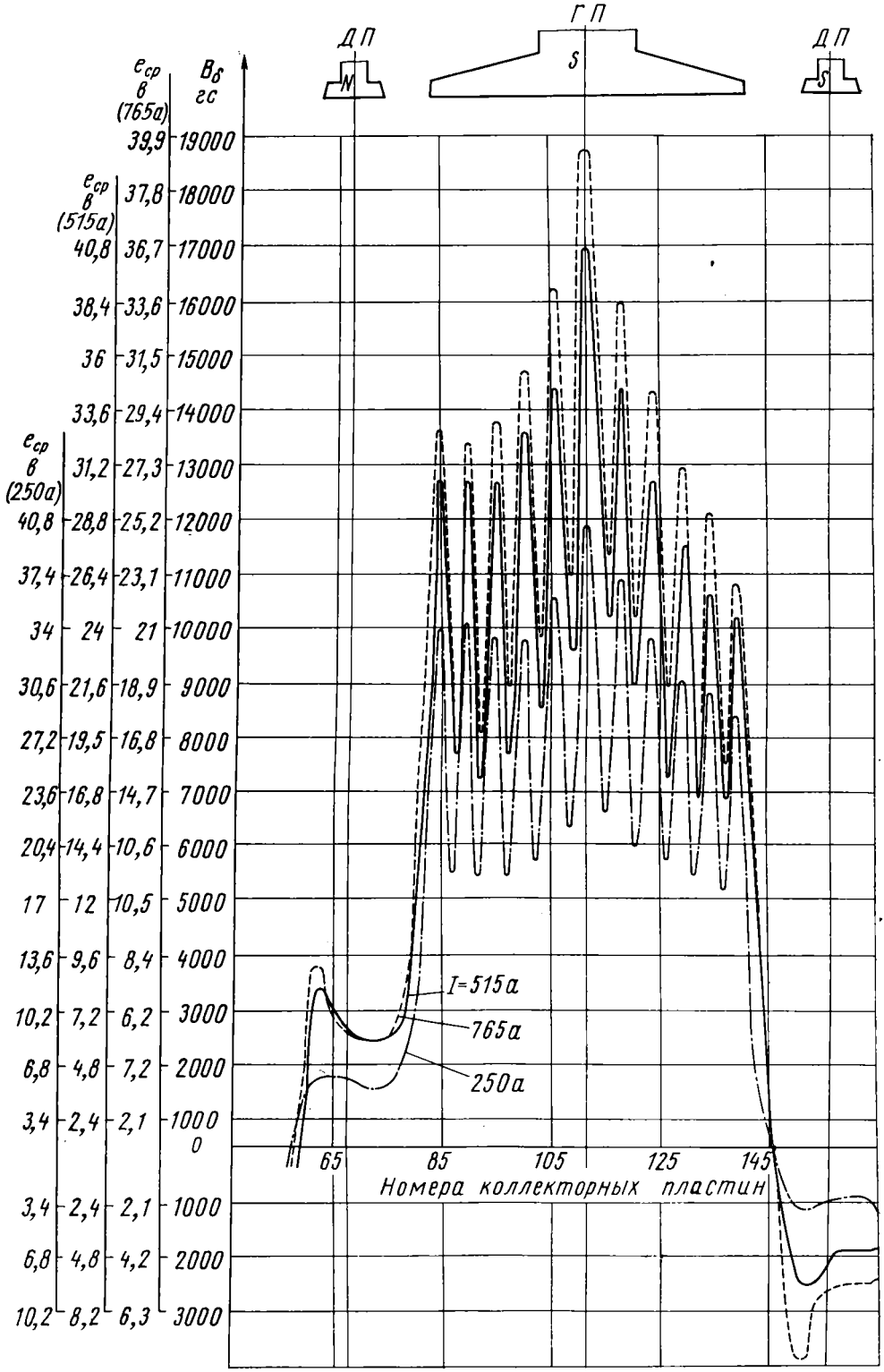


Рис. 242. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре и межламельные напряжения по окружности коллектора двигателя НБ-412М при разных нагрузках и полном поле

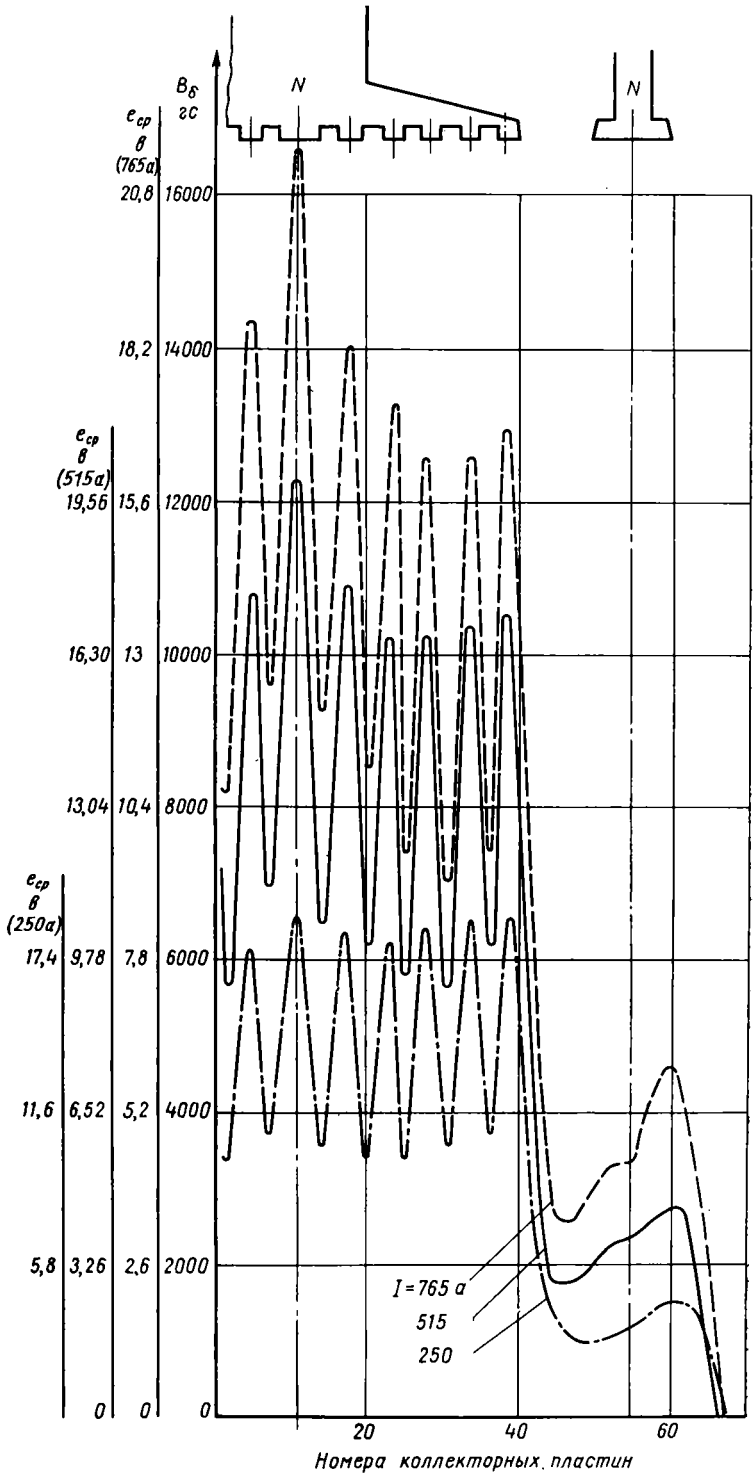


Рис. 243. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре и межламельные напряжения по окружности коллектора двигателя НБ-412К при разных нагрузках и ослаблении поля $\beta = 0{,}46$

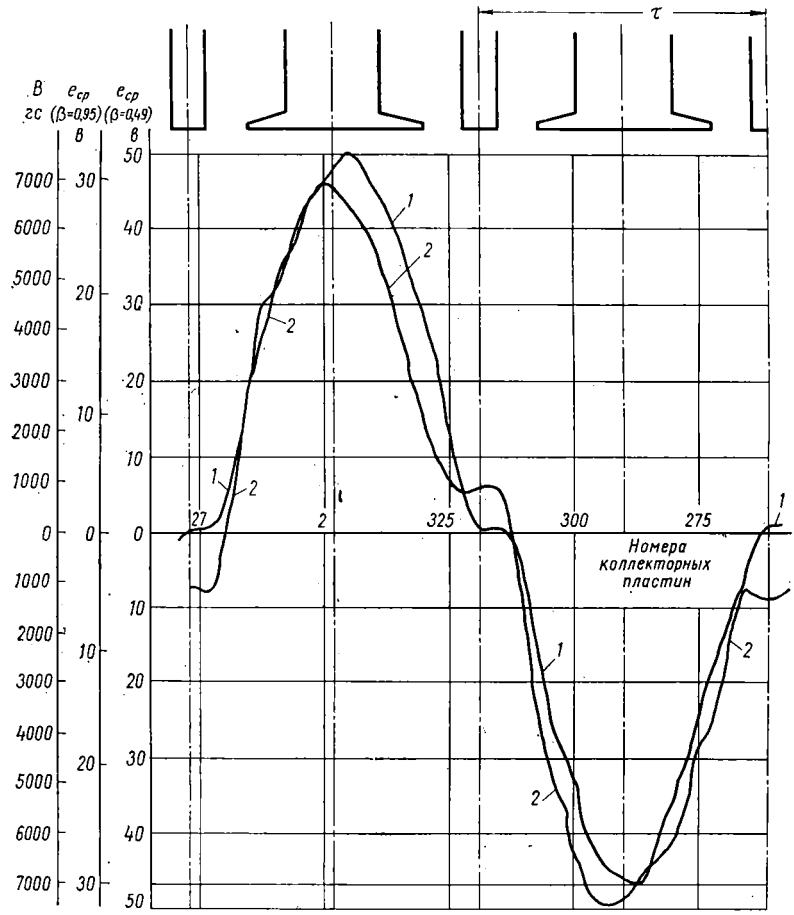


Рис. 244. Кривые распределения индукции в воздушном зазоре и межламельных напряжений по окружности коллектора двигателя НБ-414 при разных степенях ослабления поля главных полюсов:

1 — β = 0,93; *2* — β = 0,46

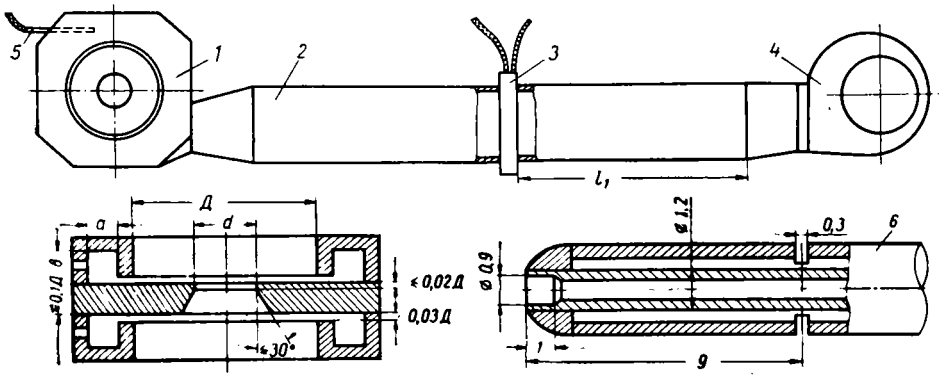


Рис. 245. Схема вентиляционной установки:

1 — испытуемый двигатель; *2* — воздухопровод; *3* — нормальная диафрагма; *4* — вентилятор; *5* — трубка отбора давления; *6* — пневматическая трубка скоростного давления

простой метод измерения с помощью нормальной диафрагмы. В этом случае точность измерений зависит от размеров установки и нормальной диафрагмы, а также от точности ее обработки. Диаметр воздухопровода выбирают таким образом, чтобы при минимальном количестве воздуха, которое необходимо измерить при данном $m = \left(\frac{d}{D}\right)^2$ (где d — диаметр диафрагмы и D — диаметр воздухопровода), величина числа Рейнольдса Re была равна или больше чем число $Re_{пр}$.

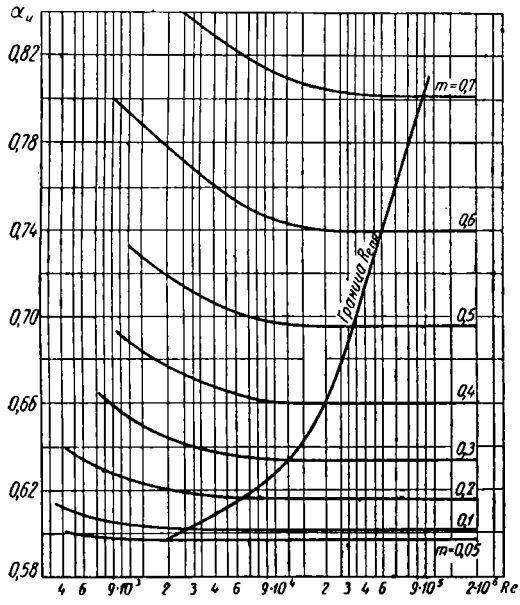


Рис. 246. Зависимость коэффициента расхода α_u от числа Re при расстоянии m

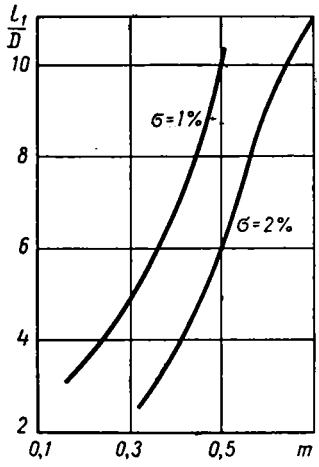


Рис. 247. Зависимость $\frac{l_1}{D}$ от m и σ

На рис. 246 приведена зависимость коэффициента расхода диафрагм α_u от числа Re при постоянном значении m.

Число Рейнольдса определяют

$$Re = \frac{v_{cp}D}{\nu}, \tag{423}$$

где v_{cp} — средняя скорость потока по сечению трубы в *м/сек*;

ν — кинематическая вязкость в рабочих условиях в *м²/сек*; $\nu = \frac{\mu}{\rho}$

μ — динамическая вязкость в рабочих условиях в *кГ·сек/м²*;

ρ — плотность измеряемого газа в *кГ·сек²/м⁴*.

Длину воздухопровода выбирают таким образом, чтобы прямой участок за дроссельной шайбой был длиной не менее $5D$, а перед дроссельной шайбой равнялся расстоянию l_1 в зависимости от числа m и допустимой величины дополнительной погрешности σ (рис. 247).

Для надежного выравнивания давления в кольцевой камере нормальной диафрагмы диаметром до 200 *мм*, установленной в воздухопроводе, необходимо, чтобы площадь продольного сечения камеры была больше или равна площади кольцевой щели; при диаметрах диафрагмы свыше 200 *мм* достаточно, чтобы эта площадь была не меньше половины площади кольцевой щели. Диаметр дроссельной шайбы выбирают в зависимости от имеющихся приборов для измерения в ней потери напора так, чтобы обеспечить необходимый диапазон измерений. Иногда применяют набор дроссельных шайб различного диаметра.

Определение количества воздуха по потере напора в шайбе производят по следующим формулам:

$$G = 0{,}01252\alpha_{ц}\varepsilon k_t d^2 \sqrt{\Delta H_{cm}\rho} \text{ кг/ч} \qquad (424)$$

или

$$Q = \frac{G}{60\rho} \text{ м}^3/\text{мин},$$

где G — весовой расход воздуха;

Q — объемный расход воздуха;

ε — поправочный коэффициент на расширение протекающего воздуха в зависимости от температуры, барометрического давления и $\frac{d}{D}$ (рис. 248);

ΔH_{cm} — перепад статического напора на дроссельной шайбе, измеренный микроманометром, в *мм вод. ст.*;

ρ — плотность воздуха;

k_t — поправочный множитель, учитывающий тепловое расширение дроссельного прибора; $k_t = 1 + 2\beta(t_1 + 20)$ (β — коэффициент линейного расширения измерительного прибора, для стали $\beta = 1{,}2 \cdot 10^{-5}$; t_1 — температура измерительного прибора, принимаемая равной температуре воздуха перед диафрагмой).

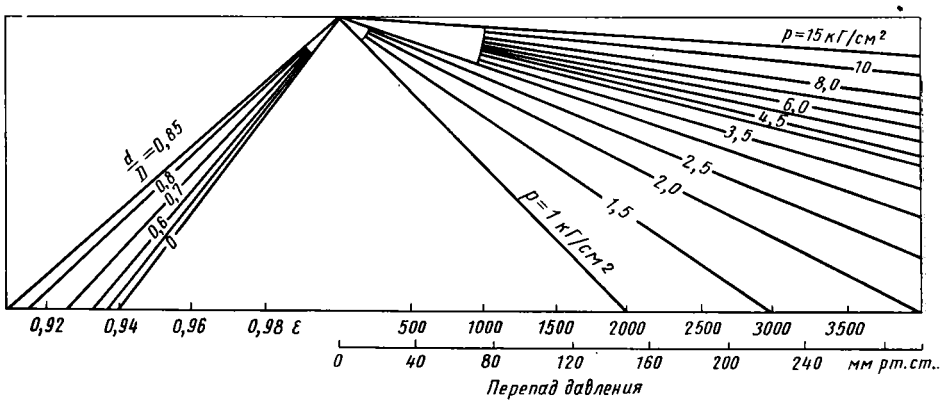


Рис. 248. Поправочный коэффициент ε на расширение протекающего воздуха в зависимости от температуры и давления

Плотность воздуха

$$\rho = \frac{0{,}463 p_в}{273 + t_в}, \qquad (425)$$

где $p_в$ — барометрическое давление воздуха в *мм рт. ст.*;

$t_в$ — температура окружающего воздуха в °С.

Для измерения расхода воздуха испытуемый двигатель соединяют с вентиляционной установкой и через него продувается воздух. При изменении скорости продуваемого воздуха определяют потери напора на диафрагме, по которой рассчитывают расход воздуха.

Струя воздуха обычно омывает коллектор с двух сторон; поэтому в коллекторной камере можно найти область, в которой динамический напор близок к нулю и, следовательно, величина статического напора

$H_{ст}$ практически не зависит от формы воздухопровода, подводящего воздух к двигателю. На рис. 249 показано размещение этих областей в коллекторных камерах тяговых двигателей.

Проверку независимости $H_{ст}$ от формы подводящего воздухопровода обычно осуществляют при снятии кривой $H_{ст} = H_{ст}(Q)$ с перекрытием половины вентиляционного отверстия тягового двигателя (нижней, верхней, правой и левой по очереди). Совпадение полученных кривых подтверждает правильность выбора области измерений. Величину $H_{ст}$ целесообразно измерять при помощи металлической трубки диаметром 5—6 *мм*, имеющей запаянный конец и отверстия диаметром 1 *мм*, просверленные вдоль нее по винтовой линии, длиной 50—100 *мм*, с шагом 10—20 *мм*. Запаянным концом трубку помещают в коллекторную камеру, свободным концом соединяют с манометром.

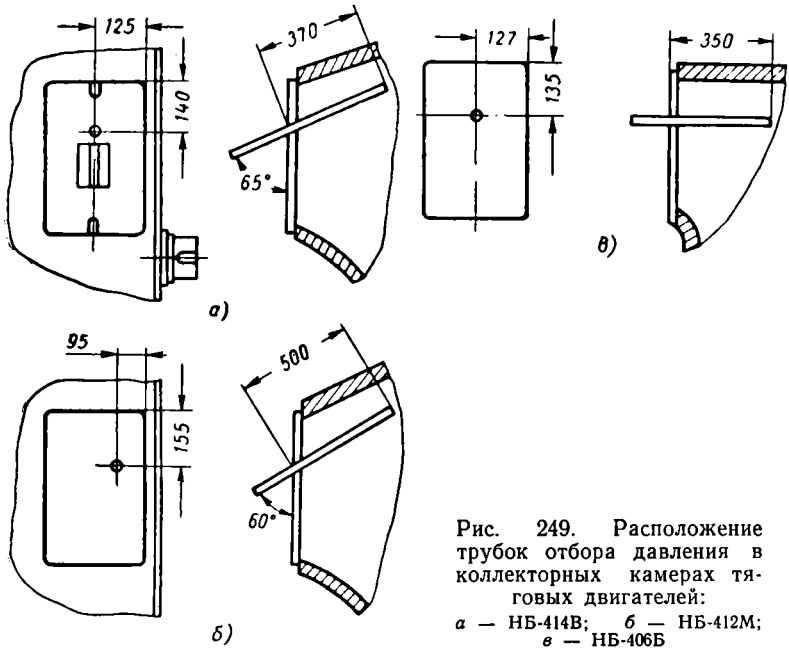


Рис. 249. Расположение трубок отбора давления в коллекторных камерах тяговых двигателей:
а — НБ-414В; *б* — НБ-412М; *в* — НБ-406Б

Для получения объективных данных зависимость $H_{ст} = H_{ст}(Q)$ обычно снимают на пяти-десяти двигателях с установленными и снятыми кожухами тяговой передачи.

Величина $H_{ст}$, замеренная в коллекторной камере, не характеризует аэродинамическое сопротивление тягового двигателя, которое необходимо знать для расчета вентиляционной системы электровоза. Это сопротивление может быть определено зависимостью $H_п = H_п(Q)$ (где $H_п$ — полный напор на входе в вентиляционный люк тягового двигателя). Величину $H_п$ измеряют путем установки на входе в тяговый двигатель трубок отбора полного напора, обычно металлических диаметром 5—6 *мм* с одним запаянным концом и отверстиями по образующей. Отверстия имеют диаметр около одной десятой диаметра трубки и расположены на расстоянии 10—20 *мм* одно от другого. Все трубки размещают в люке равномерно параллельно одна другой, отверстиями навстречу потоку воздуха. Свободные концы трубок соединяют резиновым шлангом. Воздух подают на микроманометр от общего шланга. Зависимость $H_п =$

$= H_n(Q)$ снимают так же, как зависимость $H_{ст} = H_{ст}(Q)$ и одновременно с ней.

В некоторых случаях возникает необходимость измерения распределения воздуха внутри тягового двигателя или определения потерь напора на отдельных участках. В этом случае измерения осуществляют снятием поля скоростей или поля напоров при помощи трубки скоростного напора Прандтля. Ее размеры из-за сложности размещения внутри двигателя и необходимости максимально уменьшить искажение потока выбирают минимальными; обычно диаметр трубки равен примерно 2—3 *мм*. Результаты измерений приводят к нормальным условиям (барометрическому давлению 760 *мм рт. ст.* и температуре 20° С).

Количество воздуха, проходящего через сечения, определяют по средней скорости потока, полученной по построенному полю скоростей.

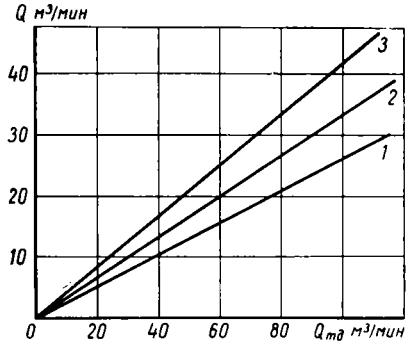


Рис. 250. Распределение вентилирующего воздуха между параллельными ветвями в тяговом двигателе НБ-412М:

1 — через якорь; *2* — через зазор между якорем и полюсными башмаками; *3* — через межкатушечное пространство; $Q_{тд}$ — расход воздуха в тяговом двигателе

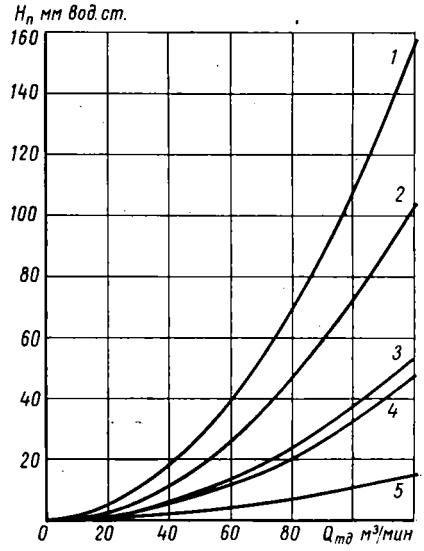


Рис. 251. Зависимость потери напора на участках вентиляционного тракта тягового двигателя НБ-412М от количества вентилирующего воздуха:

1 — на входе тягового двигателя; *2* — на входе в зазор между полюсами и якорем и в вентиляционных каналах якоря; *3* — на выходе из межкатушечного пространства и зазора между якорем и полюсами; *4* — на выходе из вентиляционных каналов якоря, *5* — на выходе из двигателя

Скорость потока

$$v = \sqrt{\frac{2Hk}{\rho}} \; м^3/сек, \qquad (426)$$

где H — величина скоростного напора в *мм вод. ст.*;

ρ — плотность воздуха в *кг/м*³;

k — тарировочный коэффициент трубки.

На рис. 250 и 251 приведены данные по распределению воздуха между параллельными ветвями в тяговом двигателе НБ-412М и величина H_n на отдельных участках.

Приведенный метод позволяет определить влияние конструктивных и технологических изменений на перераспределение воздуха между воздухопроводами двигателя, а также характер их влияния на вентиляцию. В частности, в двигателе НБ-412М примерно 30% полного напора H_n расходуется на входе в двигатель, где воздух не производит полезной работы по отводу тепла.

§ 58. ПРОВЕРКА ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН И ИХ УЗЛОВ

Устройство для проверки электрической прочности корпусной и межвитковой изоляции секций двигателей. Испытания секций электрических машин на электрическую прочность межвитковой и корпусной изоляции до укладки их в пазы осуществляют путем приложения высокого напряжения между витками отдельной катушки или между проводниками и корпусом.

Для повышения производительности и качества испытаний на Новочеркасском электровозостроительном заводе разработано и внедрено

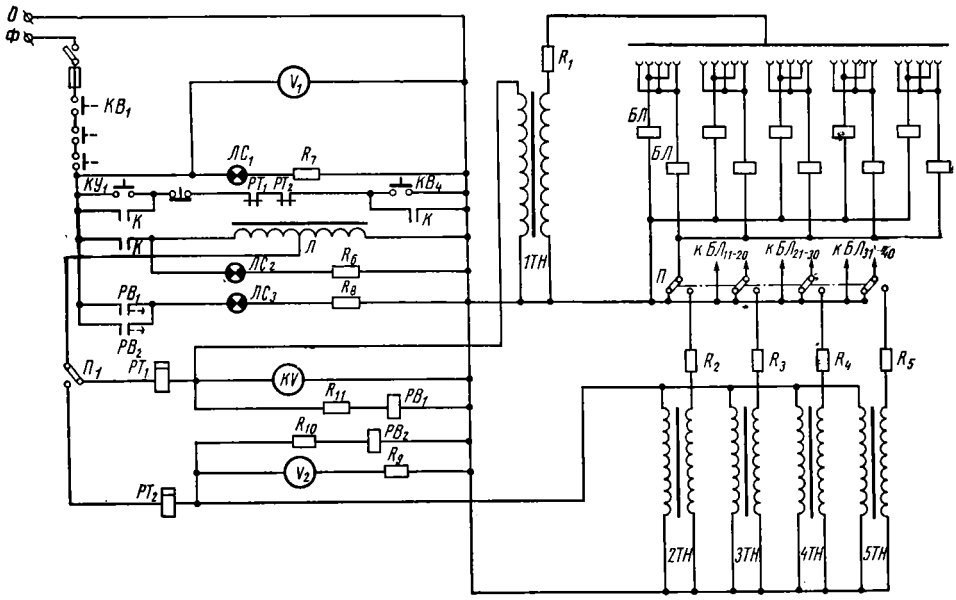


Рис. 252. Принципиальная схема устройства для проверки электрической прочности корпусной и межвитковой изоляции

устройство, позволяющее испытывать электрическую прочность корпусной и межвитковой изоляции одновременно у двадцати секций на одном рабочем месте (рис. 252). Особенность устройства заключается в том, что в нем для ускорения процесса испытания и приближения к условиям действительной работы обмотки применена металлическая плита с комплектом параллельных гнезд в виде разрезных трубок с упругими стенками. Плита соединена с одним из полюсов испытательного напряжения, к другому полюсу которого присоединяют витки обмотки. При испытаниях на пазовые части секций устанавливают разрезные контактные трубки с упругими стенками; секции укладывают на металлическую пластину. На концы проводников надевают контактные гребенки *Ф*. После этого переключатель *П* устанавливают в положение, соответствующее напряжению $U_{ик}$ (как показано на рис. 252), автотрансформатором увеличивают напряжение $U_{ик}$, при котором будут производить испытание корпусной изоляции одновременно всех двадцати секций. В этом положении схемы проводники секций *С* соединяются с переключателем *П*, который закорачивает их и подключает к источнику напряжения.

Напряжение $U_{ик}$ выдерживают в течение 1 *мин*, затем контакт реле времени *РВ* замыкается, и загорается сигнальная лампа $ЛС_3$. После

этого напряжение снижают до нуля, переключатель $П_1$ устанавливают в положение, соответствующее напряжению $U_{ив}$ (противоположное показанному на схеме рис. 252), и автотрансформатором *Л* повышают напряжение до величины $U_{ив}$. При этом витки секций с помощью контактных гребенок *Ф* и переключателя *П* соединяют в две параллельные группы. Первая группа включает нечетные витки в ряду (1, 3, 5 и т. д.), а вторая — четные витки (2, 4 и т. д.). Каждую группу подключают к полюсу источника напряжения. При этом между всеми лежащими рядом витками действует полное напряжение.

По истечении времени выдержки контакт реле времени замыкается, и загорается лампа $ЛС_3$. Если имеются секции с пониженным уровнем корпусной или межвитковой изоляции, срабатывают блинкеры *БЛ*, указывающие дефектную секцию.

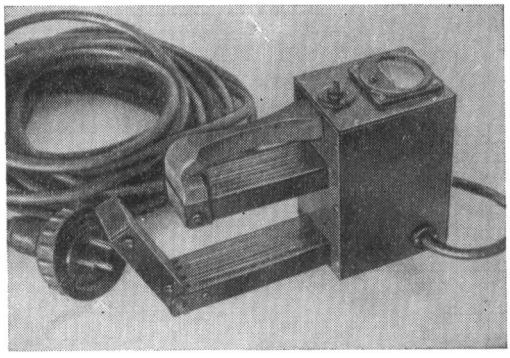


Рис. 253. Прибор для проверки витковых замыканий в полюсных катушках

Так как секции тяговых двигателей электровозов имеют сравнительно большие межвитковые емкости, напряжение для испытания межвитковой изоляции подводят раздельно для каждой группы секции от самостоятельных трансформаторов 2ТН—5ТН. Это делают для снижения электрической нагрузки на блинкеры *БЛ* при разряде межвитковых емкостей секций на дефектную секцию в том случае, когда пробой между витками этой секции произойдет при полном напряжении.

Приборы для обнаружения витковых замыканий в катушках электрических машин. Для обнаружения витковых замыканий в катушках главных и дополнительных полюсов тяговых двигателей обычно используют стационарные установки. Проверка витковых замыканий в электрических катушках, имеющих большой вес, на этих установках очень трудоемка и требует транспортировки катушек к месту проверки. На Новочеркасском электровозостроительном заводе разработаны и внедрены переносные приборы для обнаружения витковых замыканий в катушках электрических машин (рис. 253). Особенностью приборов является то, что они имеют сердечник, который можно надеть на любую катушку, подобно измерительным клещам, а измерительный блок помещен непосредственно на сердечнике.

Прибор состоит из раздвижного магнитопровода; магнитоэлектрического прибора *И*, используемого в комплекте с выпрямителем и сопротивлениями R_1 и R_2 в качестве индикатора; намагничивающей катушки *L*. Кнопка *К* служит для включения прибора, когда его магнитопровод замкнут вокруг проверяемой катушки. Принципиальная схема прибора изображена на рис. 254.

В основе принципа работы прибора лежит использование значительного увеличения намагничивающего тока в катушке *L*, если в катушке L_x имеется короткозамкнутый виток, и применение в качестве индикатора изменения намагничивающего тока магнитоэлектрического прибора в комплексе с купроксным выпрямителем и сопротивлениями R_1 и R_2.

Если в полюсной катушке имеется один короткозамкнутый виток, то показания индикатора увеличиваются на 40% по отношению к показанию при отсутствии короткозамкнутых витков.

Значительное увеличение тока намагничивающей катушки объясняется тем, что при малом сопротивлении короткозамкнутого витка в нем создается большой размагничивающий ток. Чувствительность прибора повышена подбором режима его работы так, что максимальная индукция в магнитопроводе M, создаваемая намагничивающей катушкой L, всегда находится в пределах прямолинейного участка кривой намагничивания.

Прибор для обнаружения межламельных замыканий коллекторов. Проверку коллекторов электрических машин на межламельные замыкания производят напряжением 500 *в*, которое прикладывают поочередно к каждой паре соседних коллекторных пластин. Для проверки обычно коллектор устанавливают на специальном столе испытательной установки. На Новочеркасском электровозо-

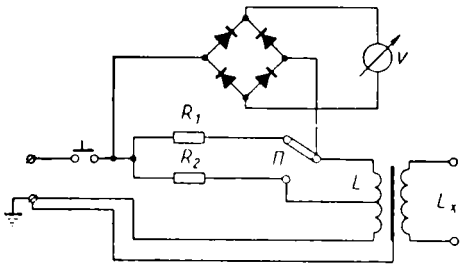


Рис. 254. Принципиальная схема прибора для проверки витковых замыканий в полюсных катушках

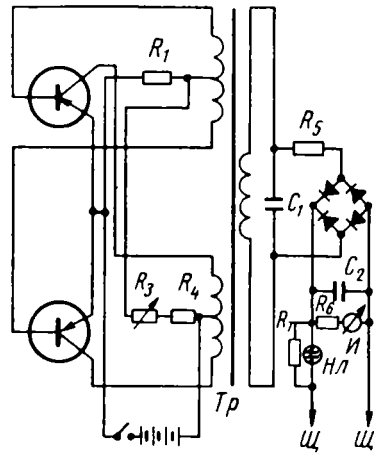


Рис. 255. Принципиальная схема прибора для обнаружения замыкания между пластинами коллекторов

строительном заводе изготовлен прибор (рис. 255), позволяющий проверять коллекторы непосредственно на рабочем месте.

Источником питания является кислотный аккумулятор напряжением 6—6,5 *в*. Генератор переменного тока на полупроводниковых триодах генерирует низкое напряжение частотой 100—200 *гц*, которое повышается трансформатором *Тр* и затем выпрямляется полупроводниковыми диодами *Д2Д*. Конденсатор C_1 емкостью 0,5 *мкф* предназначен для сглаживания напряжения на выходе и увеличения пробивной мощности. Напряжение можно регулировать проволочным реостатом R_3. Напряжение к коллекторным пластинам подводят с помощью щупов. О замыкании между пластинами сигнализируют неоновая лампа *НЛ*, вмонтированная в щупе, и индикатор *И*. Если пластины замкнуты между собой, то неоновая лампа горит ярким ровным накалом. Вспыхивание неоновой лампы и последующее погасание при прикасании щупами к коллекторным пластинам свидетельствует о заряде емкости C_2 между пластинами и хорошей межламельной изоляции. Индикатор *И* применен для определения степени повреждения изоляции (полный пробой, увеличение токов утечки и т. д.).

Устройство для определения места повреждения межвитковой изоляции секций обмотки двигателей. К концам витков (рис. 256, *а*) подводят от генератора переменное напряжение $U_н$, достаточное для пробоя

дефектного места. Величину напряжения в зависимости от межвитковой изоляции секций и возможных ее дефектов выбирают по графику интегральной вероятности пробоя в месте дефекта в функции от приложенного напряжения. Для секций тяговых двигателей электровозов величина этого напряжения выбрана по графику интегральной вероятности пробоя в месте дефекта переменным напряжением с частотой 10 *кгц*, построенному в результате статистической обработки значений электрической прочности дефектных участков изоляции большого количества машин.

После приложения напряжения к месту дефекта от него потечет ток $I_{пр}$ и $I_{обр}$ и образуется цепь, подобная цепи в бифилярной обмотке, где

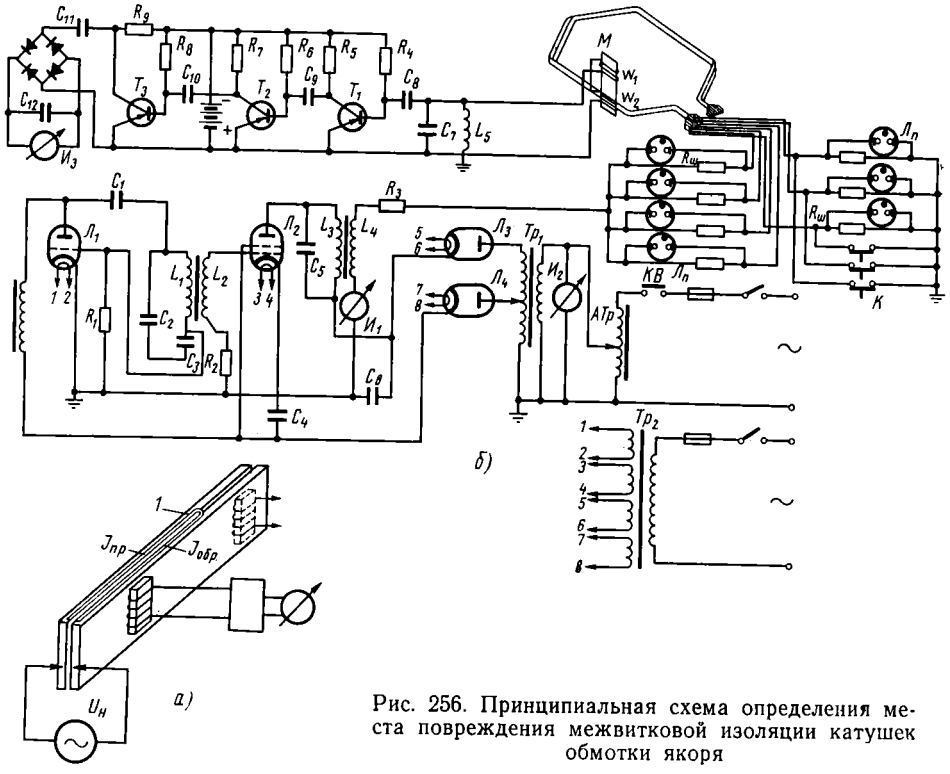


Рис. 256. Принципиальная схема определения места повреждения межвитковой изоляции катушек обмотки якоря

магнитные потоки от прямого и обратного тока, равные по величине, но противоположные по знаку, взаимно компенсируются.

Место дефекта *МД* обнаруживается путем создания условий, при которых выполняется неравенство

$$\frac{d\psi I_{пр}}{dt} \neq \frac{d\psi I_{обр}}{dt}, \qquad (427)$$

где $d\psi$ — токосцепление с катушкой, перемещаемой вдоль витков секции, вызываемые потоками от тока $I_{пр}$ и $I_{обр}$.

Неравенство (427) объясняется несимметричным расположением относительно витков секции катушки, перемещаемой вдоль витков секции, и выполнением катушки с сердечником, обладающим высокой магнитной проницаемостью, что обеспечивает условие

$$\Sigma R_м I_{пр} \neq \Sigma R_м I_{обр}, \qquad (428)$$

где $R_м$ — сопротивления на отдельных участках пути магнитным потокам, созданным прямым и обратным током.

При перемещении катушки вдоль витков секций, если рассматривать перемещение ее в направлении от концов, к которым подведено напряжение к месту дефекта, в катушке возникает э. д. с.

$$e = \frac{d\psi I_{пр}}{dt} - \frac{d\psi I_{обр}}{dt} \neq 0. \qquad (429)$$

Если подавать полученную э. д. с. на вход усилителя, то стрелка индикатора, включенного на выходе усилителя, отклонится, причем это отклонение будет максимальным до момента, пока катушка не переместится в положение, указанное на рис. 256, *а* штриховой линией. При переходе катушки в часть секции за местом дефекта стрелка индикатора станет на нуль. Место перехода и является местом *1* дефекта.

Принципиальная схема, выполненная на основе этого метода, приведена на рис. 256, *б*.

Так как в перемещаемой катушке w_2 трудно получить э. д. с. значительной величины, то для четкой работы устройства большое значение приобретает устранение всех паразитных помех и связей. Для компенсации влияния на перемещаемую катушку паразитных помех и влияния излучений, вызываемых витками секций, в устройстве применена компенсационная катушка w_1, расположенная на одном сердечнике с приемной катушкой w_2, перемещаемой вдоль секции. Она соединена с катушкой w_2 дифференциально и удалена от нее в зону с ослабленным действием магнитных потоков от токов, протекающих к месту дефекта. Для возможного уменьшения электростатической связи между перемещаемой катушкой и витками секции перемещаемая катушка совместно с сердечником имеет экран из станиоли, соединенный с землей.

В результате полностью устранено влияние всех паразитных помех на перемещаемую катушку и обеспечены условия, при которых ее движение из одной зоны, граничной с дефектом, в другую вызывает резкое изменение показаний индикатора. Вследствие этого достигается высокая точность определения места дефекта.

Для определения места дефекта витковой изоляции секции данным методом все концы витков одной из сторон секции одновременно присоединяют к системе попарно изолированных металлических пластин, соединенных с генератором переменного тока. После включения генератора с помощью автотрансформатора *АТр* повышают напряжение на выходе генератора до пробоя дефектного участка.

По показаниям индикатора $И_1$ определяют ток, установившийся после пробоя, который с помощью автотрансформатора регулируют до установленного значения.

Перемещая сердечник *М* с расположенными на нем обмотками w_2 и w_1 по периметру секции, определяют по показаниям индикатора место дефекта, при переходе через которое показания индикатора резко изменяются. Витки, между которыми имеется дефект, устанавливают по индикаторным лампам $Л_n$. Крайние витки находят непосредственно после подачи напряжения на секцию. В том случае, если дефектное место находится между какими-то средними витками, то для уточнения витков, имеющих дефект, нажимают на кнопку *К*.

Устройство для комплексных испытаний электрической прочности изоляции секций обмоток тяговых двигателей. Установлено, что испытания секций якорных обмоток тяговых двигателей только переменным напряжением не гарантируют их импульсной прочности. Поэтому наряду

с испытанием изоляции элементов секций переменным напряжением их необходимо испытывать импульсным напряжением. Принципиальная схема устройства, которое позволяет с высокой производительностью на одном рабочем месте осуществить комплексные испытания переменным и импульсным напряжением межвитковой и корпусной изоляции секций обмоток тяговых двигателей, приведена на рис. 257.

Устройство имеет импульсный генератор для испытания корпусной изоляции, собранный по двухкаскадной схеме на электронных лампах $Л_1$, $Л_2$, $Л_3$, и импульсный генератор для испытания межвитковой изоляции, собранный на лампах $Л_4$ и $Л_5$. Необходимость двух раздельных генераторов вызвана тем, что межвитковая емкость и емкость относительно корпуса у секций тяговых двигателей значительно отличаются. В устройство также входят: система контактных гребенок, пазовые электроды, индикаторный блок, источник повышенного постоянного напряжения, электронный потенциометр, двигатель автотрансформатора.

Система контактных гребенок *Ф* предназначена для присоединения одновременно всех витков секций к источнику напряжения, при котором производят испытания. Она состоит из упругих металлических пластин, изолированных одна от другой. Пазовые электроды расположены на общей металлической плите и служат для одновременного присоединения всех рабочих сторон испытываемых секций к источнику напряжения. Индикаторный блок на тиратронах выделяет дефектную секцию из общего числа одновременно испытываемых секций. Источник повышенного постоянного напряжения выполнен на лампе $Л_6$ и служит совместно с собственным индикатором для периодического контроля качества сушки.

Система управления процессом испытания состоит из электронного потенциометра *ЭП*, двигателя $Д_в$, соединенного через редуктор с движками автотрансформатора $АТр_1$, и коммутирующей аппаратуры.

Испытание секций с помощью устройства осуществляют следующим образом. Испытываемые секции *ИС* укладывают пазовой частью в электроды *ПЭ* и *Н2*, на выводы витков секций надевают контактные гребенки *Ф*. Последовательно включают цепь испытательного напряжения (кнопкой пуска *КП2*) и цепь двигателя $Д_в$ (кнопкой *КП1*), который начинает вращать движок автотрансформатора $АТр_1$, осуществляющего плавное увеличение испытательного напряжения. Цепь накала включают предварительно, при подготовке устройства к испытаниям.

Когда напряжение на объекте достигает требуемой величины, через контакты электронного потенциометра *ЭП* подается сигнал в цепь выключения двигателя и в цепь реле времени (соответственно *РВ1* или *РВ2*). По истечении времени выдержки напряжения через контакты реле времени подается сигнал на реверсирование обмотки возбуждения двигателя и его включение для плавного снижения напряжения.

Задание формы напряжения, при котором производят испытания, и включение испытываемого элемента (межвитковая или корпусная изоляция) осуществляется переключателями в цепи управления *П1*, *П2*, *П4*, через которые подается питание на соответствующие одноименные реле. Подвижные части реле через провод, имеющий повышенную изоляцию относительно земли, связаны с одноименными переключателями в цепи испытательного напряжения. С помощью контактов *П1—П*, *П1—И*, *П3—П*, *П3—И* этих реле производится также переключение реле времени соответственно выбранным режимам испытания.

Если в корпусной или межвитковой изоляции какой-либо из секций имеется дефект, то с помощью реле *Р31* и *Р32* включается общая звуковая сигнализация.

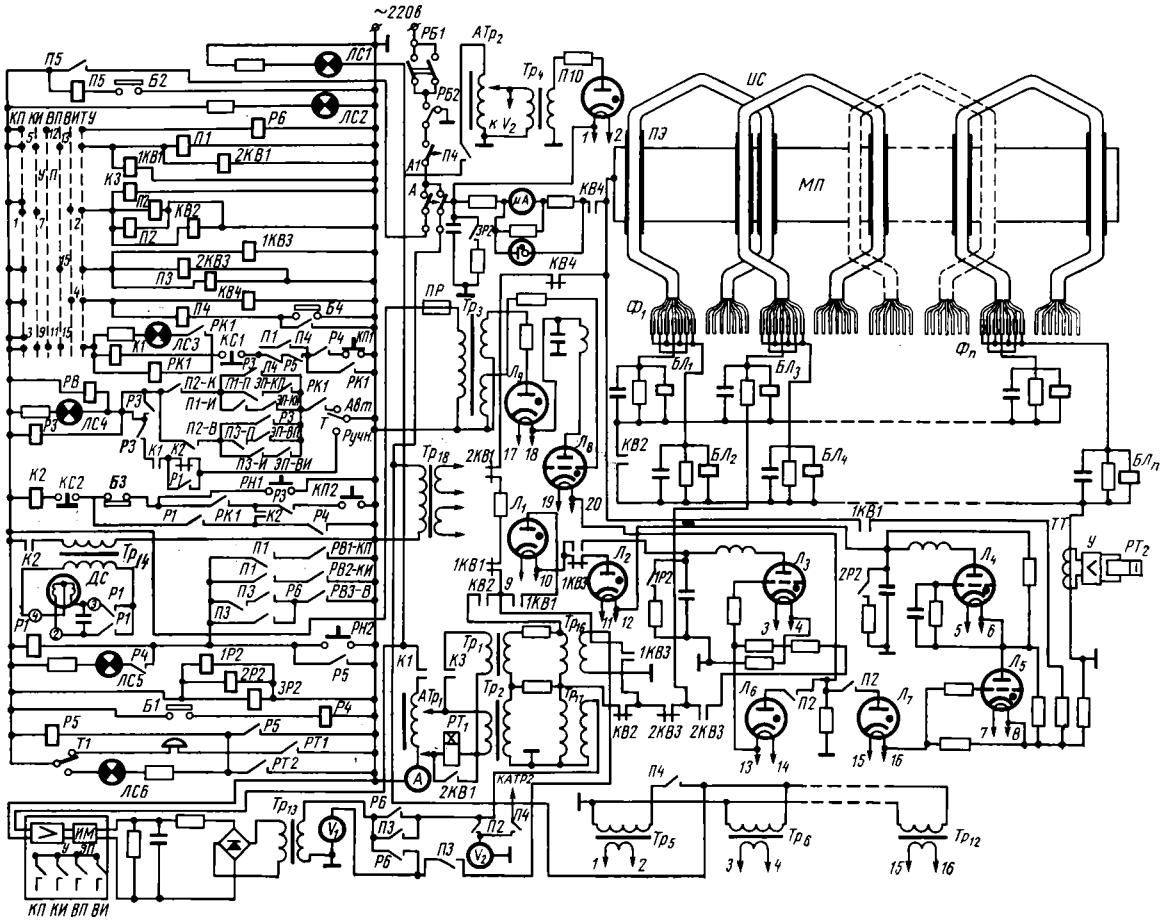


Рис. 257. Принципиальная схема устройства для комплексных испытаний электрической прочности изоляции секций:

А — автоматический выключатель; *АТр* — автотрансформатор; *Б* — блокировки; *БЛ* — блинкер; $D_в$ — двигатель; *ИС* — испытываемые секции; *КАТР* — контактор; *КС* — кнопка «Стоп»; *КВ* — катушка или контакт высоковольтного контактора; *КП* — кнопка пуск; *Л* — лампа; *ЛС* — сигнальные лампы; *Н* и *ПЭ* — электроды; *П* — катушка промежуточного реле или переключатель; *П1-П*, *П1-И*, *П3-П*, *П3-И* — контакты; *ПР* — предохранитель; *Р* — сигнальное реле времени; *РБ* — рубильник; *РВ* — реле времени; *РК* — реле контроля; *РН* — реле напряжения; *РТ* — токовые реле; *СТ* — сигнальный тиратрон; *Т* — тумблер; *Тр* — трансформатор; *ТТ* — трансформатор тока; *У* — усилитель; *Ф* — гребенка; *ЭП* — электронный потенциометр (буквы *КИ* и *ВИ* в обозначении потенциометра означают цепи испытания соответственно корпусной и винтовой изоляции импульсным напряжением, а буквы *КП* и *ВП* — соответственно переменным напряжением); цифры впереди буквенных обозначений соответствуют порядковому номеру аппарата, а цифры позади буквенных обозначений — позиции универсального переключателя

Дефектная секция определяется по сигнальным тиратронам *СТ*, которые загораются в цепи дефектной секции (при пробое корпусной изоляции горит какой-то один тиратрон в цепи секции, при пробое межвитковой изоляции — оба тиратрона).

§ 59. МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЙ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

Программы и методы испытаний вспомогательных машин постоянного тока во многом подобны программам и методам испытаний тяговых двигателей и устанавливаются в соответствии с ГОСТом 2582—66. Результаты типовых испытаний используют для построения рабочих характеристик вспомогательных машин.

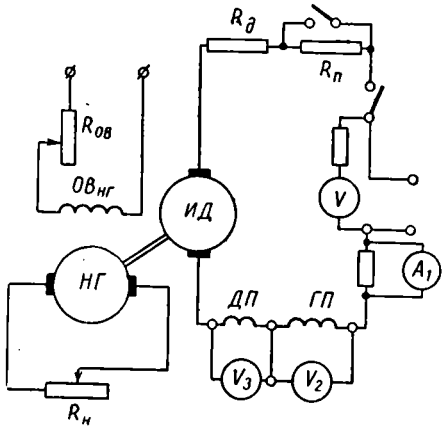


Рис. 258. Принципиальная схема испытания вспомогательных двигателей методом непосредственной нагрузки:

ИД — испытуемый двигатель; $R_д$ — демпферное сопротивление; $R_п$ — пусковое сопротивление; *НГ* — нагрузочный генератор; $ОВ_{нг}$ — обмотка возбуждения нагрузочного генератора

К рабочим характеристикам двигателей относятся скоростная характеристика при номинальном напряжении и номинальном возбуждении и кривая зависимости к. п. д. двигателя от тока якоря при номинальном напряжении и номинальном возбуждении.

К рабочим характеристикам генераторов относятся характеристики холостого хода и нагрузочные характеристики и кривая зависимости к. п. д. на валу генератора от тока якоря при номинальной скорости вращения и возбуждении, соответствующем номинальной мощности.

Рабочие характеристики строят по результатам испытания трех-пяти машин при температуре обмоток 75° С для машин с изоляцией классов А и Е и при температуре 110° С для машин с изоляцией классов В, F и Н.

Методика испытания вспомогательных машин имеет некоторые особенности. Так как мощность вспомогательных машин значительно меньше мощности тяговых двигателей, их испытания производят методом непосредственной нагрузки, принципиальная схема которого приведена на рис. 258.

Чаще всего в качестве нагрузочного устройства при испытании вспомогательных машин электровозов применяют генераторы постоянного тока независимого или параллельного возбуждения, нагрузку которых регулируют изменением сопротивления в цепях якоря и возбуждения. Если нагрузочный генератор подключен к сети, нагрузку регулируют только током возбуждения. Использование сети для поглощения энергии испытываемого двигателя позволяет полезно использовать часть мощности, но затрудняет регулирование режимов испытания, требует достаточно мощной сети с постоянной нагрузкой.

Генераторы управления и преобразователи при испытаниях нагружают на нагрузочные сопротивления.

Для определения перегрева обмоток вспомогательных машин необходимо их испытывать в режимах, соответствующих условиям их экс-

плуатации. Если машины предназначены для работы в длительном или повторно-кратковременном режимах, то испытания ведут до тех пор, пока не будет достигнута установившаяся температура частей. Обычно это происходит после 2,5—3,5 *ч* работы.

Для сокращения времени, затрачиваемого на контрольные испытания, при типовых испытаниях подбирают такую условную нагрузку, при которой основные узлы двигателя в течение 1 *ч* нагреваются примерно так же, как и в номинальном режиме работы.

В табл. 50 приведены температуры перегрева некоторых двигателей в номинальном длительном и условном часовом режимах работы.

Таблица 50

Параметры	Двигатель				
	НБ-430А	ДК-404А	ДК-403Г	НБ-431А	ДК-405К
Длительный режим					
Напряжение в *в*	3000	3000	3300	3000	50
Ток в *а*	14	6 при ПВ-50%	8	9,5* при ПВ-50%	90
Скорость вращения в *об/мин*	880	860	1410	495	850
Температура перегрева обмоток в °С:					
якоря	31	26	48	60	62
главного полюса	55	66	61	43	22
дополнительного полюса	48	46	52	30	—
Часовой режим					
Напряжение в *в*	3000	3000	3300	3000	50
Ток в *а*	17	6	9	8*	118
Скорость вращения в *об/мин*	780	860	1280	550	850
Температура перегрева обмоток в °С:					
якоря	38	39	74	68	66
главного полюса	53	74	60	39	21
дополнительного полюса	59	54	62	27	—

* Вентиляция независимая. Количество охлаждающего воздуха $Q = 14$ *м³/мин*.

Температуру перегрева вспомогательных машин с независимой вентиляцией при контрольных испытаниях можно проверять без вентиляции при номинальных напряжении и токе, при которых достигается превышение температуры, соответствующее номинальному режиму работы. Допускаемые превышения температуры узлов вспомогательных машин при температуре окружающего воздуха в пределах 10—40° С в случае испытаний на стенде не должны превышать величин, указанных в табл. 1 (включая и повторно-кратковременный режим). Температуры перегрева обмоток якорей и полюсов закрытых невентилируемых машин могут быть на 10° С выше температур, указанных в табл. 1. Предельно допустимая температура нагрева якорных подшипников всех машин должна быть не выше 100° С.

Вспомогательные машины электровозов являются нереверсивными машинами, поэтому в отличие от тяговых двигателей скорость вращения этих машин проверяют при вращении их в одну сторону. Допускаемые отклонения скорости вращения от номинальной при мощности

двигателя до 3 *квт* составляют ±7,0%, при мощности до 40 *квт* и независимой работе на электровозе ±5%, при мощности выше 40 *квт* ±4%. Отклонения напряжения от номинального генераторов (мощностью до 100 *квт*) электровозов при номинальных скорости вращения и токе возбуждения не должны превышать ±10%.

Проверку коммутации вспомогательных машин производят при режимах, учитывающих особенности их работы в процессе эксплуатации.

Коммутацию двигателей проверяют: а) при максимальном напряжении, допустимом в процессе эксплуатации, минимальном токе возбуждения и максимальной скорости вращения; б) при токе якоря, возбуждении и напряжении, соответствующих номинальному режиму; в) при максимальном токе якоря, максимальном возбуждении и номинальном напряжении.

Коммутацию генераторов проверяют: а) при максимальном токе якоря, максимальном токе возбуждения и номинальной скорости вращения; б) при номинальных токе якоря и токе возбуждения и номинальной скорости вращения.

Испытание при каждом режиме надо проводить в течение 30 *сек*.

Двигатели с питанием от контактной сети испытывают на восстановление питания. При помощи выключателя двигатель, работающий при номинальной нагрузке, отключают от питающего напряжения, а затем через 0,5—1,0 *сек* вновь включают. Характеристика сети, питающей двигатель, при этих испытаниях должна быть такой, чтобы в момент повторной подачи напряжения оно составляло не менее 1,2 номинального, а в течение всего периода пуска — не менее 0,9 номинального.

При пусковых испытаниях двигатель должен выдерживать пять пусков подряд с интервалами между ними в 2 *мин* при минимальном напряжении и пять пусков — при максимальном. Пуск осуществляют по схеме работы двигателя на электровозе. Момент, развиваемый при этом двигателем, должен быть равен максимальному моменту двигателя в эксплуатации. Проверку коммутации проводят на неохлажденных двигателях после испытаний на повышенную скорость вращения.

Двигатели мотор-генераторов (преобразователей), как отмечено выше, имеют смешанное возбуждение с питанием одной из обмоток от независимого источника. Такие двигатели при коротком замыкании в сети могут работать в генераторном режиме. Поэтому рекомендуется подвергать их следующему дополнительному испытанию. Двигатель при работе генератора вхолостую включают на максимальное напряжение, предварительно включив предусмотренные схемой защитную аппаратуру и устройства. После достижения установившегося режима двигатель отключают от питающей сети и замыкают накоротко. Испытания повторяют дважды с интервалом 5 *мин*. Если двигатель правильно спроектирован и хорошо изготовлен, то при всех коммутационных испытаниях не должно наблюдаться механических повреждений, перебросов на землю или кругового огня, подгорания коллектора; после этих испытаний коллектор должен быть пригоден к дальнейшей работе без дополнительной очистки или обработки.

Изоляция обмоток вспомогательных машин относительно корпуса и между отдельными обмотками должна выдерживать в течение 1 *мин* испытательное синусоидальное напряжение $U_{исп}$ частотой 50 *гц*. Для двигателей с питанием от контактной сети напряжением выше 750 *в* напряжение $U_{исп} = 2{,}25U + 2000$ *в*; для вспомогательных машин, не связанных непосредственно с контактной сетью, мощностью более 1 *квт* $U_{исп} = 2U + 1000$ *в*; для всех вспомогательных машин с питанием

от аккумуляторов и напряжением относительно корпуса не свыше 40 *в* $U_{исп} = 2U + 500$ *в*.

В двух последних случаях напряжения $U_{исп}$ не должны быть ниже 1500 *в*.

Как и для тяговых двигателей, испытания электрической прочности изоляции вспомогательных машин должны производиться при температурах обмоток, близких к рабочим температурам. К. п. д. вспомогательных машин можно практически определять как непосредственным, так и косвенным методом. При определении к. п. д. двигателей непосредственным методом для нагрузки целесообразнее всего использовать тарированный генератор. В этом случае к. п. д. испытываемого двигателя

$$\eta_{дв} = \frac{P}{P_{дв}\eta},$$

где P — мощность, отдаваемая тарированным генератором;

$P_{дв}$ — мощность, потребляемая из сети испытываемым двигателем;

η — к. п. д. тарированного генератора.

При определении к. п. д. генераторов непосредственным методом обычно используют тарированный двигатель.

К. п. д. вспомогательных машин косвенным методом определяют путем нахождения отдельных потерь, как и для тяговых двигателей. Однако при этом дополнительно учитывают и потери в демпферных сопротивлениях, постоянно включенных в цепь машин при их работе на электровозе.

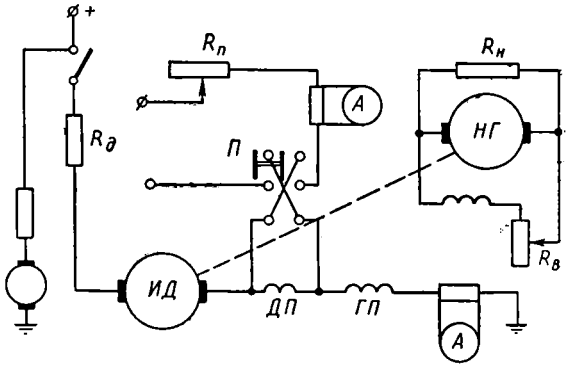


Рис. 259. Принципиальная схема включения вспомогательных двигателей при определении зоны наилучшей коммутации:

П — переключатель полярности тока подпитки — отпитки

Измерение активного сопротивления обмоток, испытание на повышенную скорость вращения, проверку сопротивления и электрической прочности изоляции, снятие скоростных характеристик, нахождение зоны наилучшей коммутации на вспомогательных машинах проводят принципиально так же, как и на тяговых двигателях. Схемы проведения этих испытаний должны учитывать особенности конструкции машин. На рис. 259 приведена схема подпитки и отпитки вспомогательных двигателей для определения зоны наилучшей коммутации при испытании двигателей методом непосредственного нагружения нагрузочным генератором.

В некоторых случаях, кроме перечисленных испытаний отдельных электрических машин, проводят испытания комплектных агрегатов, состоящих из приводного двигателя и рабочего механизма (компрессора, вентилятора и т. д.). Эти испытания также могут включать типовые и контрольные испытания. Испытываемый агрегат при этом должен быть полностью укомплектован защитной и пусковой аппаратурой, как и при его установке на электровозе, а испытательный стенд должен обеспечить регулировку нагрузки в нужных пределах путем воздействия на рабочий механизм.

§ 60. ИСПЫТАНИЕ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ МАШИН ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Испытания асинхронных электродвигателей и расщепителей фаз электровозов производят по программе, предусмотренной ГОСТом 183—66. Они делятся на контрольные и типовые. Программа испытаний для асинхронных двигателей дополнительно содержит определение максимального и минимального значений их вращающих моментов при питании от расщепителя фаз. Для расщепителей фаз предусматривают проверку коэффициента асимметрии линейных напряжений и оптимальной величины емкостной компенсации при номинальной мощности нагрузки и номинальном значении напряжения однофазной сети.

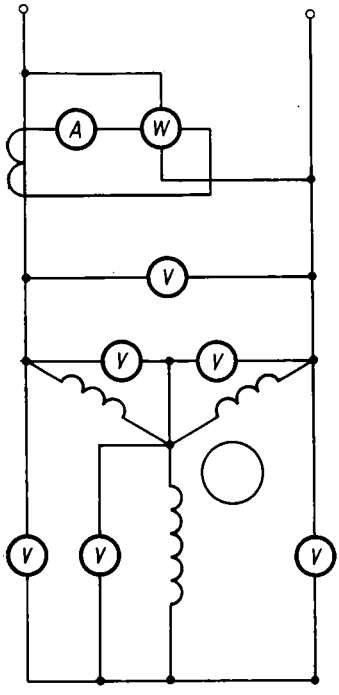


Рис. 260. Схема включения асинхронного расщепителя фаз для его испытания в режиме холостого хода

Трехфазные асинхронные двигатели испытывают по методике, изложенной в ГОСТах 7217—66 и 11828—66 с учетом таких особенностей их работы на электровозах, как колебание в широких пределах напряжения в контактной сети, несимметрия фазных токов, вызванная несимметрией линейных напряжений, воздействия тряски и вибраций.

Опыт холостого хода. Под холостым ходом понимают работу расщепителя фаз, подключенного к однофазной сети при отсутствии трехфазной нагрузки на его зажимах и механической нагрузки на валу. Из этого опыта определяют ток и потери холостого хода. Схема проведения режима холостого хода для расщепителя фаз приведена на рис. 260. Питание его статора должно осуществляться от источника регулируемого однофазного напряжения номинальной частоты. Направление вращения ротора расщепителя фаз выбирают из условия получения наименьшей асимметрии линейных напряжений расщепителя при трехфазной нагрузке. Для исключения возможных ошибок при определении механических потерь перед проведением опыта холостого хода расщепители фаз мощностью до 150 *ква* должны проработать 60 *мин* без нагрузки, причем режим можно уменьшить до 30 *мин* при контрольных испытаниях. При испытаниях необходимо определить коэффициент асимметрии линейных напряжений холостого хода расщепителя.

Характеристики холостого хода снимают при постепенном понижении с помощью потенциал-регулятора приложенного напряжения, начиная от наибольшего напряжения, равного 130% номинального, и кончая возможно наиболее низким. Для построения характеристики холостого хода надо иметь замеры 9—11 точек. При проведении опыта измеряют линейные и фазные напряжения между всеми тремя фазами, частоту, ток и мощность двигательной обмотки расщепителя фаз, по которым затем вычисляют все необходимые данные. Коэффициент мощности расщепителя фаз при холостом ходе определяют по формуле

$$\cos\varphi_0 = \frac{P_0}{U_0 I_0}, \qquad (430)$$

где U_0 — напряжение однофазной сети при холостом ходе;

P_0 — выходная мощность холостого хода.

Потери холостого хода при номинальной частоте

$$\Delta P_c = \Delta P_{0м} + \Delta P_{ст} + \Delta P_м, \tag{431}$$

где $\Delta P_{0м}$ — электрические потери в обмотке статора расщепителя фаз.

Потери

$$\Delta P_{0м} = I_0^2 (r_{01} + r_{02}), \tag{432}$$

где r_{01} и r_{02} — активное сопротивление первой и второй фаз обмотки при температуре опыта.

Сумму потерь в стали и механических потерь ΔP_0 можно получить вычитанием потерь в двигательной обмотке $\Delta P_{0м}$ из потребляемой мощности холостого хода P_{xx}:

$$\Delta P_0 = P_{xx} - \Delta P_{0м}. \tag{433}$$

Для разделения механических потерь и потерь в стали необходимо построить кривую зависимости $\Delta P_c + \Delta P_м = (\Delta P_c + \Delta P_м)(U)$ и экстраполировать ее до пересечения с осью ординат. Отрезок, отсекаемый на оси ординат, выражает величину механических потерь.

Если частота f при снятии характеристик холостого хода отличается от номинальной частоты $f_н$ не более чем на $\pm 2\%$, то измеренные величины надо привести к номинальной частоте. Для этого значения линейного напряжения U_0, потерь в стали ΔP_c и механических потерь $\Delta P_{мех}$ следует умножить соответственно на $\frac{f_н}{f}$, $\left(\frac{f_н}{f}\right)^{1,5}$ и $\left(\frac{f_н}{f}\right)^2$.

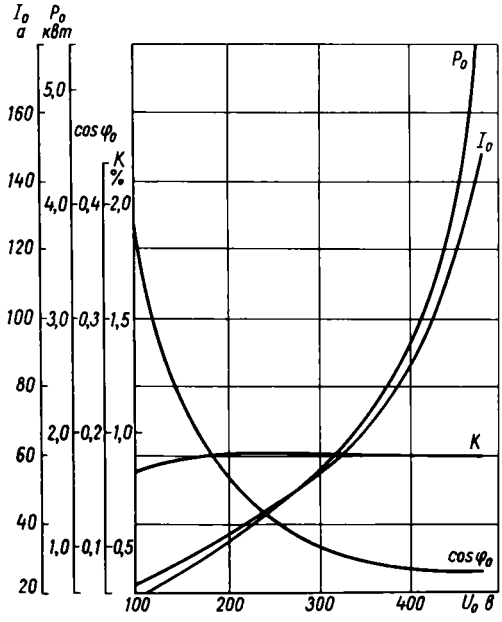


Рис. 261. Характеристики холостого хода расщепителя фаз НБ-453А

Результаты режима холостого хода можно изобразить графически в виде функции от напряжения U_0 следующих величин: ток холостого хода I_0, потери холостого хода P_0, коэффициент мощности $\cos\varphi_0$, коэффициент асимметрии линейных напряжений K (для расщепителя фаз). При контрольных испытаниях ограничиваются определением тока и потерь холостого хода только для номинального напряжения. Частоту при этом можно не измерять.

На рис. 261 представлены характеристики холостого хода расщепителя фаз НБ-453А.

Опыт короткого замыкания. Под опытом короткого замыкания расщепителя фаз подразумевают питание обмоток его статора по пусковой схеме при оптимальной величине пускового сопротивления и заторможенном роторе. Из этого опыта определяют токи и потери при коротком замыкании, а также начальный пусковой ток. Опытом короткого замы-

кания проверяют возможность стоянки расщепителя фаз в режиме короткого замыкания при пусковой схеме и номинальном напряжении в продолжение не менее чем 10 *сек*. Перед началом испытаний должна быть измерена температура обмоток статора, а ротор заторможен. Опыт должен проводиться при синусоидальном однофазном напряжении минимальной величины.

Заторможенный расщепитель при опыте включают на напряжение, составляющее 15—20% номинального, затем напряжение быстро повышают до значения, отличающегося от номинального не более чем на —25% ÷ +15%. При этом один замер должен быть произведен при номинальном напряжении или при напряжении, отличающемся от номинального не более чем на 2,5%. При этом расщепитель фаз должен выдержать испытание в режиме короткого замыкания в течение 10 *сек*.

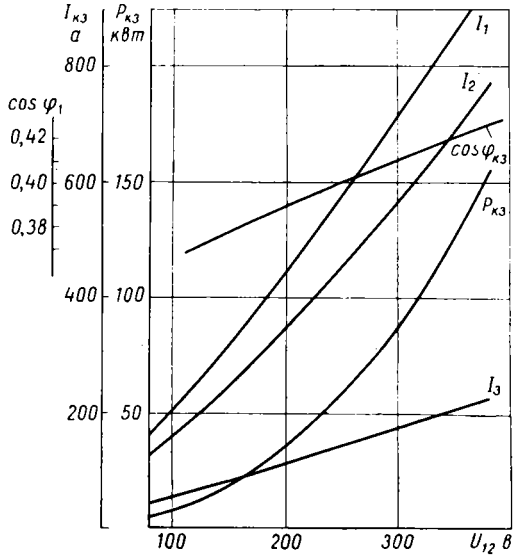


Рис. 262. Характеристика короткого замыкания расщепителя НБ-453А:
I_1, I_2 и I_3 — токи фаз; U_{12} — напряжение фазы

Коэффициент мощности в режиме короткого замыкания расщепителя фаз

$$\cos\varphi_{кз} = \frac{P_{кз}}{U_{кз} I_{кз}}, \quad (434)$$

где $U_{кз}$ и $I_{кз}$ — однофазное напряжение и ток короткого замыкания, потребляемый от однофазной сети.

Кратность начального пускового тока расщепителя фаз определяют как отношение начального пускового тока, потребляемого от однофазной сети, к наибольшему фазному току расщепителя при номинальных напряжении и нагрузке.

Характеристики короткого замыкания расщепителя фаз НБ-453А показаны на рис. 262.

Испытание на нагревание. При этих испытаниях проверяют нагревание отдельных конструктивных элементов расщепителя фаз, предназначенного для длительного режима работы. Испытания следует проводить при неизменной трехфазной электрической нагрузке, равной номинальной мощности при номинальном напряжении однофазной сети и оптимальной величине емкостной компенсации до тех пор, пока температура отдельных частей расщепителя фаз не будет установившейся. Расщепитель фаз дополнительно испытывают на нагревание при напряжении однофазной сети, которое на 15% выше номинального напряжения, так как при этом токи расщепителя максимальные. Машину можно начинать испытывать как в холодном, так и в нагретом состоянии. Для сокращения времени нагрузка расщепителя фаз в начале испытаний в течение 15—20 *мин* может составлять 120% его номинальной мощности. При испытании измеряют температуру узлов машины и окружающего воздуха. Отсчеты показаний приборов, измеряющих фазные, линейные напряжения и токи, рекомендуется производить через каждые 30 *мин*.

По достижении практически установившейся температуры отдельных частей машины ее останавливают и замеряют температуру нагрева одним из известных методов. Температуру обмоток статора рекомендуется измерять методом сопротивления, но допускается также применение температурных детекторов, термосопротивлений или термопар. При использовании метода сопротивлений превышение температуры медной обмотки над температурой охлаждающей среды определяют по формуле (401).

Если температуру обмотки можно измерить только через 15—20 *сек* после отключения машины, то для определения действительного перегрева вводят корректировку на остывание машины так же, как это делается при испытаниях тяговых двигателей.

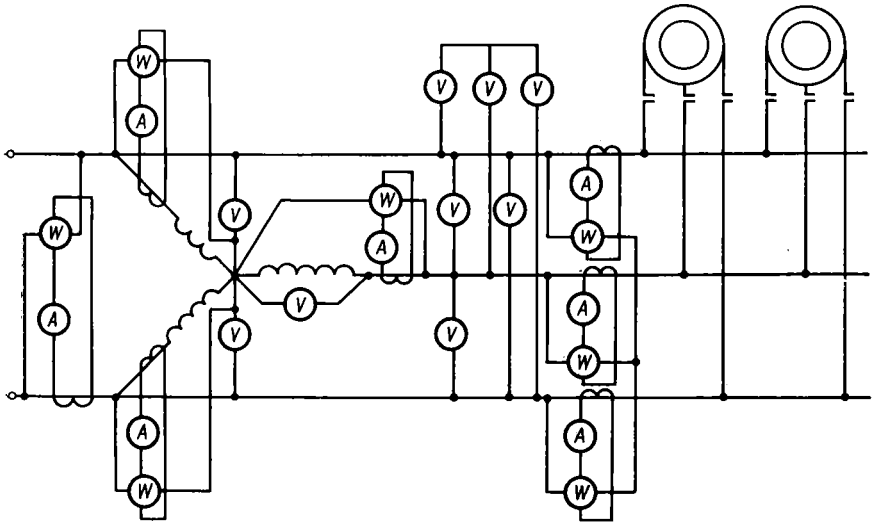


Рис. 263. Схема для нагрузочных испытаний расщепителя фаз

Для определения температуры подшипников рекомендуется использовать температурные детекторы и термометры, а для определения температуры стали — детекторы или термометры.

Снятие рабочих характеристик. Для проверки гарантированных значений к. п. д., коэффициента мощности, коэффициента асимметрии и скольжения необходимо снять нагрузочные характеристики расщепителя фаз. Нагрузочные испытания проводят при номинальной мощности нагрузки, номинальном напряжении и при предельных допустимых отклонениях напряжения однофазной сети ($+15 \div -25\%$) от номинального. Испытания надо проводить при оптимальном значении емкостей компенсации. Нагрузки по своему характеру должны быть аналогичны той нагрузке, для питания которой предназначен расщепитель. Так как асинхронные двигатели при пониженной нагрузке на валу работают также в режиме расщепителя фаз, при испытании нагрузка каждого из них не должна быть ниже 50% его номинальной мощности. Из этих же соображений не рекомендуется использовать для нагрузки расщепителя фаз двигатели номинальной мощностью более 50% номинальной мощности расщепителя.

Испытания проводят по схеме (рис. 263), измеряя линейные и фазные напряжения, токи, фазные мощности расщепителя фаз, ток и мощность, потребляемые трехфазной нагрузкой из однофазной сети, токи и суммарную мощность, потребляемую нагрузкой. Мощность, потребляе-

мую трехфазной нагрузкой, замеряют методом трех ваттметров или методом двух ваттметров.

Мнение, что к. п. д. расщепителя фаз равен отношению мощности, потребляемой трехфазной нагрузкой, к мощности, потребляемой системой из сети, не вполне правильно. В идеальном случае при симметрии линейных напряжений системы расщепитель фаз преобразует примерно половину мощности, потребляемой трехфазной нагрузкой. При емкостной компенсации часть мощности трехфазной системы напряжений преобразуется конденсаторной батареей помимо расщепителя.

К. п. д. следует определять как отношение мощности P_2, преобразованной расщепителем фаз для получения трехфазной системы, к мощности P_1, потребляемой им:

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \left(1 - \frac{2\Delta P}{\Sigma P_p + P + \Delta P}\right), \qquad (435)$$

где P — мощность механической нагрузки на валу;

ΔP — потери расщепителя фаз, которые представляют собой разность между мощностью, потребляемой системой от однофазной сети P_c, и мощностью, потребляемой трехфазной нагрузкой $\Sigma P_н$;

$\Sigma P_p = P_{1p} + P_{2p} + P_{3p}$ — сумма показаний трех ваттметров, изменяющих фазные мощности расщепителя фаз.

Наличие коэффициента 2 в выражении (435) объясняется тем, что мощность генераторной обмотки является составной частью замеряемой мощности двигательной фазы.

При отсутствии механической нагрузки на валу расщепителя величина P в выражение (435) не входит; этим выражением учитываются изменения режима работы отдельных обмоток расщепителя фаз, причем не требуется учитывать знаки показаний ваттметров. Одна из фаз двигательной обмотки в определенных условиях может работать в генераторном режиме, так же как генераторная обмотка, преобразуя однофазную систему напряжений в трехфазную. Так, в расщепителе фаз НБ-453А в зависимости от напряжения однофазной сети при номинальной мощности нагрузки первая фаза может работать в генераторном и двигательном режимах. При более высоком напряжении она работает в генераторном режиме, а при пониженном напряжении — в двигательном режиме, о чем свидетельствует отклонение стрелки ваттметра в противоположную сторону и баланс мощностей расщепителя фаз (табл. 51).

Таблица 51

U_{12} в *в*	U_{23} в *в*	U_{31} в *в*	I_c в *а*	P_c в *квт*	cos φ	I_{P1} в *а*	I_{P2} в *а*	I_{P3} в *а*	U_{1P} в *в*	U_{2P} в *в*	U_{3P} в *в*
440	436	428	348	92,5	0,605	174	123	64	192	276	292
380	380	384	280	87,6	0,825	135	93	60	168	236	256
280	254	284	356	88,2	0,885	122	88	66	128	170	180

P_{P1} в *квт*	P_{P2} в *квт*	P_{P3} в *квт*	$I_{н1}$ в *а*	$I_{н2}$ в *а*	$I_{н3}$ в *а*	$\Sigma P_н$ в *квт*	C в *мкф*	k_a	η	η_2	$\Delta P = P_c - \Sigma P_н$ в *квт*	$\Delta P = P_{P2} - (P_{P2} - P_{P3})$ в *квт*
4,05	28,6	18,5	195	246	189	86,4	980	1,6	0,934	0,787	6,1	6,0
0,2	20,1	15,5	176	163	162	83,2	980	0,6	0,949	0,78	4,4	4,4
—1,6	14,7	12,2	270	237	133	84,2	980	6,8	0,955	0,754	4,0	4,1

В табл. 51 даны результаты типовых испытаний расщепителя фаз НБ-453А при номинальной мощности нагрузки и оптимальной величине емкостной компенсации.

Коэффициент мощности

$$\cos\varphi = \frac{P_c}{U_c I_c}, \qquad (436)$$

где P_c, I_c — соответственно мощность и ток, потребляемые системой (расщепитель фаз и нагрузка) из однофазной сети.

В данном случае $\cos\varphi$ — величина условная, фактически выражающая коэффициент мощности системы, в которую входят расщепитель фаз и нагрузки.

Коэффициент асимметрии линейных напряжений k_a определяется как отношение напряжения обратной последовательности U_{o1} к напряжению прямой последовательности U_n, полученных при разложении несимметричной системы линейных напряжений на симметричные составляющие:

$$k_a = \frac{U_{o1}}{U_n} \cdot 100\%. \qquad (437)$$

Если система линейных напряжений не содержит составляющей нулевой последовательности, т. е. векторы, выражающие линейные напряжения, образуют замкнутый треугольник, то составляющие прямой и обратной последовательности можно определять графически, как показано на рис. 264.

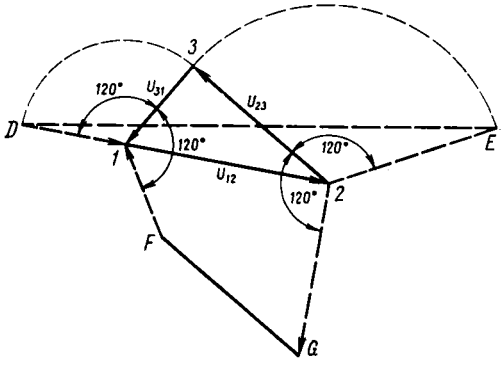


Рис. 264. Графическое определение коэффициента асимметрии

Система напряжений представлена тремя векторами, образующими замкнутый треугольник. Оставляя одну сторону треугольника, например, $\dot{U}_{12}$ неподвижной, поворачивают вектор $\dot{U}_{31}$ против часовой стрелки, а вектор $\dot{U}_{23}$ — по часовой стрелке на 120° вокруг концов вектора $\dot{U}_{12}$ как центра вращения. Соединив концы повернутых векторов, получают $\dot{DE} = 3\dot{U}_n$. Поворачивая векторы $\dot{U}_{31}$ и $\dot{U}_{23}$ на 120° в обратном направлении: U_{23} — против часовой стрелки, $\dot{U}_{31}$ — по часовой, получим $\dot{FG} = 3U_0$.

Коэффициент асимметрии трехфазной системы напряжений можно также определить по номограммам (рис. 265).

Пусковые испытания проводят для определения надежности и времени пуска расщепителя фаз по пусковой схеме, при минимальном напряжении однофазной сети, равном 0,75 $U_н$. Время пуска измеряют секундомером или по осциллограммам пусковых токов. В процессе испытаний проверяют возможность пуска при любом положении ротора, так как при пуске возможны случаи его «прилипания». Результаты пусковых испытаний даны в табл. 52.

Испытания на кратковременную перегрузку током проводят при номинальном напряжении однофазной сети по схеме, позволяющей получить токи в фазах расщепителя, равные 1,5 $I_н$. Допускают повышение напряжения на 10% от номинального. Перегрузку полуторакратным

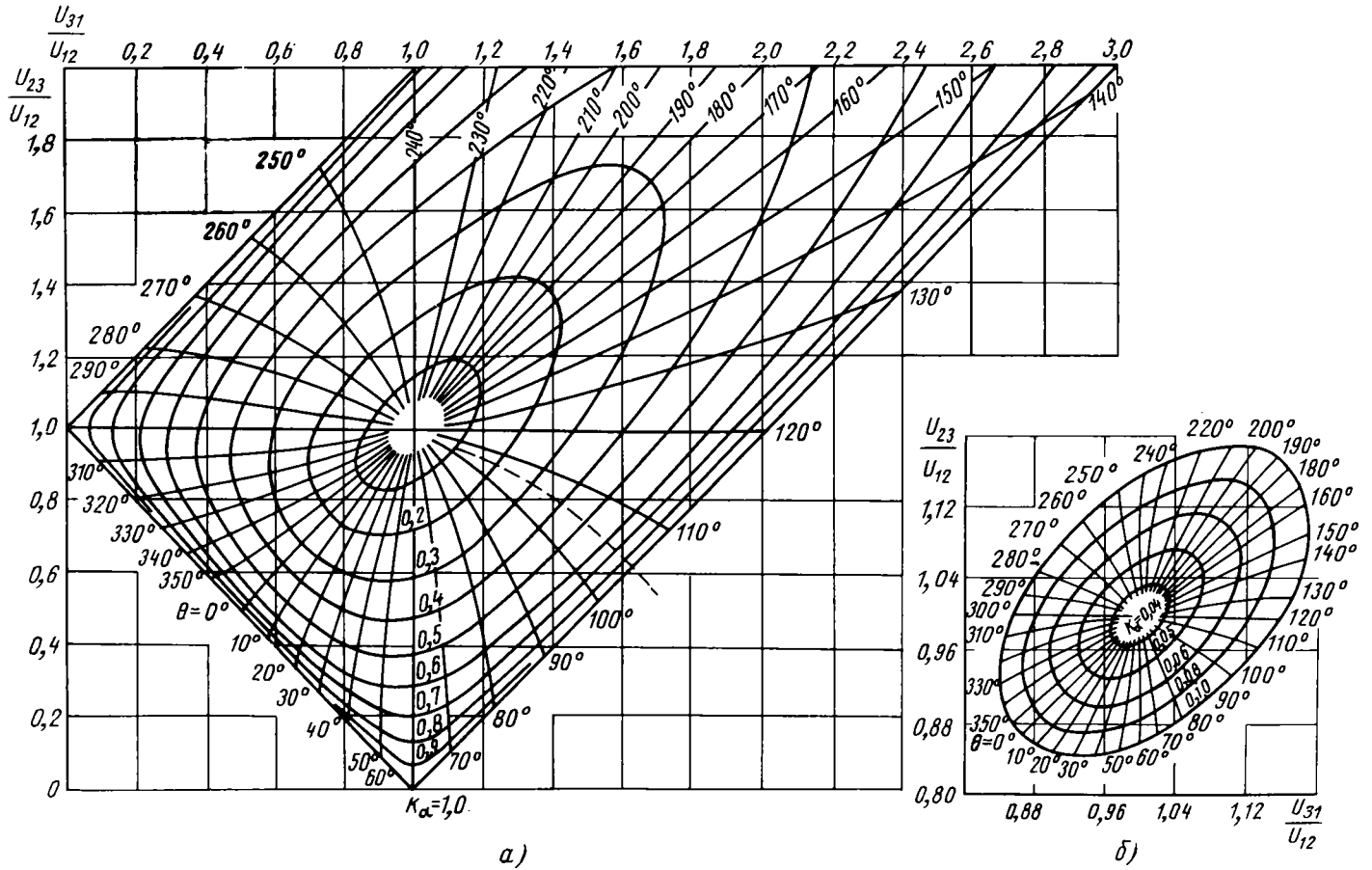


Рис. 265. Номограммы для определения коэффициента асимметрии трехфазной системы напряжений:
а — $k_\alpha = 0{,}2 \div 1{,}0$; *б* — $k_\alpha = 0{,}04 \div 0{,}10$

Таблица 52

Параметры	Расщепитель фаз			
	НБ-453А	НБ-455	НБ-455	НБ-455
Пусковое сопротивление в *ом*	0,7	0,7	0,54	0,9
Время пуска в *сек*	8,4	9,6	—	—
$M_{пуск}$ в *кГ·м*	4,0	5,4	6,9	5,8
M_{max} в *кГ·м*	16,6	18,6	19,3	20,9
M_{min} в *кГ·м*	1,55	1,8	1,6	1,4

током можно получить, подключив к расщепителю трехфазные асинхронные двигатели без емкостной компенсации, а также включив дополнительно активное и индуктивное сопротивления на соответствующие две фазы по схеме (рис. 266).

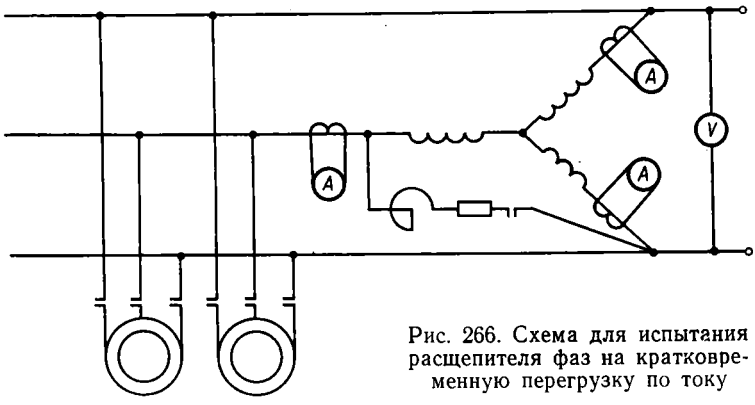


Рис. 266. Схема для испытания расщепителя фаз на кратковременную перегрузку по току

Испытания на полуторакратный ток нагрузки в течение 2 *мин* рекомендуется проводить после нагрузочных испытаний расщепителя фаз. Максимальный и минимальный вращающий момент расщепителя фаз и асинхронных двигателей, питающихся от него, должен быть определен из кривой зависимости вращающего момента от скольжения $M = M(s)$. Зависимость $M = M(s)$ снимают при включении расщепителя по пусковой схеме, приведенной на рис. 267, на напряжение однофазной сети $U_c = 0{,}7\,U_н$. Вращающие моменты определяют непосредственным измерением при нагрузке расщепителя фаз или двигателей балансирным генератором постоянного тока, электромагнитным тормозом или тарированным генератором постоянного тока по ГОСТу 7217—66. Скольжение определяют одним из известных способов.

По результатам испытаний подсчитывают величины скольжения моментов расщепителя фаз и строят зависимость $M = M(s)$, показанную на рис. 268. Вращающий момент

$$M = 0{,}975\,\frac{E_0}{n}\,(1{,}01 I_я + I_0), \qquad (438)$$

где E_0 — э. д. с. холостого хода тормозной машины при токе возбуждения $I_в$;

n — скорость вращения тормозной машины;

$I_я$ — ток тормозной машины;

I_0 — ток холостого хода тормозной машины при заданных величине $I_в = \text{const}$ и скорости вращения n.

Скольжение подсчитывают по формуле

$$s = \frac{n_c - n}{n_c}, \tag{439}$$

где n_c — синхронная скорость вращения.

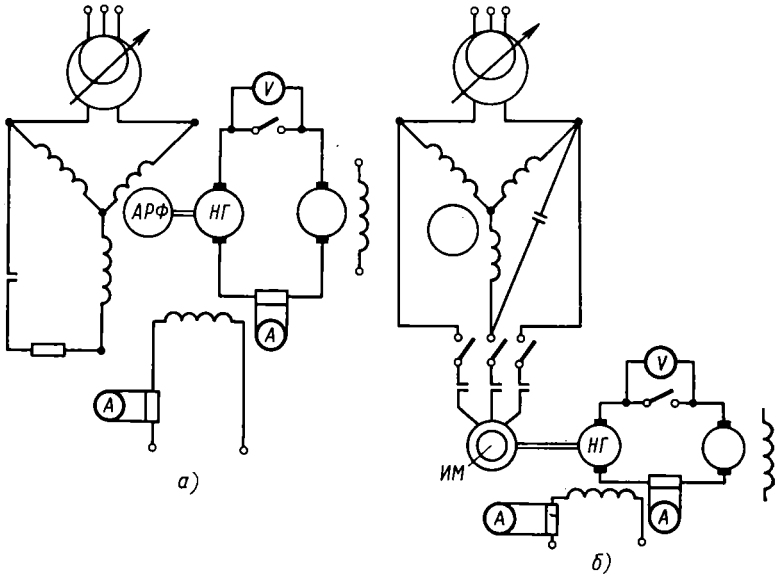


Рис. 267. Схемы для снятия зависимости $M = M(s)$:
а — для асинхронного расщепителя фаз (АРФ) при питании от однофазной сети; *б* — для асинхронного двигателя при питании от асинхронного расщепителя фаз

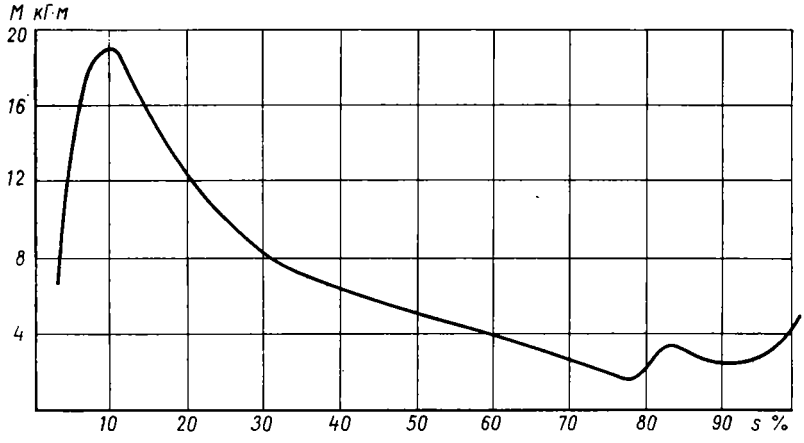


Рис. 268. Зависимость $M = M(s)$ расщепителя фаз НБ-453

Испытания на вибрацию. Вибрация и тряска электрических машин приводят к ускоренному повреждению их обмоток и подшипников, образованию трещин в таких деталях, как подшипниковые щиты.

Величина вибрации (размах или двойная амплитуда колебаний) электрических машин, замеренная в вертикальном, продольном и поперечном направлениях, зависит от дисбаланса ротора машины. Для определения этой зависимости машину устанавливают на резино-метал-

лических амортизаторах (например, на амортизаторах АКСС-300) на массивной плите. Требуемый баланс создают грузами весом 50—1000 *г*, которые закрепляют в шпоночной канавке вала на постоянном расстоянии от оси вращения. Величину вибрации замеряют виброметром ВПУ-1 с пределом измерений до 500 *мкм*, обеспечивающим точность замера 10%.

На рис. 269 и 270 показаны зависимости вибраций от дисбаланса для электродвигателей АП81-4 и АС81-6, построенные по усредненным данным, полученным при замерах вибрации на десяти электродвигателях каждого типа.

На величину вибрации электрических машин влияют также основания, на которых они установлены и закреплены, несимметрия токов в фазах статорной обмотки, вызывающая переменные радиальные силы,

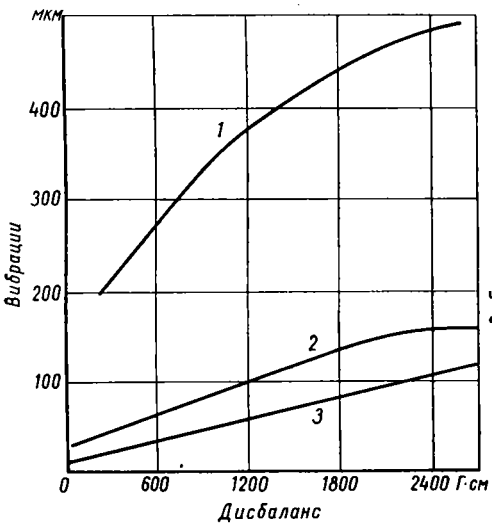


Рис. 269. Зависимость вибраций от дисбаланса ротора электродвигателя АП81-4:

1 — в поперечной плоскости; *2* — в продольной плоскости; *3* — в вертикальной плоскости

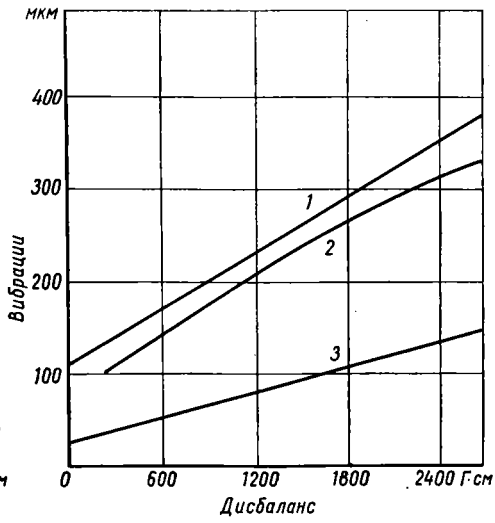


Рис. 270. Зависимость вибрации от дисбаланса ротора электродвигателя АС81-6 в плоскостях:

1 — поперечной; *2* — продольной; *3* — вертикальной

действующие между статором и ротором, и изменение скорости вращения ротора из-за колебания напряжения в контактной сети. Последнее особенно заметно влияет на режимы работы центробежных вентиляторов, в которых могут одновременно возникать вибрации аэродинамического характера. Так, при лабораторных исследованиях двигателя АП81-4 с вентилятором Ц13-50 № 6 было обнаружено, что первая критическая скорость двигателя без вентилятора равна 380 *об/мин*, а амплитуда колебаний достигает 2,5 *мм*. При скорости 1200 *об/мин* амплитуда колебаний равна 0,25 *мм*, причем частота колебаний не совпадает с частотой вращения двигателя. При номинальной скорости, равной 1470 *об/мин*, вибрация двигателя практически равна нулю. Для системы двигатель — ротор вентилятора первая критическая скорость имеет место при 365 *об/мин*, а при 1400—1500 *об/мин* наблюдаются колебания системы, не совпадающие с частотой вращения. Причиной их являются собственные колебания ротора вентилятора.

Установка ротора в кожухе приводит к небольшим изменениям критических скоростей вращения и значительному уменьшению амплитуды колебаний, что объясняется дополнительной связью через задний

диск системы двигатель — ротор с системой кожух — испытательный стенд.

Влияние вибрации на работу электрических машин увеличивается в процессе их эксплуатации на электровозе. Так, например, при контрольной проверке в эксплуатации 100 электровозов ВЛ60 было обнаружено, что вибрацию до 40 *мкм* имели 66% электродвигателей АС81-6 и 76% электродвигателей АП81-4. Соответственно 29 и 21% этих двигателей имели вибрацию 40—100 *мкм*. У 60% расщепителей фаз вибрация составляла 100 *мкм*, а у 30% — 100—160 *мкм*.

При определении величин вибраций в кузове электровоза ВЛ80К-038 ускорениемерами балочного типа с проволочными преобразователями было установлено, что оборудование электровоза подвергается вибрациям с частотами от 2,5 до 100 *гц*. Частоты 2,5—15 *гц* соответствуют частотам колебания электровоза как упругой механической системы. Вибрации с частотой примерно 25 *гц* вызваны неуравновешенностью роторов электрических машин, расположенных в кузове, кроме двигателей осевых вентиляторов, частота вибраций которых равна примерно 50 *гц*. Вибрация частотой 100 *гц* возникает из-за питания асинхронных двигателей несимметричным напряжением.

ГЛАВА XII

ТЯГОВЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ

§ 61. ОБЩИЕ ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К ТРАНСФОРМАТОРАМ

В настоящее время на электровозах применяют тяговые трансформаторы с масляным охлаждением.

Работа тяговых трансформаторов зависит от условий работы электровоза. Они могут работать в следующих условиях.

1. При возможном отклонении напряжения на токоприемнике в пределах $+15 \div -25\%$ от номинального.

2. При воздействии вибраций и толчков, вызываемых динамическими воздействиями подвижного состава. Во время движения электровоза частота колебаний трансформатора составляет 1,5—30 *гц* при ускорении в вертикальном направлении $0{,}3g$ и $0{,}2g$ в горизонтальном поперечном направлении. Расчетное ускорение при ударе вдоль оси электровоза принимают равным $1g$. По условиям достижения минимального веса и размеров трансформатора для его размещения на электровозе необходимо предельное использование активных материалов.

3. При воздействии на обмотки трансформатора как атмосферных, так и коммутационных перенапряжений, возникающих при работе электровоза. Величина последних зависит от параметров схемы электровоза и может достигать во вторичной цепи значительных величин (амплитудных значений до 10 *кв* и более).

4. При значительных динамических усилиях в обмотках, при глухих коротких замыканиях и при обратных зажиганиях выпрямителей.

5. При температуре воздуха охлаждающего трансформатор в пределах от $+40 \div -50°$ С.

6. При дополнительных механических нагрузках на бак трансформатора от установленного на нем оборудования, например, переходных реакторов, переключателя ступеней и др.

Тяговые трансформаторы электровозов отличаются от обычных трансформаторов очень широким диапазоном регулирования выходного напряжения.

Трансформаторы должны обладать высокой надежностью, работать без дополнительных профилактических ремонтов в промежутке времени между большими периодическими ремонтами, при которых возможна подъемка керна с проверкой, и восстановлением всех креплений.

При проектировании трансформаторов все эти условия должны быть учтены.

§ 62. СПОСОБЫ РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ И ТИПЫ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Конструкция тяговых трансформаторов в значительной степени зависит от принятого способа регулирования напряжения на электровозе. Напряжение на выходе трансформатора регулируют изменением числа включенных витков его обмоток. В практике отечественного электровозостроения наиболее широкое распространение получило регулирование путем изменения числа витков вторичной обмотки, или низковольтное регулирование (регулирование на низшей стороне трансформатора). Возможны два способа такого регулирования: согласованное и встречно-согласованное. Из них наиболее широко применяют регулирование вторым способом.

При высоковольтном регулировании (регулировании на высшей стороне трансформатора) необходимо применение системы двух трансформаторов — автотрансформатора и трансформатора с постоянным коэффициентом трансформации. Их совмещение в одной магнитной системе приводит к возникновению так называемых трехстержневых трансформаторов.

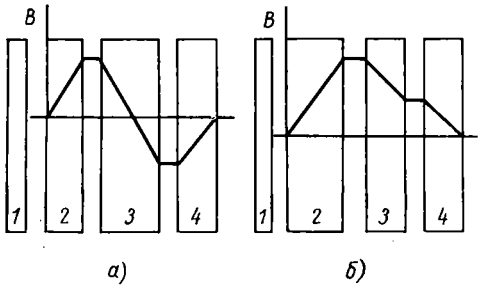


Рис. 271. Схема расположения обмоток на сердечнике:

1 — сердечник; *2* — постоянная часть обмотки *НН*; *3* — обмотка *ВН*; *4* — регулировочная часть обмотки *НН*

При низковольтном регулировании обмотка низкого напряжения разделяется на две части: нерегулируемую (основная обмотка) и регулировочную (регулировочная обмотка). В практике отечественного тягового трансформаторостроения на сердечниках обмотки располагают обычно тремя концентрическими катушками с каналами в осевом и радиальном направлении для соблюдения изоляционных расстояний между витками и циркуляции охлаждающего масла.

Первой у сердечника располагают обмотку низкого напряжения *ННо*. Затем размещают обмотку высокого напряжения *ВН* и снаружи регулировочную обмотку *ННр* низкого напряжения (рис. 271, *а*). Возможно также размещение обмоток, показанное рис. 271, *б*, но во втором случае реактанц обмоток *ВН* — *НН* в 2—3 раза больше, чем в первом. Кроме того, при согласном включении частей обмотки *НН* основные ее части сцеплены с трапецевидным полем, создающим добавочные потери в ней. Обмотка собственных нужд *СН* состоит из нескольких катушек, размещенных во внешнем блоке катушек каждого стержня между группами катушек *НН* (одни на $^1/_4$ высоты и другие — на $^3/_4$ высоты наружного блока катушек).

Регулировочная обмотка разделена на несколько ступеней, число витков которых равно между собой. Наибольшее напряжение на обмотке *НН* (выводы $a_1 - O_1$ на рис. 272) получается при согласном включении основной и всей регулировочной обмотки (соединение $x_1 - 1$). По мере выключения секций регулировочной обмотки напряжение снижается, и при ее полном выключении остается только напряжение на зажимах $a_1 - x_1$ обмотки. Дальнейшего уменьшения напряжения достигают встречным включением основной обмотки и ступеней регулировочной обмотки. Обычно число витков основной обмотки несколько больше, чем регулировочной обмотки. Так, при встречном включении

напряжение небольшое (40—70 *в*); оно соответствует первой ступени регулирования.

При высоковольтном регулировании с трехстержневым трансформатором (рис. 273) поперечное сечение среднего стержня равно сечению двух крайних стержней. На одном из крайних стержней размещена обмотка автотрансформатора, подключенная к контактной сети. Эта

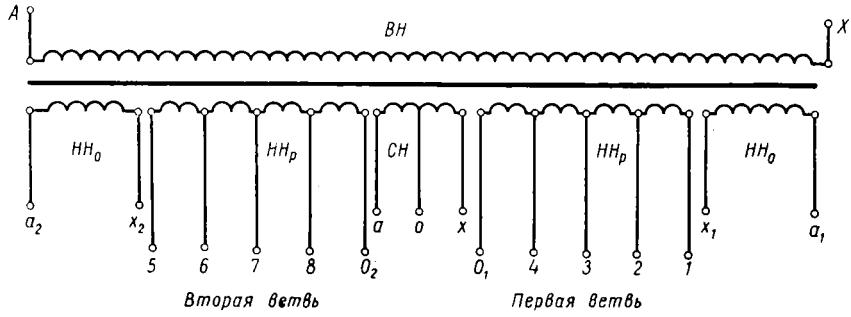


Рис. 272. Принципиальная схема обмоток трансформатора ОЦР-5600/25 для двухполупериодной схемы выпрямления

обмотка разбита на ряд ступеней обычно с одинаковым числом витков, выводы от которых присоединены к высоковольтному переключателю. На этом же стержне размещают обмотку собственных нужд.

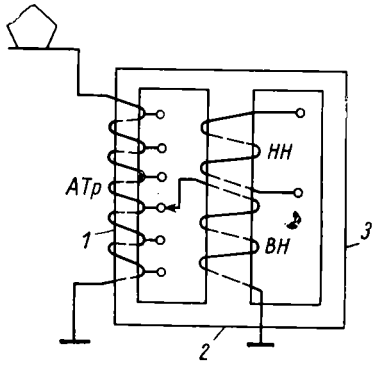


Рис. 273. Схема трансформатора с высоковольтным регулированием

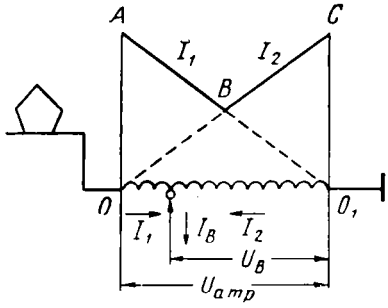


Рис. 274. Распределение тока в обмотке автотрансформатора:

$U_{атр}$ — напряжение на зажимах обмотки автотрансформатора; OC и O_1A — соответственно линии изменения тока I_2 и I_1; ABC — ломаная линия расчетной нагрузки для выбора сечения меди обмотки

На среднем стержне находятся обмотка *ВН*, питающаяся от обмотки автотрансформатора, и выходная обмотка *НН*. Число витков обмотки автотрансформатора вдвое больше числа витков обмотки *ВН*. Так как напряжение на обмотке автотрансформатора *АТр* постоянно, то магнитный поток, создаваемый ею в крайнем стержне, всегда постоянен и не зависит от ступени регулирования.

При крайнем нулевом положении переключателя напряжение на обмотках *ВН* и *НН* равно нулю, так как магнитный поток в среднем стержне равен нулю и весь магнитный поток замыкается через стержень *3*. По мере передвижения контакта переключателя на последующие позиции размагничивающее действие обмотки *ВН* уменьшается, и часть магнитного потока ответвляется в средний стержень. При сред-

нем положении контакта переключателя весь поток стержня *1* замыкается через стержень *2*. При дальнейшем передвижении контакта переключателя поток в среднем стержне превышает поток в стержне *1*, а на последней ступени регулирования поток среднего стержня распределяется поровну между крайними стержнями.

Таблица 53

Наименование	Трансформаторы					
	ОЦР5600/25	ОЦР5000/25	ОЦР2400/20	ОЦРН7300/25	WFR1273V/25	MIFA6000/25
Электровозы, на которых установлены трансформаторы	ВЛ60	ВЛ80	ВЛ61	ВЛ80В	К	Ф, Фр, Фп
Номинальное напряжение переменного тока со стороны первичной обмотки трансформатора (или автотрансформатора) в *в*	25 000	25 000	25 000	25 000	25 000	25 000
Номинальная частота в *гц*	50	50	50	50	50	50
Номинальное напряжение, выпрямленное на выводах основной вторичной обмотки, в *в*	1 650	970	1 750	980	1 100	750
Напряжение обмотки трансформатора при холостом ходе в *в*:						
первичной	25 000	25 000	25 000	25 000	25 000	25 000
одной ветви вторичной тяговой	2 060	1 230, 625, 479	2 060	1 255, 606, 399	1 390	—
собственных нужд	399	396, 229	412	238	—	627, 434, 241
возбуждения тяговых двигателей при торможении	—	—	—	—	—	3 185
Номинальная мощность обмотки в *ква*:						
автотрансформатора	—	—	—	4 401	—	7 320
первичной трансформатора	5 244	4 630	2 400	4 090	5 900	6 425
вторичной	4 944	4 305	2 300	—	5 570	—
собственных нужд	300	325	100	311	300	260
возбуждения тяговых двигателей при торможении	—	—	—	—	30	635
Номинальный (длительный) выпрямленный ток обмотки в *а*:						
автотрансформатора	—	—	—	176,1	—	280
первичной трансформатора	209,8	185,2	96	163,6	249,3	430
каждой ветви основной вторичной	2 400	3 500	1 200	3 260	6 708	4 250
собственных нужд	752	520	243	513	1 206	625
возбуждения тяговых двигателей при торможении	—	—	—	—	545	200
Суммарные потери трансформатора в *ква*	106	110	—	69	145	—
Напряжение короткого замыкания в %	9,8	9,82	—	12	9	—
Размеры трансформатора в *мм*:						
длина	2 692	2 770	—	2 900	2 026	2 370
ширина	2 000	1 992	—	2 150	1 930	—
высота	2 889	2 918	—	2 840	2 650	3 200
Вес трансформатора в *кг*	12 400	10 500	6 500	9 905	10 840	12 000
В том числе:						
выемной части	5 800	6 000	3 650	5 915	6 980	—
бака с арматурой и охладителями	3 700	2 000	1 175	1 780	2 185	—
масла	2 900	2 500	1 675	2 210	2 175	—

При регулировании величина тока в секциях обмотки автотрансформатора неодинакова и зависит от положения переключателя. На рис. 274 приведена диаграмма распределения токов в плечах обмотки автотрансформатора, основывающаяся на равенстве их н. с. По этой причине обмотку автотрансформатора можно выполнять из провода различного сечения, применяя для крайних секций провод увеличенного сечения, а для средних — уменьшенного.

Из-за низкого реактанца механическая устойчивость обмотки автотрансформатора мала, и при коротких замыканиях в переключателе величина динамических усилий между витками настолько возрастает, что может вызвать повреждение обмотки.

По типу применяемых сердечников различают стержневые и броневые трансформаторы. В отечественных тяговых трансформаторах применяют в основном двухстержневые сердечники с цилиндрическими обмотками на обоих стержнях, расположенными концентрически. Обмотки могут быть соединены последовательно или параллельно.

При сердечнике броневого трансформатора обмотки располагают на среднем стержне, а сечение крайних стержней, охватывающих обмотку снаружи, равно половине сечения средних стержней. В этом случае применяют преимущественно чередующиеся обмотки дискового типа, хотя могут быть использованы и цилиндрические обмотки, как при стержневом трансформаторе.

Большинство зарубежных фирм изготовляют тяговые трансформаторы броневого типа с чередующимися дисковыми обмотками для регулирования напряжения как на высокой стороне, так и низкой. Такие тяговые трансформаторы имеют существенные преимущества по сравнению с трансформаторами стержневого типа. Они применены на электровозах Ф и других. В Советском Союзе были изготовлены опытные электровозы ВЛ80В, на которых установлены трехстержневые трансформаторы ОЦРН-7300/25 с высоковольтным регулированием напряжения.

Для уменьшения размеров трансформатора и сокращения расстояния между осями стержней обмотка автотрансформатора имеет эллиптическую форму, а остальные обмотки — цилиндрическую.

Основные данные трансформаторов, применяемых на магистральных электровозах, эксплуатируемых в СССР, приведены в табл. 53.

§ 63. ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РАСЧЕТ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Методика расчета тяговых трансформаторов для выпрямительных электровозов частотой 50 *гц* впервые в СССР разработана Московским электрозаводом. В дальнейшем рассмотрены основные положения методики расчета трансформаторов.

Так как в настоящее время на отечественных электровозах применяют тяговые трансформаторы стержневого типа с концентрическими обмотками и низковольтным регулированием напряжения, то ниже рассмотрена схема расчета трансформатора этого типа.

Задание на проектирование. Для проектирования трансформатора выдается задание, в котором должно быть указано следующее:

назначение трансформатора, система регулирования напряжения, схема выпрямления, обмотки трансформатора, их назначение, схема и номинальное напряжение обмоток, режимы их работы, величина нагрузок обмоток трансформатора;

пределы колебаний напряжения на токоприемнике;

для обмотки *НН* число ступеней регулирования, напряжение ступеней, в том числе первой, выпрямленное напряжение в длительном (часовом) режиме на зажимах тяговых двигателей;

напряжение короткого замыкания обмоток *ВН — НН* (на последней ступени регулирования) и *ВН — СН*;

способ охлаждения трансформатора, ориентировочное количество воздуха для охлаждения.

Кроме того, могут быть даны указания по конструкции трансформатора и другие специальные указания.

Сведения, необходимые для составления предварительной конструктивной схемы трансформатора. Выбор размеров сердечника производят на основе имеющегося опыта конструирования трансформаторов. Ориентировочно для двухстержневого трансформатора сечение стержня и его диаметр можно определить по следующим формулам. Активное сечение стержня

$$П = C\sqrt{\frac{P\theta \cdot 10^9}{fBj}}\ см^2, \qquad (440)$$

где C — постоянная; $C \approx 0{,}5$;

P — мощность трансформатора в *ква*;

$\theta = \frac{G_c}{G_м}$ — отношение веса стали к весу меди;

B — индукция в стержне в *гс*;

j — средняя плотность тока в обмотках в *а/мм²*.

Напряжение в *в*, приходящееся на один виток обмотки,

$$u_в = 4{,}44fBП \cdot 10^{-8}. \qquad (441)$$

Диаметр стержня

$$D = \frac{758\sqrt{u_в}}{\sqrt{k_з k_и B}}\ см, \qquad (442)$$

где $k_з$ — коэффициент заполнения сечения сталью;

$k_и$ — коэффициент использования площади круга.

Однако приведенные зависимости не дают оптимального значения размеров стержня, поэтому окончательный выбор размеров производят после сравнения нескольких вариантов расчета трансформатора. Диаметры стержней нормализованы (нормаль ОАИ614001-62). Размеры стержня, полученные по формулам (440) и (442), округляют до ближайшего нормализованного размера. Если расчетом выявлено, что оптимальные данные трансформатора получаются при применении стержня нестандартного диаметра, то этот диаметр может быть принят для производства.

Сердечник трансформатора выполняют ступенчатым с поперечным сечением, приближающимся к кругу. Чем больше число ступеней, тем больше площадь активного сечения стали и тем лучше используется объем, в котором размещается сердечник. Но увеличение числа ступеней усложняет технологический процесс изготовления сердечника, повышая его стоимость. Для шестиступенчатых сердечников коэффициент использования $k_и = 0{,}9$, для семиступенчатых $k_и = 0{,}93$.

Ярмо выполняют также ступенчатым, а для снижения дополнительных потерь, вызываемых неравномерным распределением индукции по сечениям стержня и ярма, и снижения тока холостого хода активное сечение ярма увеличивают на 5% по сравнению с активным сечением стержня.

Сердечник трансформаторов изготовляют из горячекатаной или холоднокатаной электротехнической стали толщиной 0,35 *мм*, 0,5 *мм* марок Э41, Э42, Э43, Э43А, Э310, Э320, Э330, Э330А (ГОСТ 802—58). Для тяговых трансформаторов применяют исключительно холоднокатаную сталь, позволяющую повысить по сравнению с горячекатаной сталью индукцию в сердечнике и снизить потери. Для сердечников, изготовленных из стали толщиной 0,5 *мм*, индукция в стержне при номинальном напряжении должна быть равна примерно 15 000—15 500 *гс*. Эта величина индукции принята из условий нормальной работы трансформатора при повышении напряжения на 15% по сравнению с номинальным.

Перед сборкой сердечника листы стали изолируют лаком с последующей сушкой в печах. При применении лака уменьшается активное сечение стали, что учитывается при расчете коэффициентом заполнения $k_з$. Для покрытой лаком стали толщиной 0,35 *мм* обычно $k_з = 0{,}9$, а толщиной 0,5 *мм* $k_з = 0{,}93$.

Постоянную обмотку *НН* стержневых тяговых трансформаторов выполняют винтовой с радиальными охлаждающими каналами, размер

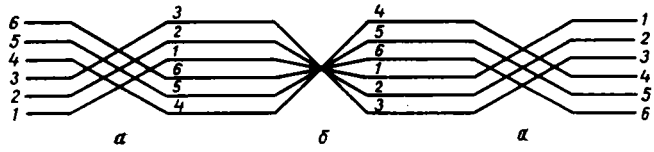


Рис. 275. Схема транспозиции проводников:
а — специальная; *б* — стандартная

которых фиксируют прокладками из электрокартона, закрепленными на рейках. При применении двухполупериодной схемы выпрямления с нулевой точкой на каждом стержне размещают две совмещенные винтовые обмотки, принадлежащие различным ветвям. Такое включение обеспечивает равновесие н. с. первичной и вторичной обмоток на каждом стержне.

При значительных токах нагрузки витки обмотки составляют из параллельных проводов, намотанных плашмя на рейках, установленных на бумажно-бакелитовом цилиндре, диаметр которого выбирают в соответствии с диаметром стержня. Чтобы избежать неравномерного распределения тока в параллельных проводниках винтовой обмотки, вызванного разным положением проводников в поле рассеяния и в связи с этим различием полных сопротивлений, применяют транспозицию проводников. Имеется несколько способов такой транспозиции. Наиболее часто в винтовой катушке выполняют две специальные транспозиции и одну стандартную (рис. 275). При расчете высоты обмотки необходимо предусмотреть место для размещения транспозиции, так как каждая транспозиция увеличивает осевой размер обмотки на высоту одного витка и одного радиального канала. Для удобства установки концы одной спирали развернуты на 180° относительно концов другой.

Обмотку *ВН* выполняют непрерывной намоткой на рейках, уложенных на бумажно-бакелитовом цилиндре. Расстояние между катушками регулируют прокладками из электрокартона, набранными на рейках. Число витков катушки может быть как целым, так и дробным. В последнем случае знаменатель дроби указывает число реек, на которых намотана катушка, а числитель — часть окружности, на которой осуществляется переход к следующей катушке.

Со стороны выводов обмотка *ВН* имеет по две входные катушки с усиленной изоляцией. Для снижения нагрева сечение меди этих катушек выбирают бо́льшим сечения основных катушек из условий равенства тепловых нагрузок. Число витков входных катушек делают несколько меньшим, чем у основных, с тем, чтобы выдержать радиальный размер всей обмотки.

Регулировочные обмотки *НН* выполняются непрерывными с числом параллельных проводников, равным числу регулировочных ступеней одной ветви трансформатора. Обмотку составляют из групп, в которых дисковые катушки соединены последовательно, причем в каждой такой группе число независимых обмоток, намотанных из одного провода, равно числу регулировочных ступеней. Между регулировочными обмотками *НН* каждой ветви имеется только витковая изоляция провода. Проводник укладывают так, чтобы напряжение между соседними проводниками не превышало двойного напряжения ступени.

Регулировочные части обеих ветвей обмотки *НН* чередуют по высоте сердечника и размещают симметрично относительно его середины. Концы регулировочных частей обмоток, принадлежащих разным ветвям, сдвинуты один относительно другого на 180°. Группы каждой ветви на каждом сердечнике и обмотки обоих сердечников соединены параллельно. На рис. 276 приведено исполнение одной группы катушек для четырех ступеней регулирования и трех витков в одной катушке (12 витков в группе).

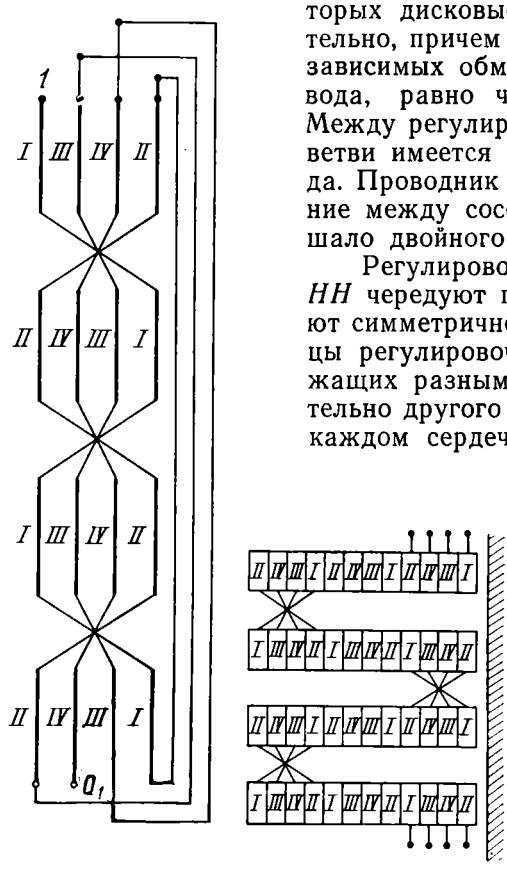


Рис. 276. Схема расположения проводников в катушечной группе:
I—IV — проводники; *1* — начало группы; O_1 — конец группы

Для обмоток масляных трансформаторов применяют провод с бумажной изоляцией марки ПББО, ГОСТ 6324—52. Для винтовых обмоток, расположенных на одном стержне и принадлежащих различным ветвям, при мощности трансформаторов выше 2400 *ква* и испытательном напряжении между ветвями до 10 *кв* толщину витковой изоляции обмоточного проводника на две стороны принимают увеличенной (0,95 *мм*), а минимальный масляный канал между ветвями — равным 5 *мм*. При испытательном напряжении между ветвями 15 *кв* толщину изоляции провода оставляют без изменения (0,95 *мм*), а минимальный масляный канал между ветвями увеличивают до 6 *мм*. Масляный канал от обмотки до цилиндра принимают равным 8 *мм*.

Для обмотки *ВН* номинальным напряжением 25 *кв* применяют провод с нормальной толщиной изоляции 0,45 *мм* на обе стороны. Для входных катушек толщину изоляции увеличивают до 0,95 *мм*. Масляные каналы между катушками, кроме входных, равны 5 *мм*. Каналы между входными катушками и первые два канала основной обмотки делают

по 7,5 *мм*. Изоляционные расстояния от обмотки *ВН* до внутренней и наружной обмоток *НН* принимают равными 23—25 *мм*. Катушки регулировочной обмотки *НН* имеют увеличенной толщины изоляцию проводника (до 1,35 *мм*), а расстояние между ними равно 5 *мм*. Обмотку *СН* выполняют из обмоточной меди с изоляцией 0,95 *мм*; каналы между катушками обмотки равны 5 *мм*, каналы до обмотки *НН* — 10 *мм*.

Суммарное расстояние от обмоток до ярма составляет 210 *мм*, минимальное расстояние от регулируемой обмотки *НН* до стенки бака — 30 *мм*. При номинальном напряжении обмотки *ВН* 25 *кв* испытательные напряжения в *кв* по отношению к земле (50 *гц*) равны:

для обмоток:	
ВН	70
НН	10
СН	5
между обмотками *НН*	10

Импульсное испытательное напряжение обмотки *ВН* относительно земли при стандартной волне 1,5/40 *мксек* равно 172 *кв*, а при срезанной волне — 185 *кв*.

Порядок расчета сердечника и обмоток. Рассчитав по формуле (442) диаметр стержня, определяют его активное сечение

$$П = k_u k_з \frac{\pi D^2}{4} \tag{443}$$

и для принятой индукции в стержне по формуле (441) находят напряжение, приходящееся на виток $u_в$.

Число витков в обмотках

$$w = \frac{U}{u_в}, \tag{444}$$

где U — расчетное напряжение обмотки.

Выбор числа витков основной и регулировочной обмоток *НН* производят так, чтобы при согласном включении обмоток напряжение ветви было примерно равно заданному напряжению холостого хода:

$$u_в(w_0 + w_p) = U_{xx}, \tag{445}$$

где w_o и w_p — числа витков основной и регулировочной вторичной обмоток [1].

Напряжение каждой ступени регулировочной обмотки равно $\frac{w_p}{m_{cm}} u_в$ (m_{cm} — число ступеней); число ступеней и напряжение первой ступени $U_в = u_в(w_o - w_p)$ также должны соответствовать заданию.

Выбрав типы обмоток и задавшись плотностью тока, подбирают сечение проводника. Для удобства намотки отношение размеров сторон сечения проводников желательно иметь не более чем 1 : 2.

Ток в обмотках *ВН* определяют по формуле

$$I_{вн} = \frac{P}{U_{вн}}. \tag{446}$$

---

[1] Индексы *о* и *р*, а также *вн* и *сн* здесь и ниже в данной главе соответственно обозначают обмотки: основную низкого напряжения, регулировочную низкого напряжения, высокого напряжения и собственных нужд.

Для двухполупериодной схемы выпрямления с нулевой точкой величину тока в ветви обмотки *НН* определяют по формуле

$$\frac{I}{\sqrt{2}} = I_o = I_p,$$

где I — ток нагрузки тяговых двигателей.

Мощность обмотки *ВН*, т. е. мощность трансформатора, определяют как произведение тока нагрузки тяговых двигателей на напряжение холостого хода одной ветви трансформатора с добавлением мощности вспомогательных нагрузок:

$$P = U_{xx}I + \Sigma P_{сн}. \qquad (447)$$

При подборе числа катушек обмотки и числа витков в катушке исходят из отношения β средней длины витка обмотки к ее высоте:

$$\beta = \frac{\pi d_{ср}}{l},$$

где $d_{ср}$ — средний диаметр обмотки. Для обмотки обычно $\beta = 1{,}6 \div 1{,}8$.

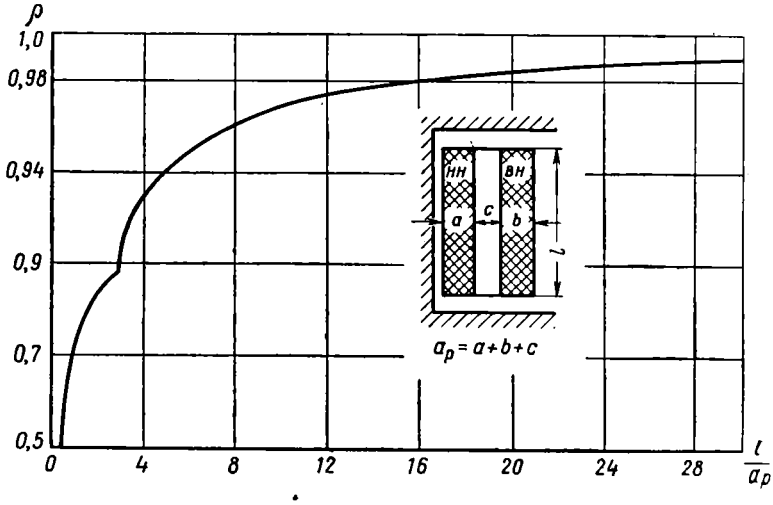


Рис. 277. Коэффициент Роговского ρ для концентрических обмоток

Бумажно-бакелитовые цилиндры, на которых размещают обмотки, имеют толщину стенки 5—6 *мм*. При расчете радиального размера катушек его увеличивают на 3% с учетом распушения обмотки и на 1 *мм* в связи с технологическими отклонениями.

Осевой размер должен быть одинаковым для всех катушек, чего можно достигнуть правильным выбором размеров проводника, некоторым увеличением отдельных каналов между катушками и, если необходимо, прессованием всей обмотки. Подпрессовка обмотки может вызвать отклонение по высоте до 5—6% от суммы осевых размеров каналов обмотки. При расчете толщину изоляции проводника принимают с положительным допуском. По рассчитанным размерам обмоток находят расстояние между осями стержней и высоту окна сердечника.

Расчет реактанцев. Для расчета реактанцев обмоток *ВН — НН* трансформатор рассматривают как трехобмоточный, считая каждую часть обмотки *НН* как самостоятельную обмотку. Для концентрических

катушек, стержневых трансформаторов парные реактанцы e_S % между всеми обмотками находят по формуле

$$e_S = \frac{24{,}8F\Sigma DR\rho}{lu_в \cdot 10^4}\ \%, \tag{448}$$

где F — н. с., приходящаяся на стержень;

l — длина пути потока рассеяния в *см*, равная высоте обмотки, рассчитанной по меди, при одинаковых высотах обмоток *ВН* и *НН*; при неравных высотах l можно принять как среднее арифметическое между высотами обмоток *ВН* и *НН*;

ρ — коэффициент Роговского, учитывающий отклонение реального потока рассеяния от идеального.

Коэффициент ρ определяют по кривой (рис. 277) в зависимости от отношения высоты обмотки к величине a_p канала рассеяния:

$$\rho = \rho\left(\frac{l}{a_p}\right).$$

Ниже приведены значения коэффициента ρ:

$\frac{l}{a_p}$	ρ	$\frac{l}{a_p}$	ρ	$\frac{l}{a_p}$	ρ
0,5	0,50	1,8	0,82	6,0	0,95
0,6	0,53	2,0	0,84	8,0	0,96
0,8	0,64	2,5	0,87	10,0	0,97
1,0	0,69	3,0	0,89	20,0	0,984
1,2	0,74	3,5	0,91	30,0	0,99
1,4	0,77	4,0	0,93		
1,6	0,80	5,0	0,94		

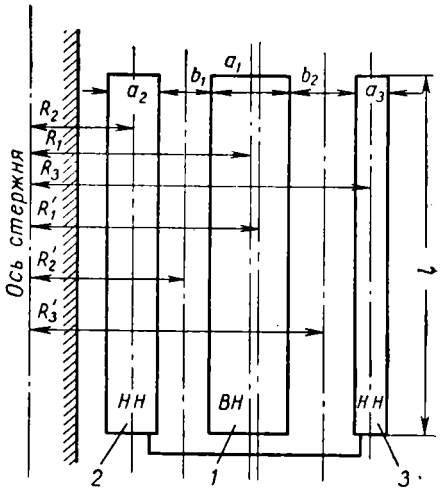


Рис. 278. К определению реактанцев между обмотками

1 — обмотка высокого напряжения; *2* — постоянная часть обмотки низкого напряжения; *3* — регулировочная часть обмотки низкого напряжения

Канал рассеяния для парных обмоток находят по формулам (рис. 278):

$$a_{1-2} = a_2 + b_1 + a_1;\ a_{1-3} = a_1 + b_2 + a_3;\ a_{2-3} = a_2 + b_1 + a_1 + b_2 + a_3.$$

Величину ΣDR для соответствующих пар катушек подсчитывают по формулам:

$$\Sigma DR_{1-2} = \frac{a_2R_2}{3} + b_1R_2' + \frac{a_1R_1}{3}; \tag{449}$$

$$\Sigma DR_{1-3} = \frac{a_1R_1}{3} + b_2R_3' + \frac{a_3R_3}{3}; \tag{450}$$

$$\Sigma DR_{2-3} = \frac{a_2R_2}{3} + (b_1 + a_1 + b_2)\,R_1' + \frac{a_3R_3}{3}; \tag{451}$$

$$R_1' = \frac{\left(R_2 + \frac{a_2}{2}\right) + \left(R_3 - \frac{a_3}{2}\right)}{2}.$$

Таким образом, определяют парные реактанцы e_{S1-2}, e_{S1-3}, e_{S2-3}. Из-за несимметричного расположения витков обмоток по высоте

сердечника обмоток рассматриваемых типов рассеяние между обмотками фактически получается больше, чем при расчете его по формуле (448), так как она дана для случая равномерного распределения витков по всей длине сердечника.

В трансформаторах ОЦР5600/25, ОЦР5000/25 по этой причине рассеяние между обмотками $ВН - НН_о$, $ВН - НН_р$, $НН_о - НН_р$ возрастает соответственно в 1,01; 1,12; 1,046 раза. Дополнительное рассеяние можно учитывать, пользуясь известными методами.

Реактанцы по ступеням трансформатора определяют следующим образом. При согласном включении обмотки *НН*

$$e'_S = e_{S1-2}\frac{w_o}{w_o + w_{cm}} + e_{S1-3}\frac{w_{cm}}{w_o + w_{cm}} - e_{S2-3}\frac{w_o w_{cm}}{(w_o + w_{cm})^2}; \quad (452)$$

при встречном включении

$$e'_S = e_{S1-2}\frac{w_o}{w_o - w_{cm}} - e_{S1-3}\frac{w_{cm}}{w_o - w_{cm}} + e_{S2-3}\frac{w_o w_{cm}}{(w_o - w_{cm})^2}, \quad (453)$$

где w_{cm} — число витков регулировочной обмотки *НН* данной ступени регулирования.

Реактанцы, подсчитанные по формулам (452) и (453), соответствуют номинальной мощности трансформатора. Для того чтобы отнести их к мощности рассматриваемой ступени трансформатора, необходимо полученные величины умножить на отношение количества действующих витков данной ступени обмотки *НН* к полному числу витков этой обмотки:

$$e_S = e'_S\frac{w_o \pm w_{cm}}{w_o + w_p}. \quad (454)$$

При согласном включении витки w_{cm} принимают со знаком плюс, а при встречном — со знаком минус. Активная составляющая напряжения короткого замыкания по ступеням

$$e_a = \frac{P_{кз}}{10P\dfrac{w_{cm}}{w_p + w_o}}\,\%, \quad (455)$$

где $P_{кз}$ — потери мощности при коротком замыкании трансформатора в *ва*;

P — номинальная мощность трансформатора в *ква*.

Напряжение короткого замыкания трансформатора

$$U_{кз} = \sqrt{e_S^2 + e_a^2}\,\%. \quad (456)$$

Реактанц обмоток *ВН — СН* определяют по формуле (448), но так как обмотка собственных нужд состоит из небольшого числа дисковых катушек, расположенных на $^1/_4$ и $^3/_4$ высоты наружного блока обмоток, то значение реактанца получается заниженным. Поэтому Московским электрозаводом для подобного расположения обмоток установлен опытный поправочный коэффициент $k = 2{,}2$. Для получения действительного реактанца обмоток *ВН — СН* значение e_S, полученное по формуле (448), надо умножить на коэффициент 2,2. При определении числа ампер-витков, приходящегося на стержень, учитывают число витков в обмотке *СН* и ток этой обмотки.

Значение длины пути потока рассеяния $l_{ср}$ определяют как среднее арифметическое между высотой регулируемой обмотки *НН* и расстоянием между крайними катушками обмотки *СН* (считая промежуточные катушки с каналами HH_p). Коэффициент ρ определяют как отношение полученной средней арифметической высоты обмотки к величине канала рассеяния между обмотками *1—3* (a_{1-3}).

Расчет веса обмоток и магнитопровода. Вес проводника без изоляции вычисляется по формуле

$$G = \pi m_ф \rho_м n S d_{ср} w \cdot 10^{-6} \text{ кг}, \tag{457}$$

где $m_ф$ — число фаз (сердечников) трансформатора;

$\rho_м$ — плотность материала проводника; для меди $\rho_м = 8{,}9$ *кг/дм*^{3};

n — число параллельных проводников;

S — сечение одного проводника в *мм*^{2};

w — число витков на фазу (сердечник).

Увеличение веса прямоугольного проводника за счет изоляции ПББО определяют по формуле

$$g = 7{,}75\delta \frac{a + b + \delta}{S} \%, \tag{458}$$

где δ — толщина двухсторонней изоляции в *мм*;

a — размер меньшей стороны проводника в *мм*;

b — размер большей стороны проводника в *мм*.

Вес активной стали сердечника трансформатора

$$G_c = L П \rho_c \cdot 10^{-3} \text{ кг}, \tag{459}$$

где L — длина участка сердечника, для которого определяют вес, в *см*;

$П$ — активное сечение этого участка, в *см*^{2};

ρ_c — плотность стали; для горячекатаной стали $\rho_c = 7{,}55$ *кг/дм*^{3}; для холоднокатаной $\rho_c = 7{,}65$ *кг/дм*^{3}.

Вес стали с лаковым покрытием принимают при толщине стали 0,35 *мм* $G_л = 1{,}0075\ G_c$ *кг* и толщине 0,5 *мм* $G_л = 1{,}005\ G_c$ *кг*.

Определение потерь. Полные потери в трансформаторе состоят из электрических потерь в обмотках от рабочего тока; дополнительных потерь в обмотках, вызываемых потоками рассеяния; потерь в отводах и выводных шинах от рабочего тока и от потоков рассеяния отводов; потерь в трансформаторе (в стенках бака, прессующих балках и т. д.) от потоков рассеяния обмоток и отводов; потерь в стали сердечника.

Электрические потери в обмотках от тока нагрузки

$$\Delta P_м = 2{,}4 \Delta^2 G \text{ вт}. \tag{460}$$

Это выражение справедливо только для медной обмотки. Подсчитанные потери относят к рабочей температуре обмоток +75° С. Для другой температуры в пределах 15—100° С полученные потери (для медной обмотки) должны быть умножены на коэффициент $k_t = \frac{234{,}5 + t}{309{,}5}$.

Поле рассеяния обмоток трансформатора представляют состоящим из двух полей — продольного и поперечного. Поперечное поле возникает из-за конечного соотношения высоты и ширины обмотки, вследствие чего магнитные силовые линии поперечного поля расходятся радиально и направлены перпендикулярно продольной оси обмотки. Силовые линии продольного поля направлены вдоль оси обмотки.

При расположении концентрических обмоток тремя концентрическими блоками (см. рис. 271, *а*) во всех режимах регулирования трансформатора число витков основной обмотки *НН* остается без изменения, следовательно, индукция продольного поля на краю обмотки остается постоянной (рис. 279).

В регулировочной обмотке *НН* число витков при регулировании изменяется, а следовательно, изменяется индукция продольного поля на краю этой обмотки.

Величина дополнительных потерь от продольного поля в обмотке

$$\Delta P' = 0{,}718 B_n^2 a_м^2 G_м \cdot 10^{-5}\ вт, \qquad (461)$$

где B_n — индукция продольного поля на краю обмотки в *гс*;

$a_м$ — радиальный размер проводника обмотки без изоляции в *см*.

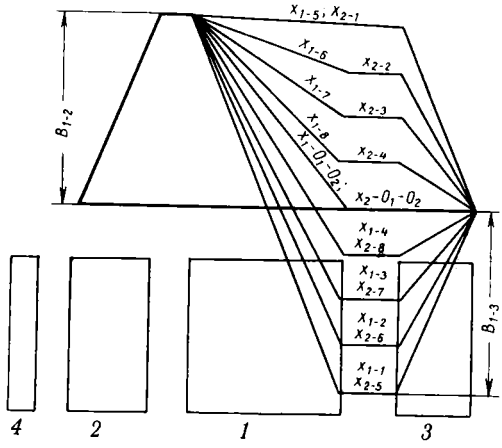


Рис. 279. Распределение индукции продольного поля при различных соединениях обмотки *НН*:

1 — обмотка высокого напряжения; *2* — постоянная часть обмотки низкого напряжения; *3* — регулировочная часть обмотки низкого напряжения; *4* — стержень

При определении потерь в постоянной обмотке надо подставить индукцию продольного поля, создаваемую обмотками *1—2* (B_{1-2}), а при определении потерь в регулировочной обмотке и обмотке *СН* — индукцию, создаваемую обмотками *1—3* (B_{1-3}). Так как постоянная обмотка *НН* состоит из нескольких параллельных проводников, то в них возникают дополнительные потери из-за неравномерного распределения тока, вызванного несовершенством транспозиции. Обмотка, имеющая одну стандартную и две специальные транспозиции, считается совершенной (и не имеет потерь), если число параллельных проводов не превышает четырех. Если число параллельных проводников более четырех, то дополнительные потери учитывают умножением величины $\Delta P'$, полученной по выражению (461), на коэффициент $k_д$, который равен

$$k_д = 1 + \frac{0{,}111\,(n_м^4 - 20n_м^2 + 64)}{10kn_м^2}, \qquad (462)$$

где $n_м$ — число проводников, расположенных перпендикулярно магнитному полю рассеяния;

k — коэффициент, зависящий от температуры.

Ниже приведены значения коэффициента k для медного проводника:

t в °С	25	50	75	80
k	5,41	4,48	3,80	3,68

Для регулировочной обмотки потери изменяются пропорционально квадрату индукции, которая, в свою очередь, пропорциональна квадрату включенных витков.

Поэтому потери по ступеням регулирования находятся по следующим соотношениям:

$$\left(\frac{w_{ст\,n}}{w_p}\right)^2 : \ldots \left(\frac{w_{ст3}}{w_p}\right)^2 : \left(\frac{w_{ст2}}{w_p}\right)^2 : \left(\frac{w_{ст1}}{w_p}\right)^2, \tag{463}$$

где $w_{ст1}$, $w_{ст2}$, ..., $w_{стn}$ — числа включенных витков регулировочной обмотки на первой, второй и последней ступенях.

В обмотке *ВН* картина поля меняется в соответствии с рис. 279. При определении потерь в обмотке *ВН* находят дополнительные потери в этой обмотке для случая, когда регулировочные части обмотки *НН* выключены полностью, тогда поле над обмоткой *ВН* имеет треугольный характер. Дополнительные потери при включенных регулировочных частях обмотки *НН* умножают на коэффициент, зависящий от способа включения и числа витков регулировочной части этой обмотки:

$$K = \left(\frac{w_o \pm w_{ст}}{w_o}\right)^2 - \frac{3w_{ст}}{w_o}.$$

При согласном включении витки $w_{ст}$ принимают со знаком плюс, а при встречном — со знаком минус.

Значения индукций B_{1-2} и B_{1-3} находятся из следующих выражений:

$$B_{1-3} = \frac{1{,}78F\rho}{l} \cdot \frac{w_{ст}}{w_o + w_p}; \tag{464}$$

$$B_{1-2} = \frac{1{,}78F\rho}{l} \cdot \frac{w_o}{w_o + w_p}. \tag{465}$$

Для того чтобы найти дополнительные потери при полностью нагруженных обмотках *НН* и *СН*, определяют эквивалентное число витков регулировочной обмотки *НН* с учетом витков обмотки *СН*, расположенных в одном блоке. Деля суммарную мощность обмотки *ВН* на длительный номинальный ток всех тяговых двигателей, определяют фиктивное напряжение переменного тока обмотки *НН*:

$$U_ф = \frac{P}{I}.$$

Фиктивные витки всей обмотки *НН*

$$w_ф = \frac{U_ф}{u_в}.$$

Вычитая из числа фиктивных витков число витков основной обмотки *НН*, находят фиктивные витки наружного блока:

$$w_{фн} = w_ф - w_o. \tag{466}$$

Тогда

$$\left.\begin{aligned} B_{1-2} &= \frac{1{,}78F\rho}{l} \cdot \frac{w_o}{w_ф}; \\ B_{1-3} &= \frac{1{,}78F\rho}{l} \cdot \frac{w_{фн}}{w_ф}. \end{aligned}\right\} \tag{467}$$

Величину потерь находят по формуле (461).

При сложной системе обмоток необходимо рассчитать потери, вызываемые поперечным полем. Признаки такой системы:

неравномерное распределение н. с. по высоте в одной или обеих обмотках; переменный по высоте радиальный размер одной или обеих катушек или переменный по высоте радиальный размер главного канала рассеяния.

Для расчета надо разбить обмотки в вертикальном направлении на зоны в зависимости от постоянства признаков системы обмоток.

Затем подсчитывают высоту каждой зоны в миллиметрах, которая слагается из размеров меди катушки в осевом направлении и прилегающих каналов, и находят н. с. стержня и ее процентное распределение по зонам каждой обмотки. Для определения высот рассеивающих групп и н. с. поперечного поля необходимо найти в каждой зоне алгебраическую сумму н. с. катушек обмоток *ВН* и *НН*. При этом считают н. с. одной катушки положительной и другой — отрицательной. После этого строят кривую поперечной н. с., т. е. н. с., найденной по числу зон в рассеивающей группе разностей по высоте обмотки. Высота рассеивающей группы равна расстоянию между двумя переходами кривой через нуль. Значения н. с., найденные по кривой на концах зоны, являются значениями н. с. поперечного поля, действующего на краях зоны α_n и α_{n-1}. Затем составляют таблицу по форме 3.

ФОРМА 3

m	H_m	u	v	ρ_m	h_n	α_n	α_1^2	$\alpha_1^2 h_n$	$\rho_m^2 \alpha_1 h_n$

Входящие в данную форму буквы обозначают следующее:

m — число рассеивающих групп поперечного поля;

H_m — высота рассеивающей группы в *см*;

$$u = \frac{a_p}{H_m};$$

$$v = \frac{S}{H_m},$$

где $S = S' + 0{,}03D_c$ (S' — расстояние от описанной окружности сердечника до меди внутренней катушки в *см*);

ρ_m — коэффициент Роговского для рассеивающей группы N;

$$\rho_m = 1 - \frac{1}{\pi u}(1 - e^{-\pi u})\,[1 - 0{,}5e^{-2\pi v}(1 - e^{-\pi u})];$$

h_n — осевой размер зоны n в *см*;

α_n — н. с. поперечного поля, действующие на краях зоны, в % от н. с стержня;

$$\alpha_1^2 = \alpha_n^2 + \alpha_n \alpha_{n-1} + \alpha_{n-1}^2.$$

Потери в меди обмотки от поперечного поля рассеяния определяют по формуле

$$\Delta P'' = 23{,}5\left(\frac{F}{a_p \cdot 10^5}\right)^2 \frac{\Sigma \rho_m^2 \alpha_1^2 h_n}{l} b^2 G \text{ вт}. \qquad (468)$$

Потери в отводах определяют по формуле (460); при этом Δ — плотность тока в отводах, а G — вес меди отводов. При расчете трансформатора до разработки конструкции вес меди отводов принимают ориентировочно и впоследствии уточняют, а величину потерь соответственно корректируют. Эти потери рассчитывают по номинальному току нагрузки, причем они остаются постоянными для всех ступеней регулирования.

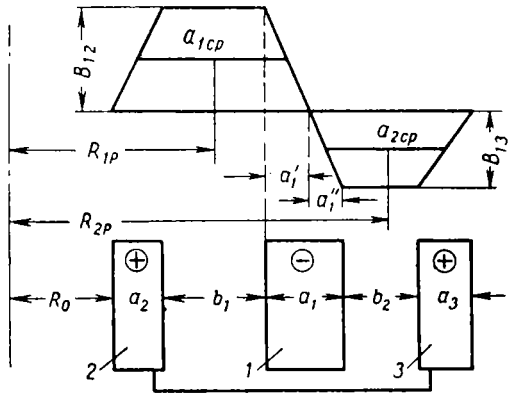


Рис. 280. К определению потерь в конструкциях трансформатора

Потери в конструктивных узлах трансформатора рассчитывают следующим образом. Поток рассеяния трансформатора частично замыкается через стенки бака и в других конструктивных узлах, вызывая в них дополнительные потери. Точный расчет этих потерь затруднен; приближенно их можно оценить по формуле (на один стержень)

$$\Delta P_к = \frac{k\Phi_s^2 l^3 10^{-8}}{\Pi\,[l + 2(r_2 - r_1)]^2}\ вт, \qquad (469)$$

где k — постоянный коэффициент, зависящий от формы стенки бака (гладкая стенка, волнистая); для бака с гладкой стенкой $k = 1{,}5$;

Φ_s — поток рассеяния в *мкс*;

l — высота обмотки в *см*;

Π — периметр бака, подсчитанный по наружным размерам, в *см*;

r_2 — средний радиус бака, равный $\frac{a+b}{2}$ (a и b — расстояния в *см* от центра крайнего стержня трансформатора до наружной стенки бака соответственно вдоль продольной и поперечной осей трансформатора);

r_1 — средний радиус главного канала рассеяния в *см*.

Поток рассеивания трансформатора изменяется в зависимости от числа включенных витков регулировочной обмотки *НН*, следовательно, потери в узлах трансформатора надо подсчитывать для всех ступеней регулирования. Определение потока рассеивания приведено ниже. На рис. 280 показано трапецеидальное распределение индукции продольного поля между обмотками. При равенстве витков в обмотках *2* и *3* кривая распределения индукции проходит через нуль, деля отрезок a_1 пополам. Так как количество витков в обмотках *НН* различно, кривая индукции делит отрезок a_1 в следующем отношении:

$$a_1' = a_1 \frac{w_o}{w_o + w_{cm}} \text{ и } a_1'' = a_1 \frac{w_{cm}}{w_o + w_{cm}}.$$

Средние линии трапеции

$$a_{1cp} = \frac{a_2 + a_1'}{2} + b_1 \text{ и } a_{2cp} = \frac{a_3 + a_1''}{2} + b_2.$$

Радиусы канала рассеяния

$$R_{1p} = R_o + \frac{a_2}{2} + \frac{a_{1cp}}{2}$$

и

$$R_{2p} = R_o + a_2 + b_1 + a_1' + \frac{a_1''}{2} + \frac{a_{2cp}}{2}.$$

Площади канала рассеяния

$$S_{12} = 2\pi R_{1p} a_{1cp} \text{ см}^2;$$

$$S_{13} = 2\pi R_{2p} a_{2cp} \text{ см}^2.$$

Потоки рассеяния

$$\Phi_{12} = B_{12} S_{12} \text{ мкс};$$

$$\Phi_{13} = B_{13} S_{13} \text{ мкс}.$$

Общий поток рассеяния

$$\Phi_s = \Phi_{12} + \Phi_{13}.$$

Значения B_{12} и B_{13} определяют по формулам (464) и (465).

Потери в стали сердечника определяются потерями на вихревые токи и гистерезис. При расчете этих потерь их не разделяют и определяют в зависимости от марки стали и индукции по удельным потерям, приходящимся на 1 *кг* веса стали сердечника:

$$\Delta P_c = (G_c p_c + G_{яр} p_{яр} + G_y p_c k_c) k_{дс}, \tag{470}$$

где G_c, $G_{яр}$, G_y — вес стержней, ярем и углов стержней в *кг*;

p_c и $p_{яр}$ — удельные потери на 1 *кг* веса стали стержня и ярма, зависящие от величины индукции в них, марки и толщины листов стали;

$k_{дс}$ — коэффициент дополнительных потерь, учитывающий дополнительные потери в стержнях и ярмах, вызванные неравномерным распределением потока по их сечению, потерями в стяжных шпильках, на стыках листов магнитопровода и т. д. Для стержня диаметром 20—30 *см* $k_{дс} = 1{,}05$, диаметром 30—50 *см* $k_{дс} = 1{,}1$;

k_c = коэффициент, который вводят при применении холоднокатаной стали. Он учитывает несовпадение вектора индукции магнитного потока в сердечнике с направлением прокатки стали. С увеличением угла между этими направлениями возрастают потери в стали. В сердечниках, в которых использованы прямоугольные пластины с прямыми стыками в углах, направление потока вектора индукции с направлением прокатки будет меняться от 0 до 90°. Для индукций в пределах 15 000—17 000 *гс* принимают среднее значение $k_c = 1{,}3$.

Удельные потери в холоднокатаной стали, отожженной после механической обработки, при различных индукциях даны в ГОСТе 802—58. Активная составляющая тока холостого хода в % к номинальному току

$$I_a = \frac{\Delta P_c}{10P}, \tag{471}$$

где P — мощность трансформатора в *ква*.

Намагничивающая мощность расходуется на создание магнитного потока по стали сердечника и преодоление воздушных зазоров в сты-

ках. Величину намагничивающего тока трансформатора в % к номинальному току определяют:

$$I_{\mu} = \frac{G_c p_{нс} + G_{яр} p_{няр} + n_c П_c p_з}{10P}, \qquad (472)$$

где $p_{нс}$, $p_{няр}$ — удельная намагничивающая мощность в *ва/кг*, зависящая от индукции в стержне и ярме;

$p_з$ — удельная намагничивающая мощность для воздушных зазоров (стыков) в *ва/см*^{2};

n_c — число стыков шихтовки в сердечнике.

Полный ток холостого хода

$$I_0 = 1{,}3\sqrt{I_a^2 + I_{\mu}^2}\ \%, \qquad (473)$$

где множитель 1,3 — коэффициент к току холостого хода согласно ГОСТу 401—41.

Для трансформаторов мощностью 5000—6000 *ква* ток холостого хода должен составлять не более 4% от номинального тока.

Выпрямленное напряжение для длительного режима, соответствующего току $I_{дл}$, ориентировочно можно определить по формуле

$$U_{дл} = \left(U_{xx} - k_в \Delta U - \frac{P_{кз}}{I_{дл}}\right) \frac{0{,}9}{1 + \frac{e_з}{100}}, \qquad (474)$$

где $k_в$ — коэффициент, учитывающий схему выпрямления; $k_в = 2$ (число плеч) при мостовой схеме выпрямления и $k_в = 1$ для двухполупериодной с нулевой точкой;

ΔU — падение напряжения в выпрямителе, равное для игнитрона примерно 20 *в*, для полупроводниковых вентилей 0,45 *в* на элемент одного плеча выпрямителя.

§ 64. ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ ТРАНСФОРМАТОРА

Тепло, выделяющееся при работе трансформатора в его обмотках, сердечнике, конструктивных узлах, отводится при помощи масла через охладители в окружающее пространство. В тяговых трансформаторах для получения минимальных размеров и веса применяют принудительную циркуляцию масла с помощью насосов. Масло охлаждается в охладителях, установленных на баке трансформатора и обдуваемых воздухом.

В циркуляционной системе трансформатора устанавливают специальные экраны для направления потока масла через обмотки. Масло направляют по каналам в осевом направлении; при этом оно протекает и через радиальные каналы обмотки (рис. 281, *а*). Более интенсивную теплоотдачу от обмоток можно получить, направив масло по радиальным каналам и установив экраны в верхней

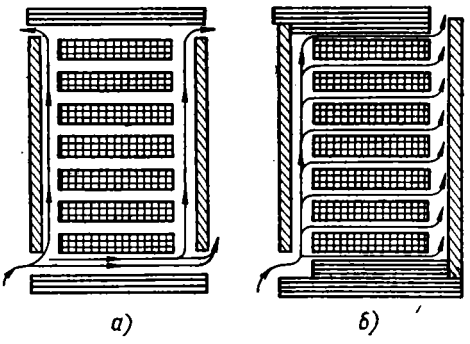


Рис. 281. Схема охлаждения обмоток трансформатора:
а — с осевым протоком масла; *б* — с радиальным протоком масла

части обмоток (рис. 281, *б*). Однако эта система охлаждения в настоящее время исследована недостаточно.

Для создания циркуляции масла в системе охлаждения трансформаторов применяют центробежные насосы ЭЦТ, основные параметры которых приведены ниже:

Подача $N_м$ в $м^3/ч$	16, 25, 40, 63	100, 160
Напор H в *м вод. ст*	10	8

Тип насоса обозначают соответствующими буквами с дробью, причем в числителе указана производительность насоса, а в знаменателе — напор. На рис. 282 приведены рабочие характеристики насоса ЭЦТ 63/10.

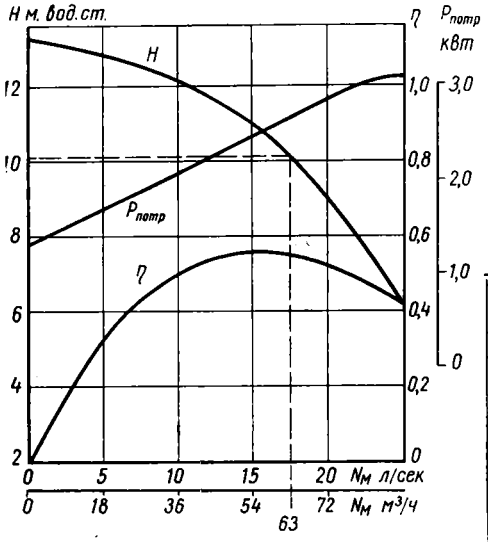


Рис. 282. Рабочие характеристики масляного насоса ЭЦТ 63/10

Превышения температуры частей трансформатора общего применения над температурой охлаждающей среды установлены ГОСТом 401—41 и приведены в табл. 54.

В условиях эксплуатации при температуре охлаждающего воз-

Таблица 54

Части трансформатора	Наибольшее превышение температуры в °С	Метод измерения
Обмотки	70	По сопротивлению
Сердечник (на поверхности)	75	По термометру
Масло (в верхних слоях)	60	То же

духа 35° С и номинальной нагрузке трансформатора допускают увеличение превышения температуры обмотки, приведенные в табл. 54, на 5—7° С.

Согласно нормам Международной электротехнической комиссии (публикация 77) для тяговых трансформаторов подвижного состава ж. д. принимают температуру охлаждающего воздуха 25° С; при этом допустимое превышение температуры обмотки составляет 75° С, масла 65° С.

Задачей теплового расчета является определение превышения температуры обмоток и масла над температурой окружающей среды, а также выбор основных параметров системы охлаждения (количество и тип охладителей, циркуляционного насоса).

Для определения среднего превышения температуры обмоток над средней температурой масла находят удельную тепловую нагрузку поверхности обмоток q_0. Для обмоток в виде горизонтальных дисковых или спиральных катушек из прямоугольной меди (при рабочей температуре 75° С)

$$q_0 = 21{,}4\,\frac{Iw\Delta k_u k}{\Pi}\left(1 + \frac{\Delta P_д}{100}\right) вт/м^2, \qquad (475)$$

где I — ток катушки в *а*;

w — число витков катушки; для винтовых обмоток $w = 1$;

k_u — коэффициент, учитывающий толщину изоляции проводника; $k_u = 1 + 0{,}364\ (i - 0{,}5)$ (i — толщина дополнительной и витковой изоляции на две стороны);

k — коэффициент закрытия поверхности катушки;

$$k = \frac{\pi d_{cp}}{\pi d_{cp} - b n_к}$$

(b — ширина прокладок; $n_к$ — число клиньев);

$\Delta P_д$ — дополнительные потери в обмотке в % от основных потерь;

$П$ — периметр поперечного сечения катушки в *мм*.

К рассчитанной величине q_0 необходимо прибавить поправку q_1, взятую по табл. 55 и 56 в зависимости от радиального размера обмотки и величины масляного канала.

Таблица 55

Размер двойных масляных каналов в *мм*	Дополнительная удельная тепловая нагрузка q_1 в *вт/м²* при радиальном размере обмотки в *мм*				
	60—80	81—105	106—130	131—155	156—185
6	400	500	550	650	750
8	120	240	300	390	470
10	—20	100	150	260	330
12	—90	30	80	190	250
14	—170	—50	0	130	190
16	—230	—120	—60	60	120

Примечание. Таблица составлена для двойных каналов, т. е. каналов, разделенных шайбой на две одинаковые части. Размером двойного канала считается размер большего из одинарных каналов между катушкой и шайбой.

Таблица 56

Размер одинарных масляных каналов в *мм*	Дополнительная удельная тепловая нагрузка q_1 в *вт/м²* при радиальном размере обмотки в *мм*				
	До 20	21—30	31—40	41—60	61—80
5	300	370	420	470	520
6	150	220	280	330	380
8	60	120	150	240	300
10	—60	0	60	120	180

В дисковых катушках с одинарными масляными каналами поправка берется для меньшего ближайшего размера канала.

Для полученной суммарной удельной тепловой нагрузки $q = q_0 + q_1$ по кривой (рис. 283) определяют среднее превышение температуры обмотки над средней температурой масла. Для определения превышения температуры масла выбирают необходимое количество охладителей, исходя из общих потерь в трансформаторе и учитывая, что один охладитель тепловозного типа может рассеивать около 10—12 *квт* мощности.

Ниже приведены данные тепловозных охладителей:

Рабочая длина трубок в *мм*	1206
Внутреннее сечение трубок в *мм*	2,9×16,4
Число трубок в секции	80
Живое сечение секции для прохода жидкости в *м²*	0,00366
Поверхность секции, охлаждаемая воздухом, в *м²*	19,3
Поверхность секции, омываемая жидкостью, в *м²*	3,76
Живое сечение секции для прохода воздуха в *м²*	0,1135
Вес секции в *кг*	48

Исходя из заданного количества охлаждающего воздуха D, определяют весовой расход воздуха на одну секцию охладителя:

$$D_в = \frac{D\rho_в}{n_о}\ кг/ч, \qquad (476)$$

где $\rho_в$ — плотность воздуха при температуре 40° С, равная 1,128 *кг/м³*;

$n_о$ — количество секций охладителя.

Весовая скорость воздуха

$$v_в = \frac{D_в}{3600 S_в} \text{ кг/(м}^2\cdot\text{сек)}, \tag{477}$$

где $S_в$ — сечение для прохода воздуха через секцию в охладителе в $м^2$.

Перепад температуры воздуха в секции

$$\Delta t_в = \frac{\Delta P_{тр} \cdot 860}{n_0 D_в c_в}, \tag{478}$$

где $\Delta P_{тр}$ — потери в трансформаторе в *квт*;

$c_в$ — удельная теплоемкость воздуха, равна 0,24 *ккал/(кг·град)*.

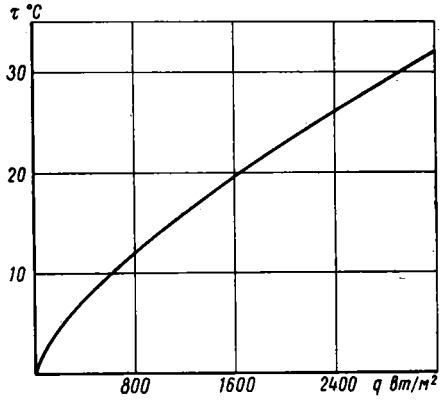


Рис. 283. Зависимость превышений температуры обмоток над температурой масла от удельной тепловой нагрузки q ($\tau = 0{,}113\ q^{0{,}7}$)

Средняя температура воздуха, охлаждающего масло в секции,

$$t_{в\,ср} = t_{окр} + \frac{\Delta t_в}{2}, \tag{479}$$

где $t_{окр}$ — температура окружающего воздуха.

Весовая скорость масла $v_м = 250 \div 300$ *кг/(м²·сек)*. Ее уточняют после расчета гидравлической системы охлаждения трансформатора. Этой весовой скорости масла соответствует скорость масла в трубках охладителя

$$v_m = \frac{v_м}{\rho_м \cdot 10^3},$$

где $\rho_м$ — плотность масла.

Величина v_m должна быть равна 0,3—0,36 *м/сек*.

Весовой расход масла на одну секцию

$$D_м = 3600 v_м S_м \text{ кг/ч}, \tag{480}$$

где $S_м$ — сечение для прохода масла одной секции охладителя в $м^2$.

Количество масла, проходящего через все секции охладителя,

$$N_м = \frac{D_м n_0}{\rho_м \cdot 10^3} \text{ м}^3\text{/ч}. \tag{481}$$

Перепад температуры масла в секции

$$\Delta t_м = \frac{\Delta P_{тр} \cdot 860}{n_0 D_м c_м}, \tag{482}$$

где $c_м$ — удельная теплоемкость масла.

Параметры масла определяют по графику, данному на рис. 284.

Средняя температура масла

$$t_{м\,ср} = t_{в\,ср} + \frac{\Delta P_{тр} \cdot 860}{S_c k_m n_0}, \tag{483}$$

где S_c — поверхность охлаждения одной секции охладителя в $м^2$;

k_m — коэффициент теплопередачи для секций в *ккал/(м²·ч·град)*, который определяют по графику, представленному на рис. 285.

Температура наиболее нагретой обмотки

$$t_o = \tau_o + t_{м\,ср}, \tag{484}$$

где τ_o — наибольшее превышение температуры обмотки над температурой масла.

Температура верхних слоев масла

$$t_{вм} = t_{м\,ср} + \frac{\Delta t_м}{2}. \tag{485}$$

Если температуры превышают допустимые, следует изменить параметры системы охлаждения трансформатора и повторить расчет.

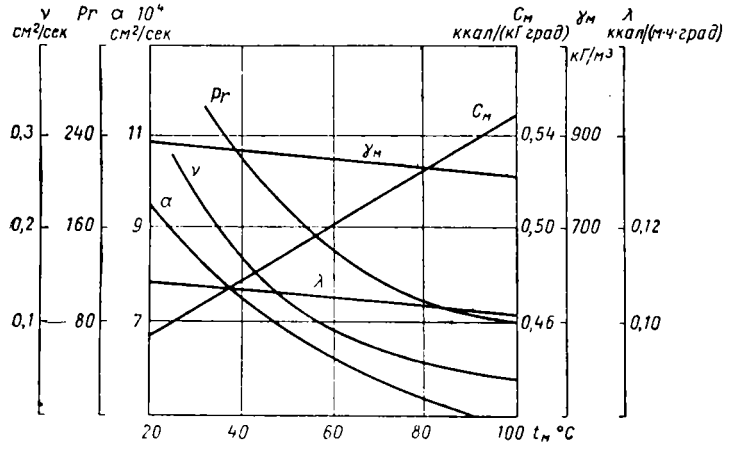


Рис. 284. Тепловые параметры трансформаторного масла [6]:
Pr — критерий Прандтля; ν — коэффициент кинематической вязкости; λ — коэффициент теплопроводности; α — коэффициент температуропроводности; $C_м$ — теплоемкость

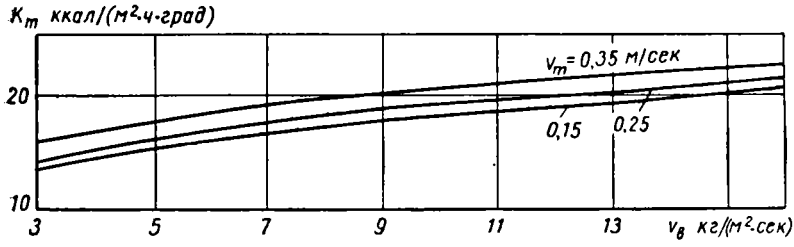


Рис. 285. Зависимость коэффициента теплопередачи $K_т$ секций холодильника масла от весовой скорости воздуха $v_в$ при различных скоростях масла в трубках $v_т$ (температура масла 70—75° С)

§ 65. МЕХАНИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ УЗЛОВ БАКА ТРАНСФОРМАТОРА

К наиболее важным механическим расчетам узлов и деталей трансформатора относятся: проверка динамической устойчивости обмоток, расчет шпилек для стяжки стержней магнитопровода, расчет балок ярма на стягивающее усилие, на подъем выемной части, на осевые усилия короткого замыкания, расчет бака и др. [50]. Для тяговых трансформаторов, работающих на электровозе в условиях тряски и вибрации, особую важность приобретает определение механической прочности бака и его крепления.

Ниже рассмотрен порядок расчета восьмигранного бака трансформатора (рис. 286).

При расчете предполагают следующие условия работы:

1. Трансформаторный блок весом G опирается на кузов электровоза через резиновые конусы только двумя опорами по диагонали.

2. На бак действуют ускорения: продольные 10 g, вертикальные 0,3 g, горизонтальные, поперечные 0,2 g. Эти значения ускорений получены при испытании электровоза ВЛ80 ударной силой 250 T.

3. Работают один вертикальный лист балки-камеры и горизонтальные листы, примыкающие к вертикальному месту на высоте, равной 10 их толщинам. Остальные сечения не учитывают в запас прочности. Вертикальные и горизонтальные силы приложены к боковой грани конуса на высоте, равной $^1/_3$ его высоты.

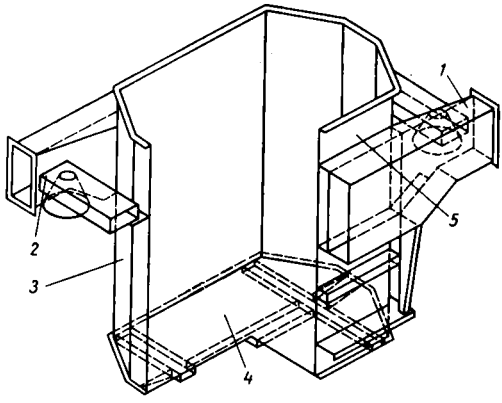


Рис. 286. Восьмигранный бак трансформатора:
1 — камера; *2* — опорная балка; *3* и *5* — стенки; *4* — днище

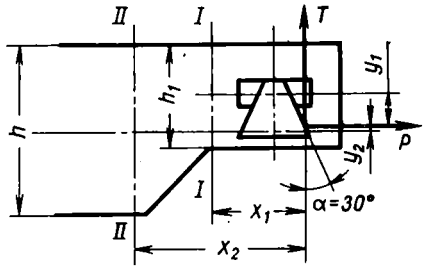


Рис. 287. Расчетная схема опорной балки — камеры *1* (см. рис. 286)

4. Весь крутящий момент воспринимается коротким концом опорной балки камеры.

Расчет опорной балки-камеры 1 (рис. 287). Силы, действующие на балку при ударе:

горизонтальная (продольная) $P = 0{,}5\ G$;

вертикальная $T = T_1 + T_2$, где $T_1 = 0{,}5\ G$, а $T_2 = P\operatorname{tg}\alpha$.

Момент от сил P и T для сечения $I - I$

$$M_{PI} = Py_1;\ M_{TI} = Tx_1. \tag{486}$$

Суммарный момент

$$M_I = M_{PI} + M_{TI}. \tag{487}$$

При определении моментов M_{PII}, M_{TII} от сил P и T для сечения $II - II$ в выражения (486) вместо y_1 и x_1 необходимо подставить y_2 и x_2.

Суммарный момент для сечения $II - II$ определяется аналогично.

Затем определяют площади сечений, центры тяжести и моменты инерции.

По полученным результатам рассчитывают моменты сопротивления сечений $I - I$ и $II - II$ W_I и W_{II} по формуле

$$W = \frac{I_x}{y}. \tag{488}$$

Напряжения в сечениях $I - I$ и $II - II$:
от удара

$$\left.\begin{aligned} \sigma_I &= \frac{M_I}{W_I} + \frac{P}{F_I}; \\ \sigma_{II} &= \frac{M_{II}}{W_{II}} + \frac{P}{F_{II}}; \end{aligned}\right\} \quad (489)$$

от статической весовой нагрузки

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{cm\,I} &= \frac{M_{cm\,I}}{W_I} = \frac{Px_1}{W_I}; \\ \sigma_{cm\,II} &= \frac{M_{cm\,II}}{W_{II}} = \frac{Px_2}{W_{II}}; \end{aligned}\right\} \quad (490)$$

от динамических воздействий $M_\partial \approx 0{,}3\,M_{cm}$

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{\partial I} &= \frac{M_{\partial I}}{W_I} = \frac{0{,}3Px_1}{W_I}; \\ \sigma_{\partial II} &= \frac{M_{\partial II}}{W_{II}} = \frac{0{,}3Px_2}{W_{II}}. \end{aligned}\right\} \quad (491)$$

Расчет опорной балки 2 (рис. 286). Схема нагружения опорной балки при ударе приведена на рис. 288. На балку действуют изгибающие моменты в горизонтальной плоскости

$$M_P = P\frac{b}{a+b}\,a; \quad (492)$$

изгибающий момент в вертикальной плоскости

$$M_T = T\frac{b}{a+b}\,a; \quad (493)$$

крутящий момент

$$M_{кр} = b\sqrt{P^2 + T^2}, \quad (494)$$

где b — плечо равнодействующей сил P и T.

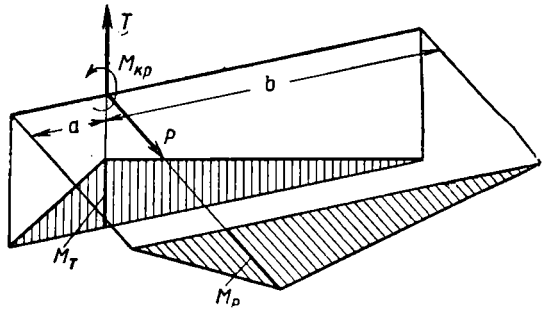


Рис. 288. Схема нагружения опорной балки 2 (рис. 294) при ударе

Определяют моменты сопротивлений расчетного сечения w_x и w_y. Затем находят напряжения в сечении при стесненном кручении от удара. Геометрический фактор жесткости сечения при чистом кручении

$$J_T = \frac{2l^2h\delta}{l+h}, \quad (495)$$

где l и h — длина и высота сечения по среднему его периметру;
δ — толщина стенки.

Направленный полярный момент инерции

$$J = \frac{lh}{2}\,\delta\,(l+h). \quad (496)$$

Величина искажения, соответствующего единичному закручиванию

$$\hat{\omega}_0 = \frac{lh}{4}\,\frac{l-h}{l+h}. \tag{497}$$

Нормальные напряжения при стесненном кручении балки

$$\sigma_н = E\hat{\omega}f'(z), \tag{498}$$

при этом

$$Ef'(z) = -E\alpha\,\frac{M_{кр}}{GJ_T}, \tag{499}$$

где α — коэффициент.

Коэффициент α может быть определен из выражения

$$\alpha^2 = \frac{48G}{E(l+h)^2}, \tag{500}$$

где E — модуль упругости; для стали $E = 2{,}2 \cdot 10^6$ *кГ/см*^{2};

G — модуль сдвига; для стали $G = 8 \cdot 10^5$ *кГ/см*^{2}.

Касательные напряжения в горизонтальных и вертикальных стенках

$$\left.\begin{aligned} \tau_г &= \frac{M_{кр}}{J}\cdot\frac{l}{2};\\ \tau_в &= \frac{M_{кр}}{J}\cdot\frac{h}{2}. \end{aligned}\right\} \tag{501}$$

Напряжения при изгибе балки:

в вертикальной плоскости

$$\sigma_в = \frac{M_T}{W_x}; \tag{502}$$

в горизонтальной плоскости

$$\sigma_г = \frac{M_p}{W_y}. \tag{503}$$

Суммарное нормальное напряжение:

в вертикальной плоскости при ударе

$$\sigma_{сум.в} = \sigma_н + \sigma_в; \tag{504}$$

в горизонтальной плоскости

$$\sigma_{сум.г} = \sigma_н + \sigma_г. \tag{505}$$

Главные напряжения:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{в1} &= \sqrt{\sigma^2_{сум.в} + 3\tau^2_в};\\ \sigma_{г1} &= \sqrt{\sigma^2_{сум.г} + 3\tau^2_г}. \end{aligned}\right\} \tag{506}$$

При расчете опорной балки-камеры на статическую нагрузку учитывают следующие моменты, действующие на балку:

изгибающий момент в вертикальной плоскости, определяемый по выражению (492);

крутящий момент

$$M_{кр} = Pb', \tag{507}$$

где b' — плечо силы P.

Для подсчета величины $Ef'(z)$ следует в выражение (499) подставить момент, полученный по выражению (507). Используя выражения (498) — (506), можно произвести дальнейший расчет балки на статическую нагрузку. Напряжения от динамических воздействий можно оценить коэффициентом $K_д = 0{,}3$, на который должны быть умножены суммарные нормальные напряжения.

Касательные напряжения в вертикальных швах приварки балки-камеры к баку (см. рис. 287) при ударе

$$\tau = \frac{T}{0{,}7h\delta}. \qquad (508)$$

Напряжение при статической нагрузке можно определить при замене в выражении (508) силы T силой P.

Расчет бака. Давление масла на дно и стенки бака трансформатора определяют с учетом одновременного действия гидростатического давления масла и продольной инерционной нагрузки (рис. 289). Эпюра

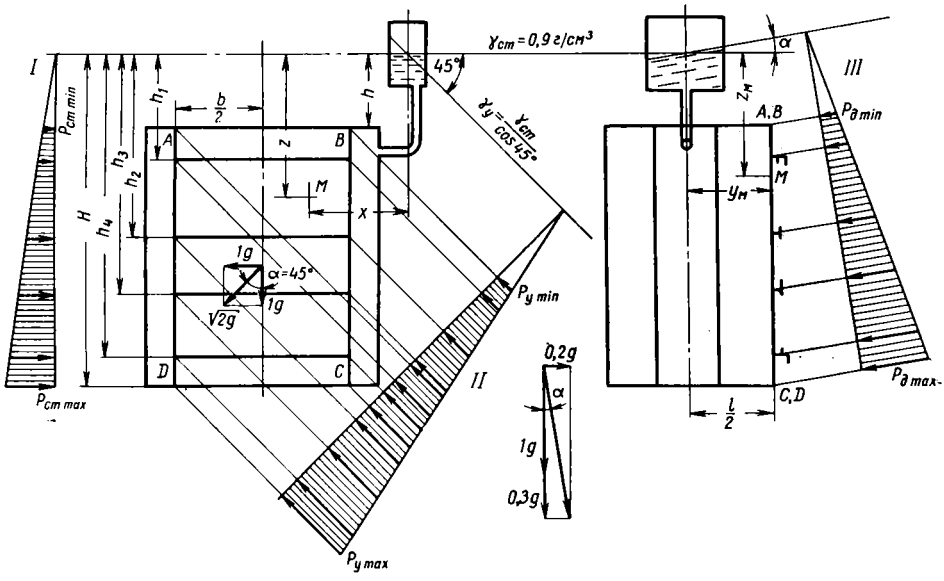


Рис. 289. Эпюры давления масла на стенки бака трансформатора:
I — при статическом режиме; *II* — при ударе; *III* — максимальных динамических нагрузках; *M* — произвольная точка

давления масла с ординатами характерных точек $P_{ст\,min}$ и $P_{ст\,max}$. На рис. 289, *I* показывает распределение гидростатического давления масла. Аналогичные точки на эпюрах (рис. 289, *II* и *III*) определяют распределение давления масла соответственно при ударе и динамической нагрузке. Напряжения, возникающие в вертикальных стенках бака от сил тяжести выемной части трансформатора и масла, а также от инерционных сил выемной части, при ударе невелики и при расчете их не учитывают.

Для расчета вертикальной стенки 3 бака (рис. 286) принята схема в виде прямоугольной пластины постоянной толщины, имеющей свободную опору по контуру. Прочность стенки бака рассматривают при действии гидростатического давления масла, вертикальной динамической и ударной нагрузок.

Расчетная схема нагружения стенки при гидростатическом давлении дана на рис. 290.

При расчете рассматривают отдельно напряжения, возникающие от действия равномерно распределенной нагрузки q_1 и нагрузки, распределенной по закону плоскости, проходящей через опорную кромку стенки, $q = q_2 - q_1$, где q_1 и q_2 соответственно равны $P_{ст\,min}$ и $P_{ст\,max}$.

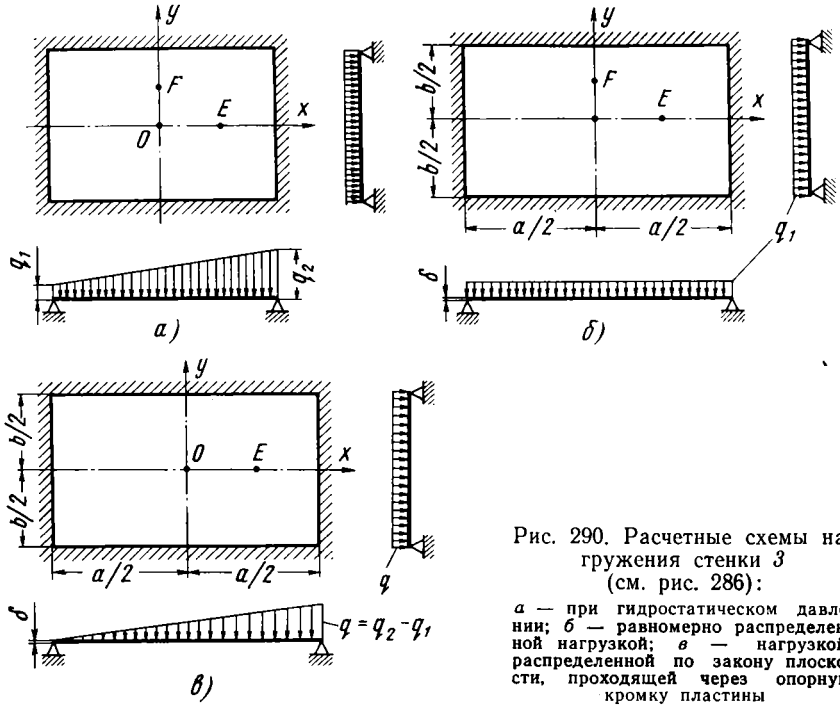


Рис. 290. Расчетные схемы нагружения стенки 3 (см. рис. 286):

а — при гидростатическом давлении; *б* — равномерно распределенной нагрузкой; *в* — нагрузкой, распределенной по закону плоскости, проходящей через опорную кромку пластины

Изгибающие моменты на единицу длины сечения соответственно вокруг осей y и x и перпендикулярно им определяются из выражений:

$$\left.\begin{aligned} M_x &= K_3 q b^2; \\ M_y &= K_2 q b^2, \end{aligned}\right\} \qquad (509)$$

где K_2 и K_3 — коэффициенты, определяемые отношением $\frac{a}{b}$ и координатами точки стенки, для которой находится напряжение [9]. Нормальные напряжения в крайних волокнах стенки

$$\left.\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{6M_x}{\delta^2}; \\ \sigma_y &= \frac{6M_y}{\delta^2}. \end{aligned}\right\} \qquad (510)$$

Для характерных точек O и E пластины в рассматриваемом случае изгибающие моменты:

$$\left.\begin{aligned} M_x &= \alpha_2 q b^2; \\ M_y &= \alpha_3 q b^2, \end{aligned}\right\} \qquad (511)$$

где α_2 и α_3 — коэффициенты, которые принимают в зависимости от отношения сторон стенки [9].

Напряжения в характерных точках O и E стенки определяют по выражениям (510), в которые подставляют моменты из выражения (511). Суммарные напряжения в точках O и E от статической нагрузки получаются при суммировании результатов, полученных по выражению (510) при подстановке моментов, полученных из выражений (509) и (511).

Величины дополнительных напряжений, возникающих от вертикальной динамической нагрузки при коэффициенте динамики $K_д = 1{,}3$, получаются непосредственным умножением суммарных напряжений на величину $K_д$.

Распределение суммарного гидростатического и гидродинамического давлений масла на стенку показано на рис. 290, *а*, где q_1 соответствует $P_{ст\,max}$, а $q_2 - P_{д\,max}$. Суммарные напряжения в стенке от постоянной составляющей q_1 и нагрузки $q = q_2 - q_1$, изменяющейся по закону плоскости, проходящей через кромку стенки, для точек O и E могут быть определены с учетом ранее изложенного по выражениям (509) — (511).

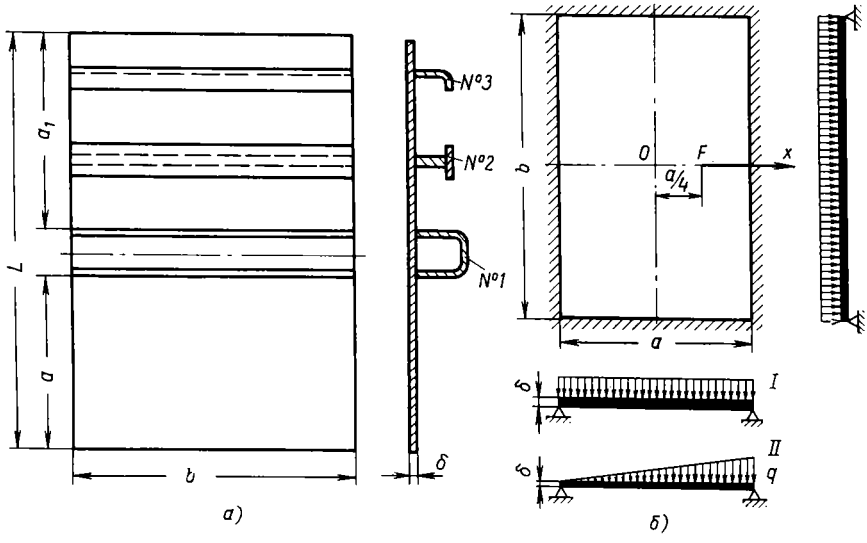


Рис. 291. К расчету боковой стенки:

а — конструкция стенки; *б* — расчетные схемы нагружения; *I* — равномерно распределенная нагрузка; *II* — нагрузка, распределенная по закону плоскости, проходящей через опорную кромку пластины

Расчет стенки (рис. 291) производят по аналогии с расчетом стенки *3* (рис. 286). Статической нагрузкой в данном случае является гидростатическое давление, распределение которого показано на рис. 289, *а*. Действие трапецеидальной нагрузки рассматривается как сумма постоянной и треугольной нагрузок. При этом интенсивность нагрузки q_1 соответствует статическому давлению $P_{ст1}$ (рис. 289, *а*), а интенсивность нагрузки q_2 — разности $P_{ст1} - P_{ст\,min}$.

Дополнительные напряжения от вертикальной динамической нагрузки в точке O равны $0{,}3\,\Sigma\sigma_x$.

Расчет стенки на ударную и статическую нагрузки производят по той же схеме. При этом интенсивность нагрузки q_1 должна соответствовать $P_{y\,max}$, а интенсивность нагрузки q_2 — разности $P_{y\,max} - P_{1y}$.

Расчет ребер, укрепляющих стенку, производят в предположении, что каждое ребро воспринимает полностью нагрузку (давление масла) от двух смежных с ним панелей.

Ширина сечения ребра равна толщине десяти плоских листов в каждую сторону от места их приварки к стенке. При расчете ребер производят следующее:

определяют геометрические характеристики сечения: x_y, y_z, J и w;

составляют расчетную схему нагружения балки;

определяют усилия с учетом гидростатического давления и продольной ударной нагрузки, а также положения балки на эпюре (см. рис. 289), максимальный изгибающий момент и максимальное напряжение в сечении балки.

В рассматриваемом примере для балок № 1 и 2 (рис. 291) принята расчетная схема балки с опорами по концам, нагруженной равномерно распределенной нагрузкой с интенсивностью q.

Для балки № 1 интенсивность внешней нагрузки

$$q = \frac{P_2 - P_1}{2} \cdot \frac{L}{2}, \tag{512}$$

где L — высота бака (см. рис. 291);

P_1 и P_2 — давление масла в верхней и нижней точках бака (см. рис. 289, *II*).

Суммарная нагрузка от гидростатического давления, воспринимаемая балками № 2 и 3 (см. рис. 289, *I* и 291),

$$q = \frac{1}{2} P_1 b a_1. \tag{513}$$

Нагрузка, приходящаяся на единицу длины балки,

$$q = \frac{Q}{b}, \tag{514}$$

где Q — нагрузка, действующая на балку.

Максимальный изгибающий момент

$$M = \frac{qb^2}{8}. \tag{515}$$

Напряжения, возникающие от гидростатического давления, $\sigma = \frac{M}{\delta}$.

При расчете балки на вертикальную и горизонтальные нагрузки в уравнение (513) подставляют давления, воспринимаемые балками № 1 и 2 при одновременном действии вертикальной и горизонтальной динамической нагрузок. Затем по уравнению (514) производят дальнейший расчет. При этом в запас прочности принимают, что все усилие воспринимается одной балкой.

При расчете днища *4* бака (рис. 286) принято, что нагрузка от сил тяжести масла и выемной части, а также от их динамических инерционных сил, от ударных инерционных сил масла воспринимается системой балок, состоящих каждая из швеллера и части листа шириной, равной ширине швеллера с добавлением 10 толщин листа на каждую сторону.

Расчетные сечения выбирают у концов косынок, связывающих швеллеры между собой, и в местах приложения сосредоточенных сил тяжести выемной части.

Днище нагружено статическим давлением масла P_{max} (см. рис. 289) и силой тяжести выемных частей $G_в$. При расчете днища производят следующее.

Составляют конструктивную расчетную схему (рис. 292); вычисляют площади F_A и $F_Б$ панелей A и $Б$ и силы Q_A и $Q_Б$, действующие на эти панели:

$$Q_A = P_{max}F_A; \quad Q_Б = P_{max}F_Б. \tag{516}$$

При этом принято, что гидростатическая нагрузка на панели A и $Б$ передается на панель равномерно.

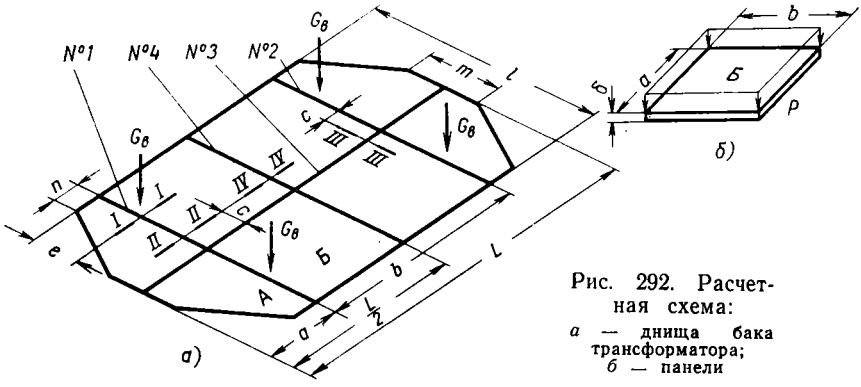


Рис. 292. Расчетная схема:
а — днища бака трансформатора;
б — панели

Определяют периметры $П_A$ и $П_Б$ панелей A и $Б$.

Подсчитывают нагрузки на 1 *см* периметра панелей A и $Б$:

$$q_A = \frac{Q_A}{П_A}; \quad q_Б = \frac{Q_Б}{П_Б}. \tag{517}$$

Определяют интенсивность нагрузок на балки: № 1 и 2

$$q_{1,2} = q_A + q_Б;$$

№ 3 (крайние пролеты)

$$q_{3кр} = 2q_A;$$

№ 3 (средние пролеты)

$$q_{3ср} = 2q_Б;$$

№ 4

$$q_4 = 2q_Б.$$

Составляют схемы нагружения балок (рис. 293).

Определяют прогибы:

балок № 1 и 2 (по середине) от совместного действия сил q_1, $G_в$ и Z_1:

$$f_{1(2)} = -\frac{G_в(l-e)}{48EJ}[3l^2 - 4(l-e)^2]\,2 - \frac{5q_1l^4}{384EJ} + \frac{Z_{1(2)}l^3}{48EJ}, \tag{518}$$

где $Z_{1(2)}$ — сила действия балки № 3 на балку № 1; балки № 4 (по середине)

$$f_4 = -\frac{5q_4l^4}{384EJ} - \frac{Z_4l^3}{48EJ}, \tag{519}$$

где Z_4 — сила действия балки № 3 на балку № 4;

балки № 3 в точке K:

$$f_K = -\frac{1}{EJ}\cdot\frac{Z_2a^2}{6L}(L^2-2a^2) - \frac{1}{EJ}\frac{Z_1a(a+b)}{6L}[L^2-a^2-(a+b)^2] +$$
$$+\frac{1}{EJ}\cdot\frac{Z_4a}{12}\left(\frac{3L^2}{4}-a^2\right) - \frac{q_{3кр}L^3a}{24EJ}\left(1-2\frac{a^2}{L^2}+\frac{a^3}{L^3}\right) -$$
$$-\frac{q_{3\,ср}-q_{3\,кр}}{4EJ}\left(\frac{5a^3}{4}+\frac{3}{2}La^2+\frac{L^3}{6}\right)a, \qquad (520)$$

где Z_1 и Z_2 — силы действия балок № 1 и 2 на балку № 3;
в середине пролета

$$f_{ср} = \frac{1}{EJ}\frac{(Z_1+Z_2)a}{6L}\left[(L^2-a^2)-\frac{L^2}{4}\right]\frac{L}{2} + \frac{Z_4L^3}{48EJ} - \frac{5q_{3\,кр}L^4}{384EJ} -$$
$$-\frac{q_{3\,ср}-q_{3\,кр}}{16EJ}\left(\frac{L^4}{24}+5a^2L^2+\frac{a^4}{3}\right). \qquad (521)$$

Определяют силы $Z_{1(2)}$ и Z_4 взаимодействия соответственно между балками № 3 и 1 (2) и между № 3 и 4. Для этого приравниваются прогибы: $f_{1(2)} = f_к$ и $f_4 = f_{ср}$.

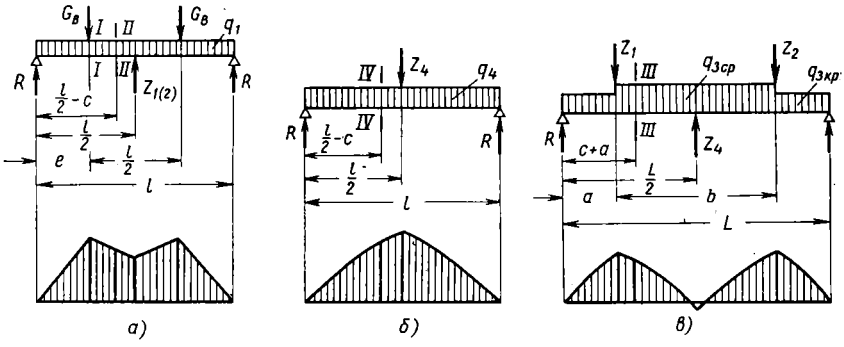


Рис. 293. Схема нагружения и эпюры изгибающих моментов балок:
а — балок № 1 и 2; *б* — балки № 4; *в* — балки № 3

Совместным решением уравнений (518), (520) и (519) и (521) определяют силы $Z_{1(2)}$ и Z_4.

Находят опорные реакции:
для балки № 1 (2)

$$R_{1(2)} = \frac{lq_1 + 2G_в - Z_{1(2)}}{2}; \qquad (522)$$

для балки № 4

$$R_4 = \frac{lq_4 - Z_4}{2}; \qquad (523)$$

для балки № 3

$$R_3 = \frac{2\cdot 32q_{3\,кр} + 100q_{3\,ср} + 2Z_1 - Z_4}{2}.$$

Рассчитывают изгибающие моменты.

Для балки № 1 моменты в плоскости действия силы $G_в$ в сечении $I - I$

$$M = eR - q_1 \frac{e^2}{2}; \tag{524}$$

в сечении $II - II$

$$M = \left(\frac{l}{2} - c\right) R - q_1 \frac{\left(\frac{l}{2} - c\right)^2}{2} - G_в \left[\frac{l}{2} - (e + c)\right]; \tag{525}$$

в плоскости действия силы $Z_{1(2)}$

$$M = \frac{l}{2} R - q \frac{\left(\frac{l}{2}\right)^2}{2} - G_в \frac{b}{4}. \tag{526}$$

Для балки № 4 момент в сечении $IV - IV$

$$M = \left(\frac{l}{2} - c\right) R - q_4 \frac{\left(\frac{l}{2} - c\right)^2}{2}. \tag{527}$$

Момент в плоскости действия силы Z_4

$$M = \frac{Z_4 l}{4} + q_4 \frac{l^2}{8}. \tag{528}$$

Для балки № 3 моменты в плоскости действия силы $Z_{1(2)}$

$$M = aR + q_{3\,кр} \frac{a^2}{2}; \tag{529}$$

в сечении $III - III$

$$M = (c + a) R + q_{3кр} a \left(\frac{a}{2} + c\right) - q_{3ср} \frac{c^2}{2} - cZ_1; \tag{530}$$

в плоскости действия силы Z_4

$$M = \frac{L}{2} R - q_{3кр} a \left(\frac{a}{2} + \frac{b}{2}\right) - q_{3ср} \frac{\left(\frac{b}{2}\right)^2}{2} - \frac{b}{2} Z_1. \tag{531}$$

Строят эпюры изгибающих моментов (рис. 293). Определяют центры тяжести, моменты инерции и моменты сопротивлений.

Находят статические напряжения в сечениях $I - I$, $II - II$, $III - III$ и $IV - IV$.

Рассчитывают панели днища.

При расчете динамических нагрузок силы тяжести выемных частей следует умножать на коэффициент динамичности $K_д = 1{,}3$. Поперечные и продольные динамические силы от силы тяжести выемных частей на днище не действуют, так как воспринимаются специальными устройствами.

Отношение динамического давления масла к статическому принимают равным $K_{д.в} = 1{,}35$. Средний коэффициент динамики равен 1,325. Умножая на него статические напряжения, получают максимальные динамические напряжения. При расчете ударных нагрузок на днище принято, что вертикальные силы от выемных частей не меняются по срав-

нению со статическим режимом, так как горизонтальные силы инерции выемных частей воспринимаются специальным устройством.

Ударная нагрузка на днище — величина, переменная по его длине (см. рис. 289, *II*) в точках *C* и *D*. Принимают, что ударные давления масла на днище постоянны и являются максимальными. Их величину можно определить из выражения

$$P_y = \gamma_y (X \sin \alpha_y + Z \cos \alpha_y) \cdot 10^{-4}. \qquad (532)$$

Увеличение давления масла при ударе по сравнению со статическим режимом

$$K_y = \frac{P_y}{P_{cm}} \approx 1{,}81.$$

Дальнейший расчет на ударную нагрузку проводят аналогично расчету при статическом режиме.

Давление масла на панель *Б* принимают постоянным и максимальным для каждого режима: статического, максимального динамического и при ударе (см. рис. 288). Размеры стенки *a*, *b* и δ обозначены на рис. 292. Пластину принимают со свободной опорой по контуру. Напряжение в центре стенки в направлении, параллельном стороне *a*:

$$\sigma_a = \pm \frac{Pb^2 (0{,}225 + 0{,}382\alpha^2 - 0{,}320\alpha^3)}{\delta^2} = K_a P. \qquad (533)$$

Напряжения в центре стенки в направлении, параллельном стороне *b*:

$$\sigma_b = \frac{0{,}75Pb^2}{\delta (1 + 1{,}6\alpha^2)} = K_b P, \qquad (534)$$

где K_a и $K_в$ — численные значения коэффициентов, полученные при определении силы *P*.

Напряжения при статическом режиме

$$\sigma_{a\,cm} = K_a P_{cm}; \quad \sigma_{b\,cm} = K_b P_{cm}.$$

Максимальные динамические напряжения

$$\sigma_{a\partial} = K_a P_\partial; \quad \sigma_{b\partial} = K_b P_\partial.$$

Амплитуда динамических напряжений

$$\sigma_{av} = \sigma_{a\partial} - \sigma_{a\,cm}; \quad \sigma_{bv} = \sigma_{b\partial} - \sigma_{b\,cm}.$$

Усталостную прочность оценивают условным коэффициентом запаса прочности

$$n = \frac{\sigma_{-1}}{k\sigma_v + \psi\sigma_{cp}}, \qquad (535)$$

где σ_{-1} — предел усталости при симметричном цикле; для стали Ст. 3 при изгибе $\sigma_{-1} = 1700$ *кГ/см*²;

k — эффективный коэффициент концентрации напряжений;

σ_v — амплитуда напряжений детали;

ψ — коэффициент, характеризующий чувствительность материала к асимметрии цикла; для стали Ст.3 $\psi = 0{,}25$.

Амплитуда напряжений

$$\sigma_v = k_\partial \sigma_{cp},$$

где $k_\partial = 0{,}3$ (что превышает коэффициент динамики для кузова);

σ_{cp} — среднее напряжение детали.

Среднее напряжение детали определяется по формуле

$$\sigma_{ср} = \sigma_{ст} + \sigma_f + \sigma_{кр},$$

где $\sigma_{ст}$ — статическое напряжение от вертикальных сил;

σ_f — напряжение от тяговых (тормозных) усилий;

$\sigma_{кр}$ — напряжение, возникающее при движении по кривой; в расчете принимается $\sigma_f + \sigma_{кр} = 0{,}3\sigma_{ст}$.

Если принимать $\sigma_f + \sigma_{кр} = 0{,}3\sigma_{ст}$ то это, увеличивает запас прочности, так как дополнительные напряжения значительно уменьшаются по сравнению с принятыми ранее, равными 0,3 $\sigma_{ст}$.

§ 66. КОНСТРУКЦИЯ УЗЛОВ НЕКОТОРЫХ ТЯГОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Магнитопроводы. В отечественном электровозостроении применяют трансформаторы со стержневыми магнитопроводами, так как их конструкция наиболее проста (рис. 294). Вертикальные стержни *2* служат для

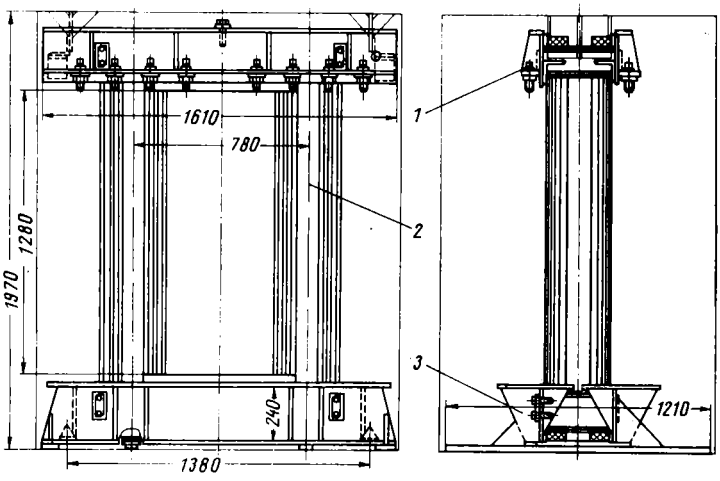


Рис. 294. Магнитопровод трансформатора ОЦР-5600/25:
1 — балка верхнего ярма; *2* — вертикальный стержень; *3* — балка нижнего ярма

размещения обмоток. Стержни соединяют ярма, которые образуют с ними замкнутую магнитную цепь. Крепления магнитопровода должны обеспечить жесткую конструкцию всей магнитной системы. Их основа — ярмовые балки *1* и *3*, служащие одновременно опорами для обмоток. Поэтому ярмовые балки должны обладать необходимым запасов прочности относительно сил, действующих на них при стяжке ярем, подъеме и транспортировке трансформатора, а также при коротком замыкании обмоток.

Магнитопроводы трансформаторов ОЦР-5600/25 и ОЦР-5000/25 набраны из покрытых лаком листов электротехнической холоднокатаной стали Э310 толщиной 0,5 *мм*. Вертикальные стержни имеют листы разной ширины; ярма выполнены из листов одинаковой ширины. Активное поперечное сечение стержня 629 *см*², ярма — 661 *см*². Пакеты листов каждого стержня магнитопровода стянуты пятью шпильками с резьбой М12, изолированными от стали бумажно-бакелитовыми трубками и шайбами. Вертикальные стержни магнитопровода трансформатора ОЦР-5000/25 на 130 *мм* короче стержней трансформатора ОЦР-5600/25.

На рис. 295 показан трехстержневой магнитопровод трансформатора ОЦРН-7300/25. В нем вертикальные стержни выполнены из листов разной ширины, вследствие чего поперечные сечения стержней различные по форме и сечению. Стержень *1* имеет поперечное сечение эллиптической формы и предназначен для размещения обмотки автотрансформатора. Стержень *2* круглой формы; на нем установлены обмотки трансформатора. Свободный стержень *3* Т-образного сечения. Листы магнитопровода изготовлены из электротехнической стали ЭЗ10 толщиной 0,5 *мм* и покрыты лаком. Магнитопровод трансформатора WFR 1273V/25 подобен трансформатору ОЦРН-7300/25.

Трансформатор MIFA 6000/25 выполнен с магнитопроводом броневого типа, имеющим две пары окон и состоящим из двух половин, между которыми предусмотрен зазор для лучшего охлаждения магнитопровода маслом. Левые (большие) окна предназначены для размещения первичной и вторичной обмоток главного трансформатора, правые (меньшие) окна — для размещения обмотки автотрансформатора и обмотки

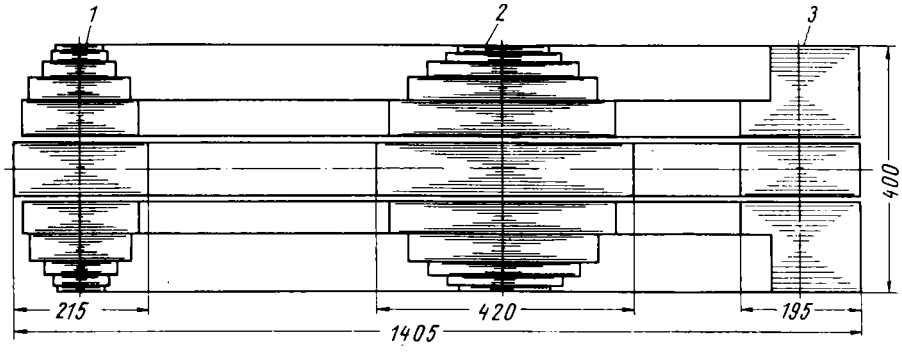


Рис. 295. Магнитопровод трансформатора ОЦРН-7300/25

вспомогательных нужд. Магнитный поток в правой половине сердечника постоянен, а в левой половине его величина может меняться от нуля до величины потока в правой половине.

Сердечник магнитопровода изготовлен из текстурованной стали М7Х толщиной 0,35 *мм* с удельными потерями 0,6 *вт/кг*. Листы сердечника штампуют трех видов: для нижних и верхних частей, для боковых средних частей сердечника. Листы поочередно расположены так, чтобы стыки соседних слоев были взаимно сдвинуты.

Обмотки. Схема обмотки трансформатора ОЦР-5600/25 показана на рис. 272.

Первичная обмотка *А-Х* рассчитана на напряжение 27 500 *в* и выполнена непрерывной из четырех катушек *А*, восемнадцати катушек *Б* и пятидесяти четырех катушек *В*. Каждая катушка *А* намотана из провода ПБОО сечением $10 \times 3{,}53$ *мм*^{2} и имеет по $10\frac{15}{16}$ витка. Катушки *Б* и *В* намотаны из провода ПБОО сечением $8{,}6 \times 2{,}83$ *мм*^{2} и имеют соответственно по $15\frac{13}{16}$ и $15\frac{15}{16}$ витка каждая. Катушки дискового типа, в слоях имеют по одному витку. Между дисками катушек установлены изоляционные прокладки из электрокартона. Расстояние между катушками равно 5 *мм*. Для трех верхних и трех нижних катушек это расстояние увеличено до 7,5 *мм*.

Обмотка *А-Х* размещена поровну на обоих стержнях магнитопровода между нерегулируемыми и регулируемыми частями вторичной обмотки *НН*, что предусмотрено для снижения потоков магнитного рассеяния и индуктивного сопротивления трансформатора. Части первичной обмотки соединены между собой параллельно.

Нерегулируемые обмотки состоят из двух катушек *П*, которые по двухходовой спирали совмещены одна с другой. Каждое плечо этой обмотки имеет 50 витков. В витке катушки имеется по десять параллельных проводов ПБОО сечение 13,5 × 3,53 *мм*². Нерегулируемые обмотки расположены на обоих стержнях магнитопровода в непосредственной близости от их поверхности и соединены между собой последовательно, что упрощает их изоляцию от стали сердечника.

Регулируемые обмотки также имеют два плеча, каждое из которых состоит из четырех дисковых катушек, соединенных последовательно. Секция плеча состоит из двух обмоток, включенных параллельно и расположенных на обоих стержнях магнитопровода. Плечи имеют по 48 витков.

Регулируемая обмотка выполнена из 64 катушек, каждая из которых намотана из четырех параллельных проводов ПБОО сечением 9,3 × ×3,05 *мм*² в три слоя по одному витку в слое.

Регулируемая часть вторичной обмотки расположена снаружи первичной обмотки, что упрощает выполнение отводов. Напряжения холостого хода на анодах игнитронов электровоза ВЛ60 по ходовым позициям переключателя ступеней приведены в табл. 57.

Таблица 57

Напряжение на токоприемнике в *кв*	Позиция переключателя ступеней								
	1	5	9	13	17	21	25	29	33
28	46	329	613	894	1179	1460	1743	2022	2308
27	45,3	317	590	862	1136	1408	1681	1951	2225
26	43,6	306	568	829	1094	1356	1619	1879	2143
25	42	294	547	799	1051	1303	1556	1808	2060
24	40,3	282	524	766	1009	1251	1494	1737	1978
23	38,6	270	502	733	966	1199	1432	1665	1895
22	37	259	481	701	924	1147	1370	1593	1813
21	35,2	247	459	670	882	1095	1308	1521	1729
20	33,6	235	437	638	841	1043	1246	1440	1648
19	31,8	223	415	606	799	990	1184	1375	1566

Обмотка собственных нужд состоит из четырех двойных дисковых катушек, соединенных между собой параллельно, имеет 19 витков и расположена на обоих стержнях магнитопровода. На каждом стержне помещено по две катушки, одна из которых размещена на $^1/_4$ высоты стержня, а другая — на $^3/_4$. Все катушки намотаны из провода ПБОО сечением 13,5 × 4,7 *мм*². Первые катушки имеют по $4^1/_2$ витка, вторые катушки — по 5 витков.

Обмотки разделены между собой и изолированы бакелитовыми цилиндрами. Взаимная фиксация их слоев обеспечивается изоляционными планками из электрокартона, которые размещены между слоями и прикреплены к рейкам. При установке обмоток между внутренним цилиндром и сердечником магнитопровода помещены фиксирующие буковые стержни и планки. Снизу и сверху стержней магнитопровода расположены опорные кольца, изоляция ярма и прессующее устройство.

Обмотки трансформатора ОЦР-5000/25 по конструкции аналогичны обмоткам трансформатора ОЦР-5600/25, но обмоточные данные их другие. Принципиальная схема соединения обмоток трансформатора ОЦР-5000/25 приведена на рис. 296.

Первичная обмотка *ВН* имеет 1200 витков, выполнена из четырех катушек *А* и шестидесяти катушек *Б*. Катушки *А* имеют по $15\frac{15}{16}$ витка, намотанных из провода ПБОО сечением $10 \times 2{,}26$ *мм*², а катушки *Б* — по $18\frac{15}{16}$ витка из провода той же марки сечением $9{,}3 \times 2{,}26$ *мм*². На каждый слой катушек приходится по одному витку.

Нерегулируемая вторичная обмотка состоит из двух совмещенных катушек с числом витков в катушке 31. Витки намотаны в один слой из 12 параллельных проводов ПБОО сечением $7{,}4 \times 2{,}83$ *мм*². В каждой

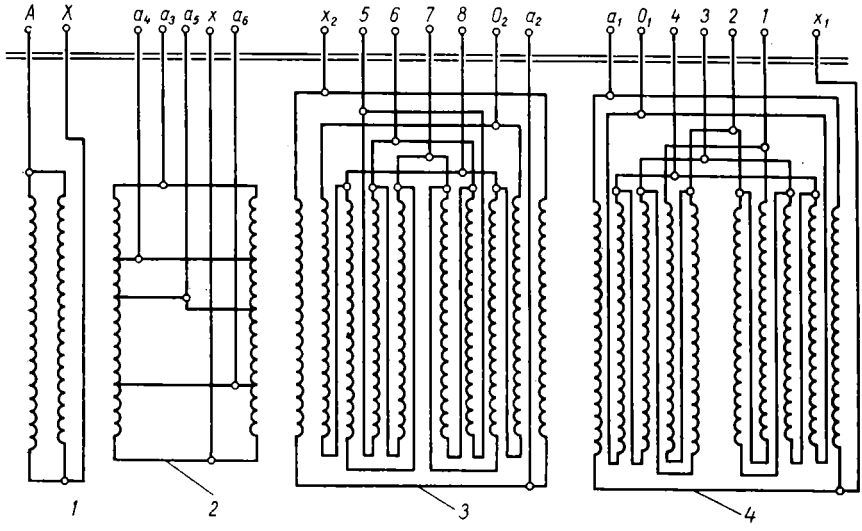


Рис. 296. Принципиальная схема соединения обмоток трансформатора ОЦР-5000/25:

1 — обмотка *ВН*; *2* — обмотка собственных нужд; *3* — ветвь $a_2 - x_2$; *4* — ветвь $a_1 - x_1$

спирали выполнена транспозиция проводников. Обмотки обоих сердечников соединены между собой параллельно.

Регулируемая вторичная обмотка *НН* состоит из групп, каждая из которых имеет две последовательно соединенные дисковые катушки *Р*. Таких катушек на каждом стержне 28. Обмотки обоих стержней магнитопровода соединены параллельно. Каждая из катушек *Р* намотана из четырех параллельных проводов ПБОО сечением $8{,}6 \times 2{,}44$ *мм*² в один слой по 3,5 витка в слое. Каждая регулируемая часть имеет свою нулевую точку и по четыре ступени. Для вторичной обмотки *НН* допускается работа:

а) при согласованном включении регулируемых и нерегулируемых частей, т. е. соединение ввода x_1, поочередно с вводами *1*, *2*, *3* и *4*, а ввода x_2 — поочередно с вводами *5*, *6*, *7* и *8*;

б) при встречном включении нерегулируемых частей с регулируемыми, т. е. соединение ввода x_1, поочередно с вводами *8*, *7*, *6* и *5*, а ввода x_2 — поочередно с вводами *4*, *3*, *2* и *1*;

в) нерегулируемой части обмотки, т. е. соединение $x_1 - O_1$ и $O_2 - x_2$.

Возможные варианты схемы соединения и величины переменного

напряжения при холостом ходе главной обмотки *НН* между вводами a_1 и $O_1 — O_2$, а также между a_2, O_1 и O_2 (при эксплуатации ввода $O_1 — O_2$ соединены между собой) приведены в табл. 58.

Таблица 58

Наименование	Включение обмоток								
	согласное					встречное			
Соединение вводов основной обмотки *НН*	$a_1—O_1$, $a_2—O_2$	$a_1—4$, $a_2—8$	$a_1—3$, $a_2—7$	$a_1—2$, $a_2—6$	$a_1—x_1$, $a_2—x_2$	$a_1—4$, $a_2—8$	$a_1—3$, $a_2—7$	$a_1—2$, $a_2—6$	$a_1—1$, $a_2—5$
Позиция контроля . . .	33	29	25	21	17	13	9	5	1
Число витков обмотки *НН*	59	52	45	38	31	3	10	17	24
Напряжение холостого хода в *в*	1230	1084	938	792	646	500	354	208,5	62,5

Обмотка собственных нужд выполнена из четырех двойных дисковых катушек *К*, размещенных поровну на каждом стержне в третьем наружном блоке примерно по середине стержней. Катушки *К — К* вместе с катушками *Р* образуют непрерывную обмотку. Обмотки обоих стержней соединены параллельно. Каждая катушка имеет по 15 витков, намотанных из провода ПБОО сечением 3,05 × 11,6 *мм*². Полное число витков этой обмотки 60. Для получения ступеней напряжений 625, 479, 396 и 228 *в* в катушках 26 и 36 на четвертом витке, считая от внутреннего перехода, имеются отводы.

Трансформатор ОЦРН-7300/25 имеет четыре обмотки: регулировочную (автотрансформатора), высокого напряжения *ВН*, обмотку низкого напряжения *НН* и собственных нужд *СН*, расположение которых на двух стержнях трехстержневого магнитопровода показано на рис. 297. Обмотка автотрансформатора выполнена по форме стержня магнитопровода эллиптической и представляет собой слоевую однокатушечную обмотку в виде одноходовой спирали. Эта обмотка имеет 33 слоя, из которых каждый слой, за исключением первого, соответствует определенной ступени регулирования напряжения. Первый и второй слои соответствуют первой ступени регулирования напряжения.

Схема включения обмотки автотрансформатора, которая намотана из провода ПБОО трех профилей, дана на рис. 298. Считая от внутренней поверхности обмотки, в радиальном направлении обмоточная медь уложена в такой последовательности: три провода сечением 10,8 × × 2,83 *мм*², шесть проводов сечением 10,2 × 2,26 *мм*², девять проводов сечением 10,8 × 1,81 *мм*², шесть проводов сечением 10,8 × 2,26 *мм*² и девять проводов 10,8× 2,83 *мм*². Первый и последний витки обмотки выполнены только из 17 обмоточных проводов, считая от внутренней поверхности. Начиная со второго витка, до 35-го витка включительно обмотка осуществлена 33 проводами. Следовательно, первые 17 радиально расположенных обмоточных проводов имеют по 36 витков, а 18—35-й провода — по 34 витка. Зазоры в витках заполнены электроизоляционным картоном ЭМЦ.

Для каждой регулировочной ступени обмотки предусмотрен свой вывод (*О — 32*). Начало наружного 33-го слоя обмотки с помощью ввода *А* (35 *кв*) присоединено к токоприемнику. Конец первого слоя присоединен к вводу *Х* (1 *кв*), заземленному наглухо.

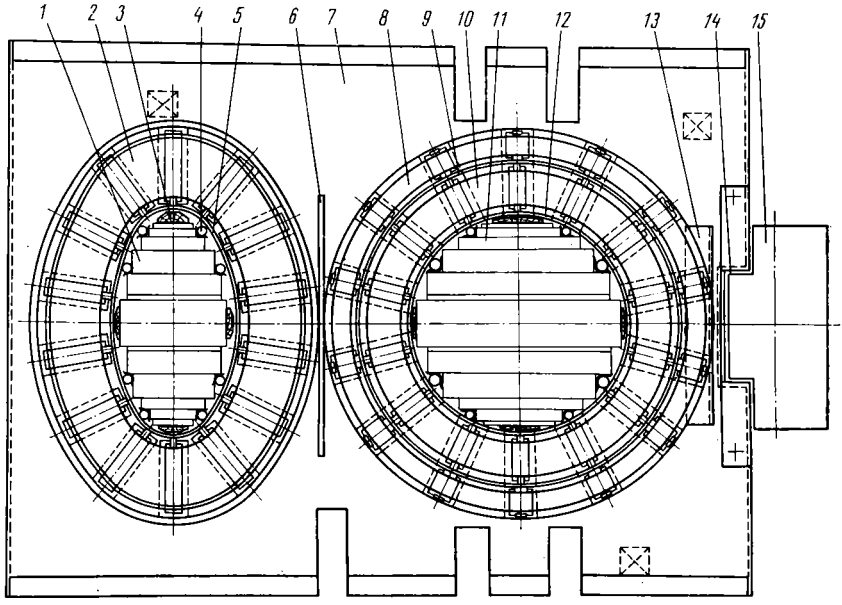


Рис. 297. Расположение обмоток на магнитопроводе трансформатора ОЦРН-7300/25:

1 и *11* — сердечники автотрансформатора и трансформатора; *2* — обмотка автотрансформатора; *3* — подкладка; *4* — стержень; *5* и *12* — цилиндры обмоток автотрансформатора и трансформатора; *6* и *13* — междуфазовые прокладки; *7* — перегородка; *8* — обмотка *ВН*; *9* — цилиндр обмотки *ВН*; *10* — обмотка *НН*; *14* — коробка; *15* — сердечник трансформатора (без обмотки)

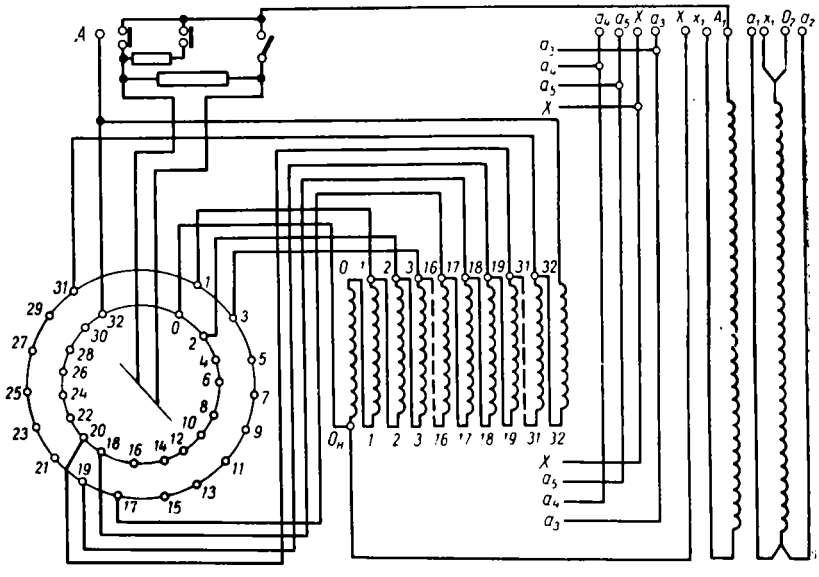


Рис. 298. Схема включения обмоток трансформатора ОЦРН-7300/25.

Сверху и снизу от катушки автотрансформатора размещено по одной двойной дисковой катушке обмотки собственных нужд. Обе дисковые катушки соединены параллельно. Зазор между катушками собственных нужд и обмоткой автотрансформатора, равный 20 *мм*, заполнен картоном ЭМЦ.

Катушки собственных нужд намотаны из провода ПБОО сечением 10,8 × 3,28 *мм*² в виде двойной спирали: правой — сверху и левой — снизу. Внутри двойных катушек предусмотрен канал шириной 10 *мм*. На катушках собственных нужд имеются отпайки для выводов x, a_3, a_4 и a_5, которые позволяют регулировать напряжение между выводами в цепи потребителей собственных нужд электровоза в пределах (в *в*):

Выводы:	
$a_3 - x$	606
$a_4 - x$	411
$a_5 - x$	238

При установке обмотки на стержень магнитопровода под нижнюю катушку собственных нужд помещено опорное кольцо из картона ЭМЦ толщиной 12 *мм*, которым обмотка опирается на изоляцию ярма, а сверху верхней катушки — прессующее кольцо из гетинакса марки А толщиной 20 *мм*.

Общее количество витков обмотки автотрансформатора 1156, из них 14 витков имеет обмотка собственных нужд. От стержня магнитопровода обмотка изолирована цилиндром *5* (см. рис. 297) толщиной 6 *мм*, изготовленным из электрокартона ЭМЦ и закрепленным на сердечнике магнитопровода с помощью буковых стержней *4* и подкладок *3*.

Обмотки трансформатора размещены на среднем стержне магнитопровода. Первой на нем расположена обмотка *НН* и снаружи ее обмотка *ВН*. Эти обмотки имеют круглую форму.

Обмотка *НН* двухходовая, из двух совмещенных спиралей. Каждая спираль представляет собой самостоятельную ветвь этой обмотки. Намотка спиралей левая, выполнена из провода ПБОО сечением 9,3 × × 3,05 *мм*². Каждая спираль, или ветвь, имеет 29 витков, а вся обмотка 58. Концы обеих спиралей развернуты один относительно другого на 180°. От сердечника магнитопровода обмотка *НН* изолирована бумажно-бакелитовым цилиндром *12* толщиной 5 *мм*.

Обмотка *ВН* непрерывная, состоит из трех разновидностей катушек, намотанных на бакелитовом цилиндре толщиной 5 *мм* с клиньями. Две выходные катушки расположены вверху обмотки, навиты плашмя из двух параллельных проводов ПБОО сечением 7,4 × 2,26 *мм*² с усиленной изоляцией. Каждая такая катушка имеет $6\frac{12}{14}$ витка. Ниже выходных катушек размещено 26 катушек, которые намотаны из двух параллельных проводов ПБОО сечением 6,9 × 2,44 *мм*². Одна такая катушка имеет $7\frac{9}{14}$ витка.

Ниже этих катушек размещены 23 пары чередующихся между собой катушек второй и третьей разновидностей, имеющих по $7\frac{13}{14}$ витка, намотанных в два параллельных провода ПБОО сечением 6,9 × 2,44 *мм*².

Обмотка *ВН* имеет 74 катушки с общим числом витков 578. Между тремя верхними и тремя нижними катушками предусмотрены каналы шириной по 7,5 *мм*. Каналы между остальными катушками имеют ширину 5 *мм*.

При установке обмоток *ВН* и *НН* на стержне магнитопровода под их нижние катушки помещают опорные кольца, которыми катушки

опираются на изоляцию ярма. Сверху эти обмотки одновременно прессуют с помощью плиты из гетинакса марки А толщиной 30 *мм*. Между обмоткой автотрансформатора и обмоткой *ВН*, а также между обмоткой *ВН* и Т-образным стержнем магнитопровода помещены междуфазные прокладки *6* и *13* из электрокартона.

Трансформатор WFP 1273V/25 имеет обмотки: регулировочную высоковольтную, для питания вспомогательных машин, для возбуждения тяговых двигателей при реостатном торможении, первичную высоковольтную и шесть вторичных пониженного напряжения для питания тяговых двигателей. Регулировочная высоковольтная обмотка представляет собой семислойную многоходовую обмотку, расположенную на крайнем стержне магнитопровода, и имеет 40 выводов. На крайнем стержне размещены обмотка для питания вспомогательных машин и обмотка для питания тяговых двигателей при реостатном торможении. Обе эти обмотки одноходовые, расположены в одном слое непосредственно на сердечнике и изолированы одна от другой.

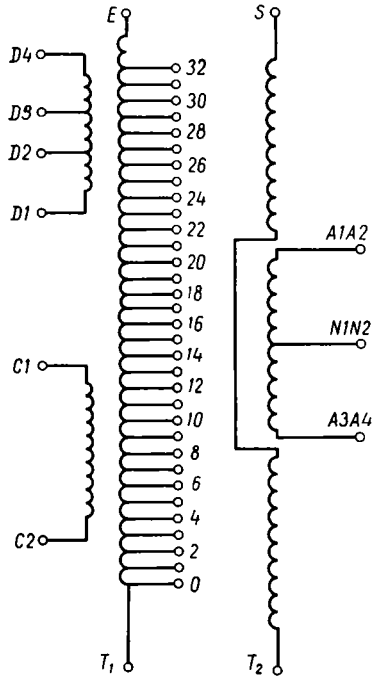


Рис. 299. Схема обмоток трансформатора MIFA-6000/25

Высоковольтная обмотка одноходовая, расположена на среднем сердечнике магнитопровода. Кроме высоковольтной обмотки, на среднем стержне расположена низковольтная двойная шестиходовая и шестислойная обмотка для питания тяговых двигателей. Все обмотки трансформатора выполнены в виде цилиндрических катушек с осевыми каналами для их охлаждения маслом.

Обмотки трансформатора MIFA 6000/25 схематически представлены на рис. 299. Высоковольтная $S — T_2$ и низковольтная *A1A2 — N1N2 — A3A4* основные обмотки трансформатора размещены в левых окнах сердечника магнитопровода, а обмотка *E — T1* автотрансформатора с обмотками *C2—C1* и *D1—D4* вспомогательных нужд — в правых окнах.

Обмотка *E — T1* автотрансформатора регулировочная. Она состоит из 14 катушек и имеет 518 витков, которые с помощью 32 отводов соединены с переключателем ступеней. Вывод *E* соединен с пантографом, а вывод *T1* — с землей.

Катушки этой обмотки имеют неодинаковое количество витков: катушка *1* — 36 витков, катушка *2*—40 витков, катушки *3—8* — по 48 витков, катушки *9—12* — по 28 витков, а катушки *13* и *14* — по 21 витку. В катушке два вывода выполнены после 14-го и 28-го витков, в катушках *3* и *4* — через каждые 12 витков, в катушках *5—8* — через 16 витков, в катушках *9—12* — через 14 витков.

Катушки *13* и *14*, включенные между выводами *E* и *32*, имеют 42 витка из медных проводов сечением 2 × 3 (2,5 × 4,5) *мм*² с усиленной изоляцией. Эти катушки защищают трансформатор от повреждений при перенапряжениях в контактной сети. Остальные катушки обмотки *E — T1* намотаны из провода следующих сечений: катушки *1* — 3(3,15 × 5,6)*мм*²,

катушка *2 — 3* (3,15 × 5) *мм*², катушки *3—8* — 3 (3,15 × 4) *мм*² и катушки *9—12* — 2× 3(2,5 × 4,5) *мм*².

Обмотка *C2 — C1* трансформатора, установленного на электровозах Фп пассажирского исполнения, служит для питания цепей отопления поезда, а на электровозах серии Фр — для питания цепи возбуждения тяговых двигателей при рекуперативном торможении. Обмотка состоит из 66 витков из меди сечением 3(4,5 × 3,15)*мм*², размещенных в одной катушке *15*.

Обмотка *D1 — D4* служит для питания вспомогательных цепей электровоза. Она состоит из одной катушки *16*, намотанной из меди сечением 4 × 3(3,15 × 4) *мм*² и имеющей 27 витков. Для ступенчатого изменения напряжения на выводах этой обмотки в катушке *16* после 5-го и 14-го витков предусмотрены дополнительные выводы.

Между катушками обмотки автотрансформатора предусмотрены зазоры по 10,5 *мм*, между крайней катушкой *14* обмотки *E — T1* и катушкой *15* обмотки *C2 — C1* — 42 *мм*, между катушками *15* и *16* — 15 *мм*, а между магнитопроводом и крайними катушками *1* и *16* — по 12 *мм*.

Высоковольтная обмотка *S — T2* трансформатора состоит из 430 витков, размещенных в 12 катушках. Катушки обмотки *S — T2* выполнены из медного провода сечением 3(3,15 × 6,3) *мм*². При этом катушки *11* и *42* имеют по 35 витков, а остальные — по 36 витков. Вывод *S* обмотки через контакты переключателя ступеней соединен с одним из выводов О — *32* обмотки автотрансформатора, а вывод *T2* — с землей.

Низковольтная обмотка *A1A2 — N1N2 — A3A4* имеет 40 витков сечением 2,8 × 274 *мм*² и выполнена отдельным узлом.

Расстояние между катушками высоковольтной обмотки равно 10,5 *мм*, между катушками низковольтной обмотки — 4,5 *мм*.

Отводы и вводы. Отводы — провода, расположенные вне обмоток и служащие для соединения отдельных частей обмоток, концов обмоток с вводами и регулировочных ответвлений с переключающим устройством. В комплект отводов входят медные шины без изоляции или изолированные проводники и система деревянных планок для их закрепления.

Типы проводов отводов и их сечения выбирают в зависимости от величины напряжения, тока и сложности обмотки. Схема отводов зависит от устройства обмоток, их группировки и схемы соединения. Так, в трансформаторе ОЦР-5600/25 отводы от вторичных обмоток выполнены из медных шин без изоляции, укрепленных деревянными планками, а отводы от первичной обмотки — из изолированного провода. Стремление упростить конструкцию отводов часто определяет распределение обмоток на стержнях магнитопровода.

В масляных трансформаторах, применяемых на электровозах, обмотки соединяют с силовой схемой вводами, расположенными в крышке трансформатора. Под крышкой, внутри бака, ввод связан демпфером с соответствующей обмоткой.

Конструкция ввода определяется токоведущей его частью и изоляцией. Токоведущая часть (рис. 300) состоит из медного стержня. Сечение его выбирают в зависимости от тока, для которого предназначается ввод. Последний влияет и на конструкцию крепления ввода к крышке. Конструкция ввода прежде всего зависит от класса изоляции обмотки, соединенной с ним. Ввод должен обладать необходимыми тепловыми характеристиками, электрической и механической прочностью.

На рис. 300, *б* показан ввод *E*, через который напряжение от контактного провода через пантограф подведено к обмотке автотрансформатора. В этом вводе токоведущая часть — медная трубка, которая снаружи

защищена фибровым корпусом. Между фарфоровым изолятором и фибровым корпусом имеется зазор *А*, залитый диэлектриком. На латунном колпаке и на чугунном кольце укреплены рога разрядника. При чрезмерных напряжениях зазор между рогами, равный 70 *мм*, пробивается, и электрическая энергия отводится в землю.

Ввод *S* обмотки автотрансформатора состоит из фарфорового изолятора и токоведущего стержня. Этот ввод рассчитан на напряжение 25 000 *в*. Вводы, рассчитанные на напряжение 25 000 *в* и ток 3200 *а*, установлены на крышке трансформатора в количестве 6 шт. для подсоединения вводов *A1*, *A2*, *A3*, *A4*, *N1* и *N2* фаз вторичной тяговой обмотки,

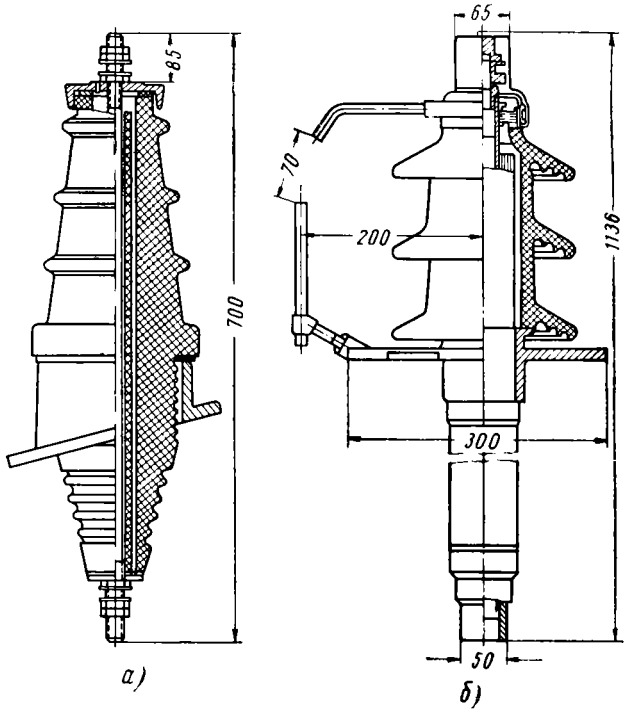


Рис. 300. Высоковольтные вводы:
а — обмотки *ВН* трансформатора ОЦР-5600/25; *б* — вывод *Е* на 28 *кв* трансформатора MIFA-6000/25

а ввод, рассчитанный на напряжение 3750 *в*, служит для подсоединения вводов *D1*, *D2*, *D3*, *D4*, *T1*, *T2*, *C2* и *C1*.

Баки. Баки масляных тяговых трансформаторов представляют собой стальной резервуар, как правило, прямоугольного, овального или восьмигранного поперечного сечения. При работе трансформатора осуществляется непрерывная конвекционная циркуляция масла. Масло, нагретое от магнитопровода и обмоток, через стенки бака отдает тепло окружающему воздуху и охлаждается. Поэтому конструкцию бака разрабатывают одновременно с выполнением теплового расчета.

Бак должен иметь достаточный запас прочности и выдерживать избыточное внутреннее давление 0,5 *ат*, а при вакуумной сушке обмотки трансформатора в баке — внешнее давление. Толщины стенок, дна и крышки, а также необходимое усиление стенок балками жесткости определяют механическим расчетом. Ответственными деталями являются

крюки для подъема трансформатора и кронштейны для его установки на раме кузова.

К баку по своему назначению относят расширитель, который служит для защиты масла от увлажнения и снижения его электрической прочности, а также изоляции от ускоренного старения. В трансформаторе без расширителя уровень масла в баке ниже крышки, вследствие чего при колебании уровня масла в баке в случае изменения его температуры часть воздуха вытесняется наружу или засасывается из окружающей атмосферы.

Расширитель при всех режимах работы трансформатора и при любой возможной температуре окружающей среды обеспечивает полное заполнение бака маслом. При этом уменьшается увлажнение и окисление масла, так как в расширителе меньшая площадь масла соприкасается в воздухом. Температура масла в расширителе значительно ниже, чем в верхней части бака, что замедляет процесс окисления масла; кроме того, в расширителе почти не имеется конвекционной циркуляции масла. Поэтому влага, попавшая в масло из воздуха, осаждается в отстойнике и в бак не проникает.

Наличие расширителя существенно облегчает конструкцию выводов и позволяет уменьшить их размеры, так как под крышкой трансформатора они находятся в масле. Объем расширителя выбирают по ГОСТу 401—41.

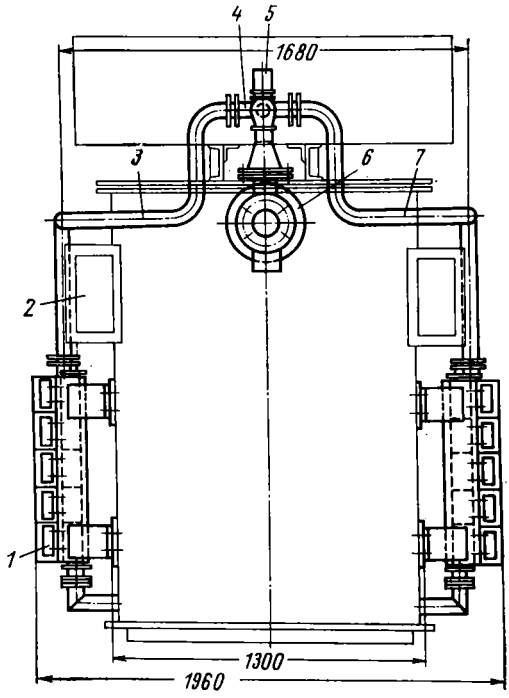


Рис. 301. Система охлаждения трансформатора ОЦР-5000/25:

1 — масляные охладители; *2* — воздушный патрубок; *3*, *4* и *7* — маслопроводы; *5* — струйное реле; *6* — мотор-насос

Система охлаждения. К системе охлаждения трансформаторов относятся масляные насосы с электродвигателями и трубопроводами, масляные радиаторы, воздухопроводы, агрегат мотор-вентилятора и термосигнализирующие приборы.

Масло в систему поступает из верхней части бака трансформатора и с помощью насоса по маслопроводу подается в радиаторы. Из радиаторов холодное масло поступает в нижнюю часть бака, проходит по каналам обмоток и в нагретом состоянии попадает в верхнюю часть бака, а оттуда — снова в систему охлаждения.

Для охлаждения масла в трансформаторах ОЦР-5000/25 и ОЦР-5600/25 применяют по одному моноблочному электронасосу ЭЦТ63/10. Насос ЭЦТ63/10 установлен между баком и радиаторами.

На рис. 301 показана система охлаждения трансформатора ОЦР-5000/25, состоящая из двух параллельных ветвей. Радиаторы и соединенные с ними воздухопроводы закреплены на боковых стенках бака. Каждый радиатор состоит из пяти секций, набранных из бесшовных

латунных трубок, завальцованных концами в медные торцовые решетки коллектора и приваренных к ним. В каждой секции имеется 80 трубок, которые расположены в восемь рядов, по10 шт. в ряду.

Для лучшего рассеивания тепла радиаторы принудительно обдуваются воздухом, поступающим по воздухопроводам от вентиляторов: на электровозе ВЛ80 от осевого вентилятора СВМ-6М, на электровозе ВЛ60 — от центробежных вентиляторов Ц13-50 и №6 или Ц8-19. Расход воздуха, проходящего через радиаторы, составляет около 20 000 *м*³/*ч*, а падение напора в системе охлаждения трансформатора — примерно 70 *мм вод. ст.*

Система охлаждения трансформатора ОЦР-5600/25 подобна рассмотренной. Принудительная циркуляция масла в трансформаторах ОЦР-5600/25, установленных на электровозах ВЛ60 до № 754, осуществлена двумя центробежными насосами 2К-9 с приводом от трехфазных двигателей АОМ42-2. Каждый насос 2К-9 помещен в расширитель, наполненный маслом; производительность насоса 22 *м*³/*мин* при напоре 17,5 *м вод. ст.* Расход воздуха, охлаждающего радиаторы, составляет не менее 19 500 *м*³/*ч*; падение напора примерно 70 *мм вод. ст.* На маслопроводе, идущем от насоса к радиаторам, установлено струйное реле СРЭ-2, размыкающее цепи управления и исключающее возможность работы электровоза при отсутствии циркуляции масла. Температура масла контролируется термометрическим сигнализатором.

Система охлаждения трансформатора ОЦРН-7300/25 имеет одну ветвь. Циркуляция масла из бака в радиатор осуществляется насосом 2К-9 с приводом от электродвигателя АОМ42-2; производительность насоса 22 *м*³/*мин* при напоре 17,5 *м вод. ст.* Полный расход воздуха составляет 20 500 *м*³/*ч*. Падение напора в системе охлаждения составляет 60 *мм вод. ст.*

Система охлаждения трансформатора WFR 1273V/25 состоит из моноблочного электронасоса, радиатора, системы маслопроводов и контрольной аппаратуры. Для принудительной циркуляции масла предусмотрен специальный погруженный моноблочный насос ЕРК 493-4 производительностью 835 *л*/*мин* или 50 *м*³/*ч* при напоре 7,0 *м вод. ст.* Масляный насос встроен между трансформатором и радиатором. Насос нагнетает нагретое масло из трансформатора в радиатор. Охлажденное масло собирается в сборных баках, из которых поступает обратно в трансформатор. Расход вентиляционного воздуха составляет 7 *м*³/*сек* при напоре 135 *мм вод. ст.*

Для контроля температуры масла на трансформаторе установлен контактный термометр. При превышении допустимой температуры масла он подает световой сигнал «Защита трансформатора». Контрольная стрелка показывает максимальную температуру масла, достигаемую в эксплуатации. В системе охлаждения имеется маслоструйное реле, смонтированное на трубопроводе, которое состоит из диафрагмы с отверстием и контактного манометра. При прекращении поступления масла загорается сигнал «Защита трансформатора». При неисправности агрегата мотор-вентилятора контактный манометр, установленный на пути воздушного потока, включает тот же световой сигнал.

Система охлаждения трансформатора MIFA-6000/25 также состоит из масляного насоса, радиатора, обдуваемого воздухом, и системы трубопроводов. Радиатор ребристый, выполнен из медных трубок, концы которых соединены с верхним и нижним коллекторами. Первый из них сообщается трубой с верхней частью бака трансформатора, второй, т. е. нижний,— с насосом. Радиатор расположен на боковой стенке трансформатора, противоположной той, на которой закреплен переключатель

ступеней. Циркуляция масла из бака трансформатора в радиатор и обратно обеспечивается масляным мотор-насосом 150 KTS, расположенным в нижней части бака. Производительность насоса 80 $м^3/ч$ при противодавлении столба масла высотой 8 *м*.

Радиатор обдувается вентилятором H779 с приводом от трехфазного асинхронного двигателя NU-32/20. Атмосферный воздух до поступления в расширитель проходит через воздухоосушитель, представляющий собой цилиндрический корпус с двумя клапанами, внутри которого помещено обезвоживающее вещество (актигль) в количестве 5 *кг*. Один из клапанов ограничивает повышение давления, а другой — понижение давления. Клапан, ограничивающий давление, выпускает лишний воздух. Клапан пониженного давления регулирует впуск воздуха в систему. При постоянной температуре трансформаторного масла обезвоживающее вещество изолировано от атмосферы клапаном пониженного давления. При нагреве трансформаторного масла его объем увеличивается, вследствие чего повышается давление и открывается клапан повышенного давления (при давлении 150 *Г*). Избыточный воздух выходит, минуя воздухоосушитель. При охлаждении трансформаторное масло сжимается, давление в расширителе и воздухоосушителе падает, клапан пониженного давления, отрегулированный на усилие 150 *Г*, открывается. Атмосферный воздух при этом засасывается в расширитель только через обезвоживающее вещество.

Переключатель ступеней имеет свою обособленную систему охлаждения.

27* Заказ 1278

ГЛАВА XIII

РЕАКТОРНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ

На электровозах переменного тока применяют сглаживающие реакторы, переходные реакторы, анодные делители, назначение которых, конструкция и особенности расчета рассматриваются в этой главе.

§ 67. СГЛАЖИВАЮЩИЕ РЕАКТОРЫ

Сглаживающие реакторы представляют собой индуктивности, включаемые последовательно в цепь тяговых двигателей для ограничения пульсаций тока. Обычно принимают, что коэффициент пульсации тока K_{nI} при номинальном режиме не должен превышать 0,2—0,25. Однако величина K_{nI} непостоянна и возрастает при снижении нагрузки тяговых двигателей. Желательно, чтобы это увеличение коэффициента пульсации тока не превышало 0,3 во всем рабочем диапазоне тяговых двигателей. Для этого сглаживающий реактор должен обеспечивать соответствующее изменение индуктивности цепи двигателей при изменении их нагрузки. Этим требованиям наиболее отвечают сглаживающие реакторы со стальными сердечниками. Для примера на рис. 302 приведена характеристика реактора РЭД-4000а.

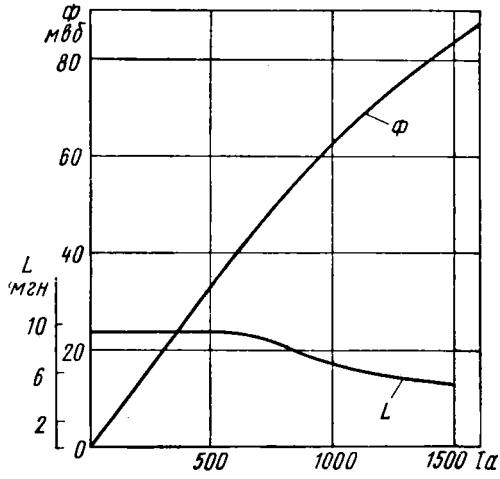


Рис. 302. Характеристика сглаживающего реактора РЭД-4000А

Конструкция сглаживающих реакторов. На электровозах переменного тока применяют сглаживающие реакторы как с замкнутой, так и с разомкнутой магнитными системами. Реакторы с замкнутой магнитной системой имеют больший вес, приходящийся на единицу мощности, по сравнению с реакторами, имеющими разомкнутую магнитную систему. Преимуществом реакторов с замкнутой магнитной системой является то, что их магнитное поле слабо влияет на смежное оборудование, вследствие чего не требуется принимать специальных мер для ограничения этого влияния.

К реакторам с замкнутой магнитной системой относятся реакторы

РЭД-4000 и РЭД-4000А, установленные на электровозах ВЛ60. Их основные данные приведены в табл. 59.

Таблица 59

Наименование	Реакторы				
	РЭД-4000	РЭД-4000А	РЭДР-1500	АРС-3	РСМ-1
Тип и номер электровоза, на котором установлен реактор	ВЛ60, до 1434	ВЛ60, с 1435	ВЛ80В-001-003	ВЛ80-004—005	ВЛ80-006
Размеры реактора в *мм*	1270×600××1355	1270×600××1155	910×520××600	1230××600×1445	1080×620××905
Вес реактора в *кг*	1835	1575	570	1350	960
Часовой ток в *а*	1545	1545	915	1850	1850
Индуктивность в *мгн*:					
при токе *I ч*	5,5	5,6	6	7	3,2
начальная . .	9,5	10,5	10,4	9,2	5,25
Сердечник (из стали Э22 толщиной 0,5 *мм*):					
сечение в *см*²	430	430	540	685	800
вес в *кг* . . .	1180	995	283,4	250	560
Обмотка:					
сечение провода в *мм*²	4,4×10,8 (5,2×11,6)	5×50	4,4×10,0 (4,8×10,4)	5×50	3×50
число витков	140	144	112	80×2	68×2
материал . .	Провод ПСД	Медная шина	Провод ПСД	Медная шина	Медная лента
вес в *кг* . . .	634	498	264	750	290

Примечание. В скобках дано сечение провода обмотки с изоляцией.

Реактор РЭД-4000А (рис. 303) предназначен для установки в кузове электровоза. Он состоит из двух основных узлов: магнитопровода *1* и обмотки *4*. Магнитопровод набран из листов электротехнической стали, покрытых лаком № 202, и стянут шпильками, изолированными бумажно-бакелитовыми трубками, и гайками с гетинаксовыми шайбами. Стержни магнитопровода имеют по пять зазоров общей величиной 85 *мм*, заполненных гетинаксовыми прокладками. Верхний зазор равен 5 *мм*, остальные — 20 *мм*.

В осевом направлении магнитопровод стянут четырьмя шпильками *2* с резьбой М24. Обмотка *4*, установленная на стержнях, имеет двенадцать последовательно соединенных дисковых катушек, намотанных плашмя из медной шины размером 5 × 50 *мм* с зазорами между витками 6 *мм*. В каждой катушке по 12 витков. Катушки дважды пропитаны лаком ПЭ 933. В радиальном направлении катушки стянуты шестью бандажами из стеклоленты. Между дисками в осевом направлении имеются зазоры по 12 *мм*. Обмотка изолирована от стержней бумажно-бакелитовыми цилиндрами и в осевом направлении стянута болтами с резьбой М12 через изоляторы *3*. Электрическая прочность изоляции относительно земли испытывается напряжением 15 *кв*, частотой 50 *гц* в течение 1 *мин*.

Охлаждение реактора воздушное, принудительное.

Реактор РЭД-4000 по конструкции подобен реактору РЭД-4000А; он отличается от него лишь тем, что стержни магнитной системы имеют по девять диамагнитных зазоров, общая величина которых также равна 85 *мм*.

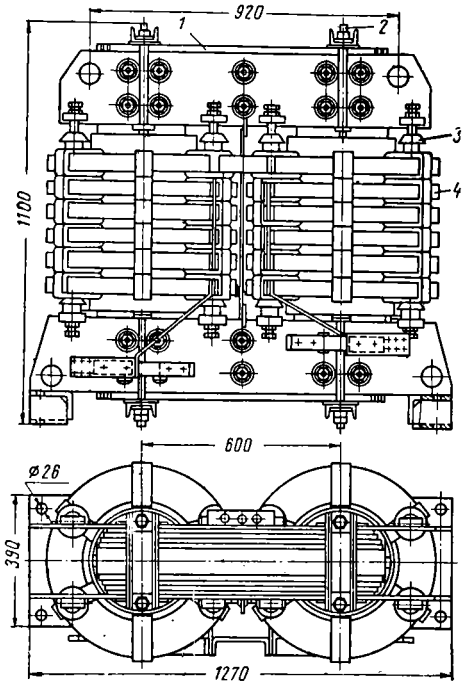


Рис. 303. Сглаживающий реактор РЭД-4000А

Обмотка реактора РЭД-4000 состоит из двух последовательно соединенных цилиндрических пятислойных катушек, намотанных плашмя из провода ПСД, с аксиальными каналами между слоями для принудительного воздушного охлаждения.

Вес реактора РЭД-4000 на 260 *кг* больше веса реактора РЭД-4000А, хотя их электромагнитные характеристики одинаковы.

К реакторам с разомкнутой магнитной системой относятся реакторы РЭДР-1500, АРС-3 и РСМ-1, основные технические данные которых приведены в табл. 59.

На рис. 304 показана конструкция реактора РЭДР-1500. Магнитопровод реактора представляет собой стержень, шихтованный из стали Э42 толщиной 0,5 *мм*, покрытой лаком № 202. Листы скреплены в сердечнике тремя шпильками с резьбой М12, изолированными бумажно-бакелитовыми трубками и прокладками из картона и гетинакса, установленными под гайками. Этими же шпильками к сердечнику прикреплены две пластины толщиной по

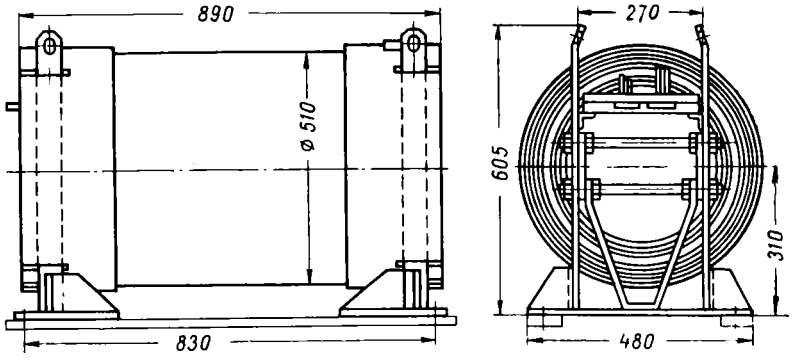


Рис. 304. Сглаживающий реактор РЭДР-1500

10 *мм*, на которых реактор в горизонтальном положении монтируется на четырех стойках. Пластины от стоек и шпилек изолированы гетинаксовыми прокладками и бумажно-бакелитовой трубкой.

Обмотка представляет собой цилиндрическую четырехслойную катушку, намотанную на узкое ребро из двух параллельных проводов ПСД. Обмотка размещена на изоляционном стеклобакелитовом цилиндре и

стеклотекстолитовых клиньях. Между слоями обмотки предусмотрены осевые вентиляционные каналы. С торцов обмотка заканчивается кольцами из стеклобакелитовых цилиндров, скрепленными с крайними витками бандажами из стеклоленты шириной 100 *мм*. Снаружи обмотка скреплена двумя слоями стеклоленты. Заземленные части обмотки испытывают напряжением 9 *кв*, частотой 50 *гц* в течение 1 *мин*.

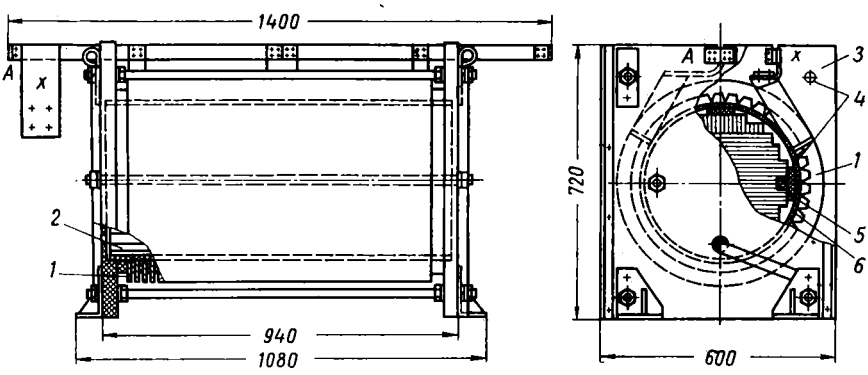


Рис. 305. Сглаживающий реактор РСМ-1:
1 — обмотка; 2 — магнитопровод; 3 — боковина; 4 — шпильки М24; 5 — клин; 6 — цилиндр

Магнитная система реактора РСМ-1 (рис. 305) такая же, как и у реактора РЭДР-1500. Обмотка реактора (рис. 306) выполнена из меди сечением 3 × 50 *мм*², ГОСТ 434—53; она намотана на узкое ребро́ и имеет 68 витков. Между витками проложены электронитовые прокладки шириной 25 *мм*.

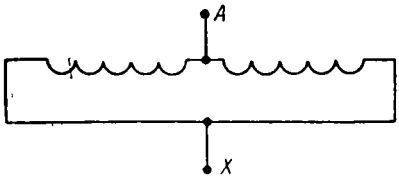


Рис. 306. Схема обмотки сглаживающего реактора РСМ-1

Обмотка состоит из двух частей: одна часть имеет правую, а другая — левую намотку, соединенные параллельно. Обмотка имеет изоляционный цилиндр из стеклопласта, пропитана под давлением лаком ФЛ-98, ТУ ЯН-86-59 и подвергнута сушке. Обмотка и сердечник в осевом направлении стянуты дюралюминиевыми шпильками при помощи боковин из гетинаксовых плит. Изоляцию обмотки относительно заземленных частей испытывают напряжением 15 *кв*, частотой 50 *гц* в течение 1 *мин*. Реактор установлен в камере, через которую пропускают охлаждающий воздух.

Расчет сглаживающих реакторов. При расчете определяют электромагнитные и тепловые нагрузки реактора, обеспечивающие заданные его характеристики при минимальных весе и размерах реактора. Для примера ниже рассмотрены электромагнитный и тепловой расчеты сглаживающего реактора РСМ-1.

В расчете приняты следующие исходные данные: ток часового режима тяговых двигателей $I_2 = 1850$ *а*; ток длительного режима тяговых двигателей $I_{дл} = 1660$ *а*; наибольшее напряжение обмотки реактора относительно земли 2000 *в*; динамическая индуктивность при подмагничивании постоянным током 640 *а* не менее 5 *мгн*; динамическая индуктивность при подмагничивании током часового режима тяговых двигателей 1850 *а* не менее 2,4 *мгн*; амплитуда гармоники тока часто-

той 100 *гц* равна 480 *а*; охлаждение воздушное принудительное; схема реактора приведена на рис. 305.

Так как реактор имеет стальной сердечник, то его расчет проводят методом постепенного приближения.

Основные размеры реактора принимают на основании анализа выполненных подобных конструкций. Затем рассчитывают характеристики индуктивности реактора. Если характеристика индуктивности не соответствует заданию, то производят корректировку размеров и повторяют расчет.

Путем предварительного подбора за исходный реактор принимают реактор с размерами, приведенными на рис. 307, *а* и *б* числом витков обмотки 68, активным сечением стального сердечника $Q_c = 800$ *см*^{2}.

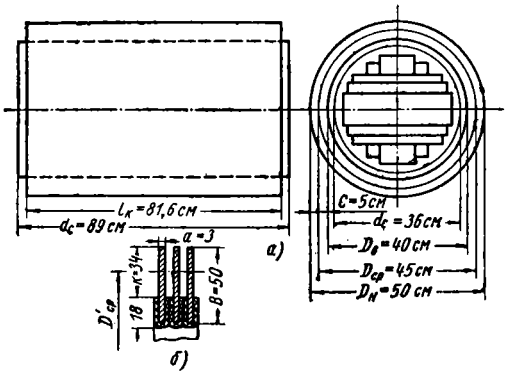


Рис. 307. Расчетные размеры реактора РСМ-1

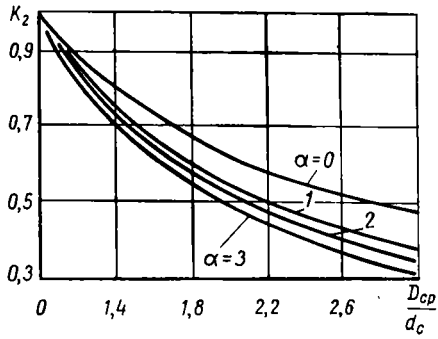


Рис. 308. К определению коэффициента K_2

Индуктивность рассеяния реактора

$$L = \frac{\pi^2 w^2 D_{ср}}{0{,}44} K_1 K_2 K_3 \cdot 10^{-6} \text{ мгн}, \tag{536}$$

где K_1 и K_2 — коэффициенты, учитывающие соответственно влияние длины и диаметра катушки и сердечника на индуктивность;

K_3 — коэффициент, учитывающий влияние толщины намотки катушки на индуктивность.

Коэффициент K_1 находят по формуле

$$K_1 = 1 + 0{,}1\frac{l_к}{d_c} + 0{,}6\frac{l_c - l_к}{d_c}. \tag{537}$$

Обозначения, входящие в эту формулу, даны на рис. 307. После подстановки в формулу (537) числовых значений получим $K_1 \approx 1{,}35$.

Коэффициент K_2 можно определить из рис. 308, где приведены кривые зависимостей $K_2 = K_2\left(\frac{D_{ср}}{d_c}; \alpha\right)$, где $\alpha = \frac{l_c - l_к}{d_c}$.

Для рассматриваемого примера $K_2 = 0{,}88$. Коэффициент, учитывающий влияние толщины намотки катушки на индуктивность, определяется по формуле

$$K_3 = \frac{8{,}55\,(0{,}44 D_{ср} + l_к)}{3D_{ср} + 9l_к + 10c}. \tag{538}$$

Для рассматриваемого примера $K_3 = 0{,}945$, $L = 5{,}25$ *мгн*.

Для расчета динамической индуктивности реактора определяют эквивалентную длину магнитных силовых линий по воздуху:

$$l_э = \frac{\mu_0 w^2 Q_c}{L \cdot 10^{-3}}, \qquad (539)$$

где μ_0 — магнитная проницаемость воздуха; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-9}$ *гн/см*.

В рассматриваемом примере $l_э = 8{,}85$ *см*. Задаваясь значениями индукции в стальном сердечнике, производят расчет необходимой н. с.

Намагничивающая сила

$$\Sigma F = H_c l_c + F_\delta,$$

где H_c — удельная магнитная напряженность для стали Э22;

l_c — длина сердечника в *см*;

F_δ — н. с. эквивалентного воздушного зазора;

$F_\delta = 0{,}8\, l_э\, B_c$.

В данном примере $F_\delta = 0{,}8 \cdot 8{,}85\, B_c$, где B_c — индукция в сердечнике.

Данные расчета для различных значений H_c приведены в табл. 60.

По данным табл. 60 строят кривую *1* (рис. 309).

Динамическая индуктивность реактора при его подмагничивании постоянной составляющей тока может быть определена из выражения

$$L_д = w^2 Q_c \frac{\Delta B}{\Delta \Sigma F} \cdot 10^{-5} \text{ мгс}, \qquad (540)$$

где ΔB и $\Delta\Sigma F$ — изменение индукции и намагничивающей силы по кривой *1* (рис. 309).

При определении динамической индуктивности реактора и подмагничивании часовым током 1850 *а* в выражение (540) необходимо подставить значения $\Delta B = 11\,000$ *гс*, $\Delta\Sigma F = 68 \cdot 1850 = 126\,000$ *а*. В результате $L_д = 3{,}2$ *мгн*. Соответственно при подмагничивании реактора постоянным током 480 *а* (рис. 309) $\Delta B = 4600$ *гц*, $\Delta\Sigma F = 32\,600$ *а* и $L_д = 5{,}2$ *мгн*.

Таблица 60

H_c в *а/см*	B_c в *гс*	$H_c l_c$ в *а*	F_δ в *а*	ΣF в *а*
25	14 800	2 220	104 600	106 820
50	15 900	4 450	112 400	116 850
100	17 300	8 900	122 200	131 100
300	19 500	26 700	138 000	164 700

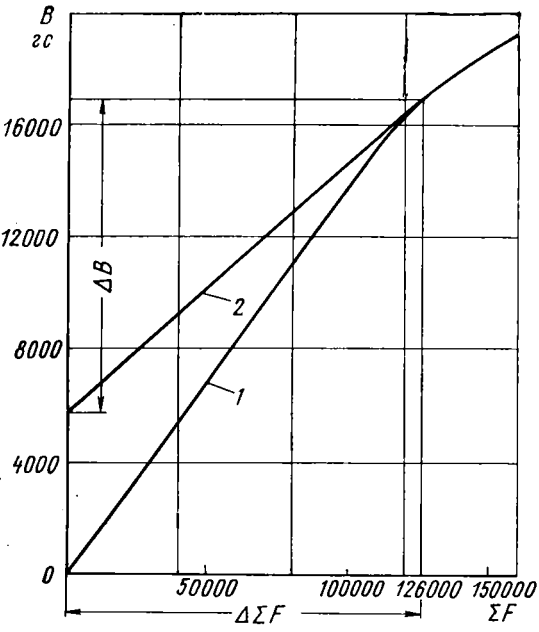


Рис. 309. Характеристики реактора РСМ-1:
1 — статическая; *2* — динамическая

При полном насыщении стали динамическая индуктивность реактора

$$L = \frac{0{,}32 w^2 R_c^2}{6R_c + 9l_к + 10c} \cdot 10^{-3}, \qquad (541)$$

где $R_c = \frac{D_{ср}}{2}$, $l_к$ и c даны на рис. 307.

В данном случае $L = 0{,}815$ *мгн*. По данным расчета строят характеристику (рис. 310). Электрические потери в обмотке реактора при температуре $t = 75°$ С

$$\Delta P_{075} = 2{,}4\delta^2 G_м \cdot 10^{-3}, \tag{542}$$

где

$$\delta = \frac{I_{дл}}{S} \ а/мм^2;$$

$G_м = \pi D_{ср} w s \rho \cdot 10^{-3}$;
S — сечение шин в $мм^2$;
ρ — плотность меди.

При подстановке в приведенные выражения числовых значений при $\rho = 8{,}9$ $г/см^3$, $s = 3{,}0$ $см^2$, $\delta = 5{,}54$ $а/мм^2$ получим $G_м = 256$ *кг* и $\Delta P_{075} = 18{,}9$ *квт*.

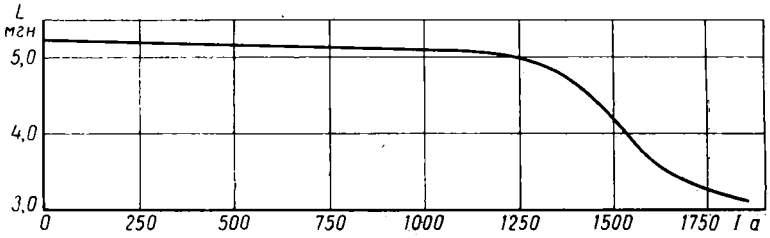


Рис. 310. Характеристика реактора

Электрические потери в обмотке при температуре 130° С, максимально допустимой для изоляции класса *В*,

$$\Delta P_{0130} = \Delta P_{075} \frac{234{,}5 + 130}{234{,}5 + 75}.$$

Полные потери в меди при температуре 130° С с учетом добавочных потерь в обмотке, которые по опытным данным составляют 20% от потерь ΔP_{0130}:

$$\Delta P'_{0130} = 1{,}2 \Delta P_{0130}.$$

По размерам, приведенным на рис. 307, определяют поверхность теплоотдачи:

$$F = \pi D_н w a + 2\pi D'_{ср} w K, \tag{543}$$

где $D'_{ср} = D_н - K$.

Удельная тепловая нагрузка обмотки реактора

$$q = \frac{\Delta P'_{0130}}{F}.$$

В данном случае $\Delta P_{0130} = 22{,}8$ *квт*; $\Delta P'_{0130} = 27{,}3$ *квт*; $F = 14{,}14$ $м^2$; $D'_{ср} = 0{,}466$ *м*; $q = 1930$ $вт/м^2$.

Потери мощности в стали

$$\Delta P_c = 1{,}3 p G_c \left(\frac{f_{100}}{f_{50}}\right)^2 \left(\frac{B_1}{B}\right)^2 \cdot 10^{-3} \ квт, \tag{544}$$

где 1,3 — коэффициент, учитывающий увеличение потерь, связанных с наличием заусенцев и наклепа;

p — удельные потери в стали;
G_c — вес стали магнитопровода;

$$G_c = \gamma_c Q_c l_c \cdot 10^{-3} = 545 \text{ кг}.$$

При часовом токе реактора 1850 *а* (рис. 309) среднее значение индукции в стали равно 16 900 *гс*. Коэффициент пульсации тока в этом режиме $K_{nI} = 0{,}25$ и переменная составляющая индукции $16\,900 \times \times 0{,}25 = 4225$ *гс*.

По ГОСТу 802—58 для стали Э22 при частоте 50 *гц* и индукции 15 000 *гс* удельные потери $p = 5{,}3$ *вт/кг* (при этом $\Delta P_c \approx 1{,}1$ *квт*).

Общие потери мощности

$$\Delta P = \Delta P'_{0130} + \Delta P_c.$$

Удельная тепловая нагрузка

$$q = \frac{\Delta P}{F}.$$

В рассматриваемом примере $\Delta P = 28{,}4$ *квт*, а $q = 2010$ *вт/м*^{2}.

Сопоставляя опытные данные реакторов аналогичной конструкции (табл. 61), можно ожидать, что перегрев обмоток реактора будет находиться в пределах, допустимых для изоляции класса В.

Таблица 61

Параметры	Сглаживающий реактор		
	РСМ-1	АРС-3	АРС-1
Тепловая нагрузка в длительном режиме в *вт/м*^{2}	2010	7870	2040
Опытные температуры перегрева обмотки в °С	70	86	53

§ 68. ПЕРЕХОДНЫЕ РЕАКТОРЫ

Переходные реакторы служат для ограничения тока в контуре секций вторичной обмотки трансформатора при их закорачивании переключателем обмоток в процессе регулирования напряжения на вторичной стороне трансформатора.

На рис. 311 приведена принципиальная схема перехода с одной позиции на другие. Ходовым позициям, на которых возможна длительная работа электровоза, соответствуют схемы, данные на рис. 311, *а* и *д*. На этих схемах переходный реактор D_p соединен по схеме делителя тока, а суммарный ток цепи I распределяется равномерно по полуобмоткам реактора. Н. с. полуобмоток при этом направлены встречно, в результате чего величина результирующего магнитного потока и индуктивное сопротивление переходного реактора минимальны.

Схема, представленная на рис. 311, *в*, соответствует фиксированной пусковой позиции, но допускает лишь кратковременное включение, так как при этом наложение тока намагничивания на ток нагрузки вызывает перегрузку одной из полуобмоток. Схемы (рис. 311, *б* и *г*) соответствуют промежуточной нефиксированной позиции пуска, когда одна из полуобмоток реактора обтекается полным током тяговых двигателей.

При подключении реактора к обмотке трансформатора по схеме, данной на рис. 311, *в*, в его цепи возникает переходный ток, зависящий

от напряжения секции трансформатора ΔI и сопротивления цепи. При применении переходного реактора со стальным сердечником амплитуда суммарного тока на фиксированной пусковой позиции может достигать 18—20 *ка*, что приводит к свариванию контактов переключателя. Возникновение таких бросков тока объясняется насыщением магнитной системы реактора нагрузочным током на нефиксированных позициях пуска. Чтобы переключатель и реактор работали надежно, максимальное значение амплитуды суммарного тока должно быть не более 6000 *а*. На отечественных электровозах для этого применяют переходные реакторы без стальных сердечников, с линейной магнитной характеристикой.

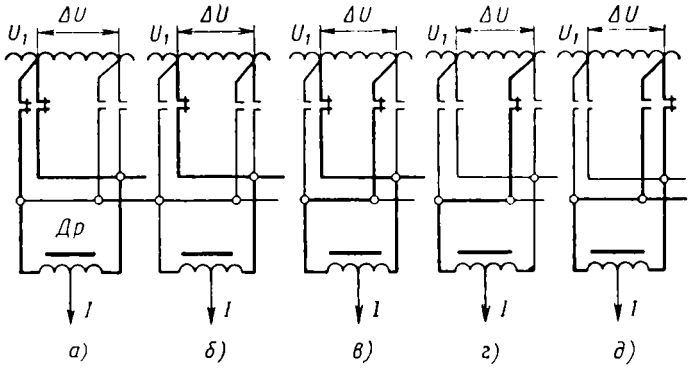


Рис. 311. Принципиальная схема перехода с одной позиции на другие

Конструкция переходных реакторов. На электровозах переменного тока применяют переходные реакторы как со стальными сердечниками, так и без них. Их основные данные приведены в табл. 62. Переходные

Таблица 62

Параметры	Реактор		
	РОС-спец.	ПРА-1М	ПРА-3
Марка электровоза, на котором применяется реактор	ВЛ60	ВЛ60	ВЛ80 с 004
Размеры реактора в *мм*	870×575×907	930×1000×1065	930×980×930
Вес реактора в *кг*	770	580	570
Часовой ток ветви в *а*	890	1080	1350
Индуктивное сопротивление в *ом*	0,3	0,26	0,12
Магнитопровод:			
марка стали (толщина 0,5 *мм*)	Э310	Э22	Э22
вес в *кг*	462	99	99
Обмотка:			
материал	Медный провод ПББО 10,8×2,83 (11,75×3,78)*	Алюминиевая шина А 6×60	Алюминиевая шина А 8×60
количество витков	26	44	32
вес в *кг*	220	394	366

* В скобках дан размер по изоляции.

реакторы без стального сердечника имеют меньший вес; при использовании таких реакторов необходимо принимать особые меры для предотвращения влияния их магнитного поля на соседнее оборудование и элементы конструкции кузова, вызывающего их нагревание.

К переходным реакторам с замкнутой магнитной системой относится реактор РОС-спец. (рис. 312). Его магнитная характеристика и

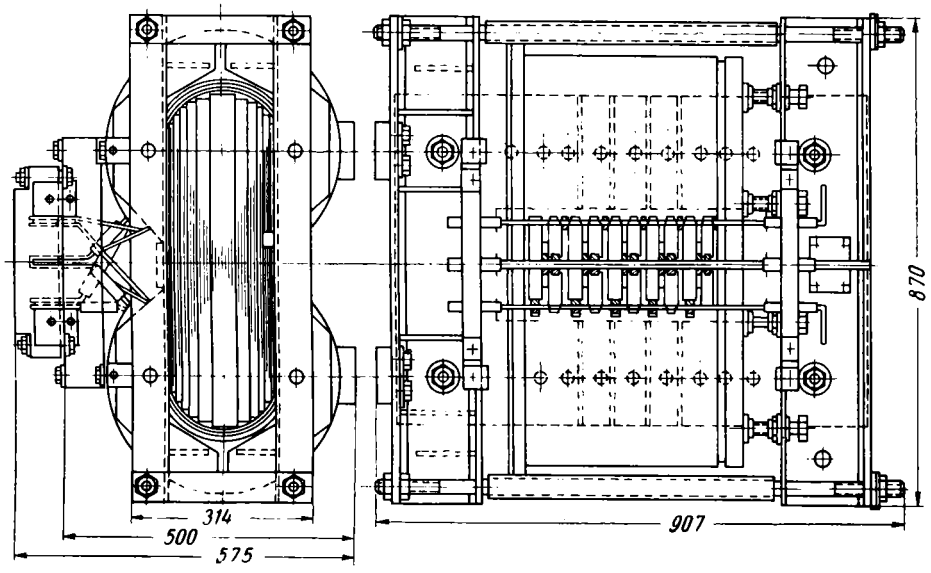


Рис. 312. Переходной реактор РОС-спец.

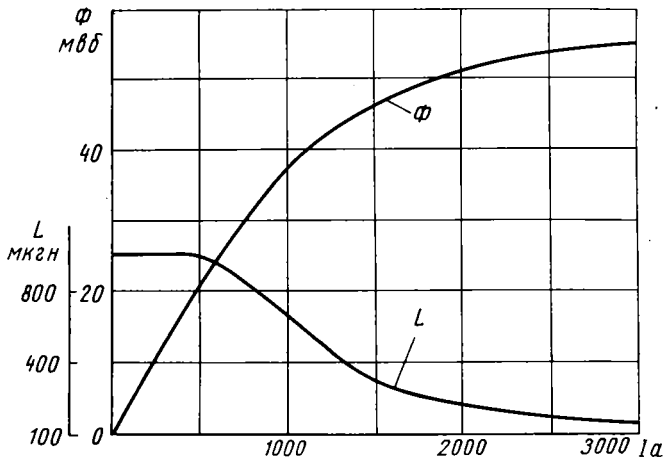


Рис. 313. Характеристика переходного реактора РОС-спец.

характеристика индуктивности приведены на рис. 313. Магнитопровод состоит из двух вертикальных и двух горизонтальных стержней, набранных из листов стали Э310 толщиной 0,5 *мм* и покрытых лаком. Вертикальные стержни имеют ступенчатое поперечное сечение, вписанное в окружность диаметром 210 *мм*. Листы спрессованы в пакеты стягивающими шпильками с резьбой М12 и гайками, изолированными от магнитопровода бумажно-бакелитовыми трубками и прокладками из

электрокартона при давлении на поверхности листа 3 *кГ/см²*. Этими же шпильками на сердечнике сверху и снизу закреплены четыре швеллера, через которые пропущены изолированные шпильки с резьбой М20. Они с помощью гаек стягивают магнитопровод в вертикальном направлении. Вертикальные стержни замкнутого магнитопровода имеют четыре зазора по 4,6 *мм* для обеспечения постоянства индуктивного сопротивления реактора при изменениях нагрузки. Обмотка имеет 20 катушек, намотанных из двух параллельных проводов ПББО, и 19 воздушных каналов размером по 5 *мм*.

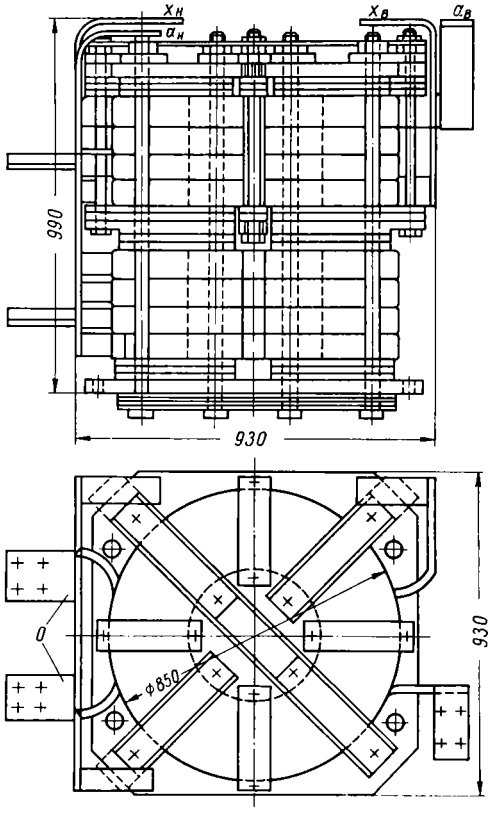


Рис. 314. Переходной реактор ПРА-1М

Параллельные проводники каждой катушки имеют по 6 и 7 витков и катушки соединены между собой так, что на пару катушек приходится две параллельных обмотки, каждая из которых имеет по 13 витков. Катушки намотаны на бумажно-бакелитовом цилиндре и распорках. Обмотка пропитана лаком № 447. Изоляцию токоведущих частей обмотки относительно земли проверяют напряжением 15 *кв* в течение 1 *мин*.

К переходным реакторам без стального сердечника относится реактор ПРА-1М (рис. 314). Он представляет собой комплект из двух самостоятельных реакторов, имеющих каждый по четыре катушки. Реакторы размещены один над другим, что позволяет наиболее выгодно использовать пространство и повысить взаимную индуктивность реакторов. Каждый из реакторов включен в одно из плеч трансформатора.

Каждая катушка реактора намотана плашмя в один слой из двух параллельных алюминиевых шин и имеет 11 витков. Между параллельными шинами предусмотрены зазоры, равные 3 *мм*, а между витками — 7 *мм*. Каждая катушка в радиальном направлении скреплена восемью бандажами из стеклоленты, а в осевом — шпильками из дюралюминия. Катушки реактора соединены между собой последовательно с транспозиционными переходами на внутренних выводах и находятся одна от другой на расстоянии 24 *мм*. Для упрочнения бандажей и предохранения алюминиевых шин от коррозии и загрязнения катушки дважды пропитывают.

Для предохранения стальных деталей, находящихся вблизи реактора, от чрезмерных нагревов предусмотрено экранирование магнитных полей рассеяния шихтованными пакетами, выполняющими роль магнитного шунта. Верхние пакеты (8 шт.) крепят к реактору специальными шпильками, нижние пакеты (16 шт.) — к гетинаксовому основанию толщиной 30 *мм*, на котором закреплены и реакторы. Расстояние от поверхности основания до шины нижней катушки нижнего реактора

равно 68 *мм*, а между смежными катушками обоих реакторов — 116 *мм*. Эти расстояния выдерживают гетинаксовыми прокладками. Расстояния между реакторами, а также между реактором и крышкой трансформатора выбирают по условиям теплоотдачи с поверхностей токоведущих частей и по необходимому расстоянию по изоляции.

Обмотку реакторов испытывают эффективным напряжением 15 *кв*, приложенным между катушками верхнего и нижнего реакторов. Для удобства обслуживания нулевые выводы и выводы $a_н$ и $x_н$ нижнего реактора расположены с одной стороны, а выводы $a_в$ и $x_в$ — с диаметрально противоположной.

Расчет переходного реактора. В качестве примера приведен расчет переходного реактора ПРА-3, устанавливаемого на электровозах ВЛ80.

При расчете приняты следующие исходные данные: схема включения такая же, как и на рис. 315, *а*; напряжение между выводами *а* и *х* при включении реактора на секцию трансформатора $U = 145$ *в* + 10%; эффективное значение длительного тока ветви реактора $I_{дл} = 1270$ *а*; эффективное значение тока часового режима ветви реактора $I_ч = 1400$ *а*; эффективное значение тока в катушках за период пуска в течение 10 *мин* $I_{пуск} = 1900$ *а*; «ударный» ток короткого замыкания 30 *ка*; индуктивное сопротивление реактора (*а* — *х* — *О*) 0,12 *ом*; охлаждение естественное; колебание температуры окружающего воздуха +50÷÷—50° С; предусмотрено конструктивное совмещение двух реакторов; материал проводника — алюминий; напряжение между обмотками реакторов 2500 *в*; напряжение относительно земли 2500 *в*.

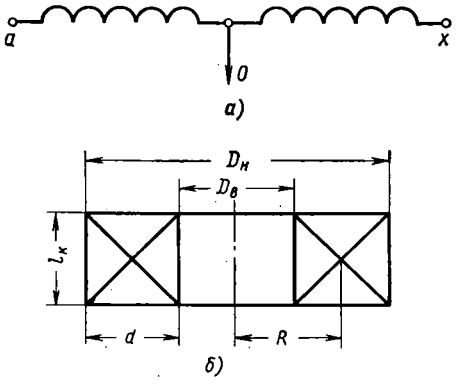


Рис. 315. Схема и размеры катушки реактора ПРА-3

Расчет индуктивности и тока намагничивания. Конструктивно каждый реактор предполагается выполнить из четырех катушек, расположенных одна над другой.

Индуктивность реактора

$$L = \frac{x}{\omega} = \frac{x}{2\pi f} \cdot 10^{-6} \text{ мкгн},$$

где x — индуктивное сопротивление; $x = 0{,}12$ *ом*;

ω — угловая частота; $\omega = 314$.

Индуктивное сопротивление принято из условий допустимых перегревов контактов группового переключателя и катушек реакторов при работе на неходовых позициях.

Допустимую плотность тока δ для алюминиевых реакторов такого типа принимают в пределах 1,2—1,5 *а/мм*². Тогда по допустимому эффективному часовому току одной ветви сечение шин

$$S = \frac{I_ч}{\delta} \text{ мм}^2.$$

Плотность тока

$$\delta = \frac{I_ч}{S} \text{ а/мм}^2.$$

Индуктивность реактора зависит от размеров и конструкции обмотки (рис. 315, *б*); она определяется по формуле

$$L = \frac{0{,}32w^2R^2 \cdot 10^{-6}}{6R + 9l_к + 10d} \text{ гн}, \qquad (545)$$

где w — число витков обмотки реактора;

R — средний радиус обмотки в *см*;

$l_к$ — высота обмотки в *см*;

d — толщина намотки в *см*.

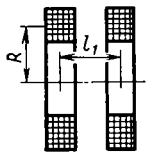
Проведенные исследования показали, что реактор имеет оптимальные параметры при следующих соотношениях размеров:

$$D_{ср} = 3d \text{ и } d = l_к.$$

В рассматриваемом случае

$$L = \frac{0{,}12}{314} \cdot 10^6 = 382 \text{ гн}.$$

Сечение шин S должно быть в пределах 983—1170 *мм*². Принимаем алюминиевую шину сечением 8 × 60 *мм*². При намотке катушки из двух параллельных шин $S = (8 \times 60) \cdot 2 = 960$ *мм*. Плотность тока в данном случае равна 1,46 *а/мм*².



Выбираем вариант исполнения реактора со следующими основными данными: $w = 32$; $l_к = 288$ *мм*; $D_н = 820$ *мм*; $R = 290$ *мм*; $n = 4$; $d = 240$ *мм*; $D_в = 340$ *мм*; $D_{ср} = 580$ *мм*; зазор между шинами 7,5 *мм*. Для этих данных индуктивность, подсчитанная по формуле (545), равна 410 *мкгн*.

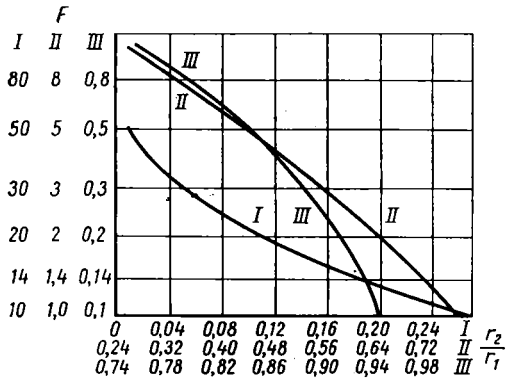


Рис. 316. Взаимное расположение обмоток реактора. График зависимости $F = F\left(\frac{r_2}{r_1}\right)$

При принятом взаимном расположении реакторов и при относительно небольшом расстоянии между ними необходимо учитывать их взаимную индуктивность (рис. 316)

$$M = w_1w_2M_0,$$

где w_1 и w_2 — число витков катушек реакторов;

M_0 — коэффициент взаимоиндукции между средними витками катушек реакторов.

Коэффициент взаимной индукции

$$M_0 = FR \cdot 10^{-3} \text{ мкгн},$$

где F — коэффициент, определяемый из соотношения

$$\frac{r_2}{r_1} = \sqrt{\frac{l_1^2}{4R^2 + l_1^2}}$$

(l_1 = 40,4 *мм* — расстояние между плоскостями витков). В рассматриваемом случае

$$\frac{r_2}{r_1} = 0{,}572.$$

Для полученного соотношения $\frac{r_2}{r_1}$ необходимо использовать кривую *II* (рис. 316), из которой находят коэффициент F ($F = 2{,}66$). Тогда $M_0 = 0{,}077$ *мкгн* и $M = 79$ *мкгн*.

Ток намагничивания зависит от схем включения реакторов, которые могут быть следующими:

1. При работе на четных неходовых позициях реакторов *А* (рис. 317) работает по схеме делителя напряжения, а реактор *Б* —по схеме делителя тока. В этом случае направление токов намагничивания в катушках реакторов противоположное:

$$U_1 = I_1x_1 - I_2x_{12}; \qquad (546)$$

$$U_2 = I_2x_2 - I_1x_{12}. \qquad (547)$$

При этом для реактора *Б* $U_2=0$, а $x_1 = x_2$ и x_{12} и x_{21}. Тогда $I_2x_2 = I_1x_{12}$. Отсюда

$$I_2 = \frac{I_1x_{12}}{x_2}, \qquad (548)$$

где

$$x_1 = x_2 = \omega L \text{ ом};$$

$$x_{12} = x_{21} = \omega M \text{ ом}.$$

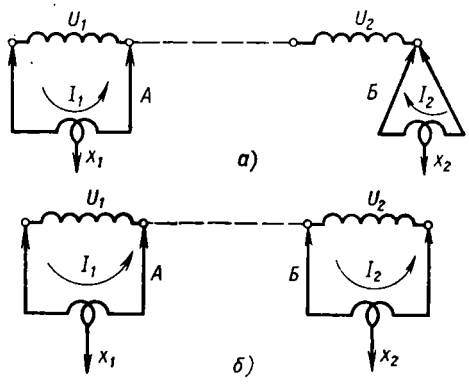


Рис. 317. Схема включения реактора: *а* — на четных неходовых позициях; *б* — на нечетных неходовых позициях

Подставив в выражение (546) значение I_2, из выражения (548) находим

$$U_1 = I_1x_1 - I_1\frac{x_{12}^2}{x_2} = I_1\left(x_1 - \frac{x_{12}^2}{x_2}\right). \qquad (549)$$

Отсюда ток

$$I_1 = \frac{U_1}{x_1 - \frac{x_{12}^2}{x_2}} \text{ а}.$$

Из выражения (548) определяют ток

$$I_2 = I_1\frac{x_{12}}{x_2} \text{ а}.$$

В данном случае $x_1 = x_2 = 314 \cdot 410 \cdot 10^{-6} = 0{,}120$ *ом*; $x_{12} = x_{21} = 314 \cdot 79 \cdot 10^{-6} = 0{,}0248$ *ом*. При этом ток $I_1 = 1170$ *а*, ток $I_2 = 225$ *а*.

Расчет проведен без учета средних шихтованных экранов, которые вызывают некоторое уменьшение токов.

2. При работе на нечетных неходовых позициях оба реактора *А* и *Б* (рис. 317) включены по схеме делителей напряжения. При этом токи в катушках направлены в одну сторону. Тогда

$$U_1 = I_1x_1 + I_2x_{12}; \qquad (550)$$

$$U_2 = I_2x_2 + I_1x_{12}; \qquad (551)$$

$$I_1 = I_2; \; U_1 = U_2,$$

так как схемы включения реакторов *А* и *Б* идентичны. Отсюда

$$I_1 = I_2 = \frac{U}{x_1 + x_2}\ a.$$

В рассматриваемом случае

$$I_1 = I_2 = 945a.$$

Тепловой расчет производят с учетом результатов испытания однотипных реакторов. При этом надо учитывать, что витки катушек, расположенных вверху, нагреваются больше, чем нижележащие витки. По опытным данным коэффициент теплоотдачи α можно принять в пределах $3{,}14 \cdot 10^{-4} - 4{,}2 \cdot 10^{-4}$ *вт/(см²·град)* при максимальных расчетных перегревах до 220° С.

Максимальная температура перегрева реактора ПРА-3 при двухполупериодной схеме включения

$$\tau_{max} = \frac{k_д I_{эф}^2 R_{\tau\,max}}{\alpha F}, \qquad (552)$$

где $\alpha = 3{,}5 \cdot 10^{-4}$ *вт/(см²·град)*;
F — поверхность теплоотдачи в *см²*;
$k_д$ — коэффициент дополнительных потерь;
$R_{\tau\ max}$ — сопротивление обмотки реактора при максимальной температуре перегрева в *ом*;
$I_{эф}$ — эффективное значение тока, для которого определяют температуру максимального перегрева.

Поверхность теплоотдачи

$$F = 0{,}75 l_ш 2p,$$

где 0,75 — коэффициент, учитывающий уменьшение поверхности теплоотдачи вследствие наличия межвитковых прокладок;
p — периметр сечения шины в *см*;
$l_ш$ — длина шины катушки реактора в *см* (см. рис. 315).

Длина шины

$$l_ш = \pi \frac{D_н + D_в}{2}\ w.$$

При подстановке числовых значений получаем $F = 11{,}9 \cdot 10^4$ *см²* при $p = 2(6 + 0{,}8) = 13{,}6$ *см* и $l_ш = 5840$ *см*.

Сопротивление обмотки реактора

$$R_{\tau\,max} = \rho_0 \frac{l_ш}{S_ш} [1 + 0{,}004 (\tau_{max} + t - 20°C)], \qquad (553)$$

где t — температура окружающей среды;
$S_ш$ — площадь поперечного сечения шины.

При $t = 50°$ С сопротивление обмотки реактора

$$R_{\tau\,max} = \rho_0 \frac{l_ш}{S_ш} (1{,}12 + 0{,}004\tau_{max}).$$

По экспериментальным данным коэффициент дополнительных потерь при пульсирующем токе находится в пределах 1,2—1,5. Для расчета можно принять $k_д = 1{,}3$ и, подставив в выражение (552), числовые значения величин получают для длительного режима работы $\tau_{max} = 159°$ С, а для часового режима $\tau'_{max} = 219°$ С. Температура

перегрева реактора τ в зависимости от продолжительности работы t определяется по формуле

$$\tau = \tau'_{max}(1 - e^{-\frac{t}{T}}), \qquad (554)$$

где τ'_{max} — максимальный перегрев реактора при эффективном токе часового режима;

T — постоянная времени нагревания.

Постоянная времени нагревания

$$T = \frac{Gc}{\alpha F} \text{ сек}, \qquad (555)$$

где G — вес алюминиевой обмотки реактора; $G = 152$ *кг*;

c — удельная теплоемкость алюминия; $c = 0{,}91$ *вт·сек/град*.

В рассматриваемом случае $T = 3320$ *сек*. Исходя из выражения (554), можно установить, что при работе в часовом режиме температура перегрева холодного реактора за 1 *ч* повысится до 145° С. Определим максимальный перегрев реактора при мостовой схеме выпрямления, при котором по ветвям реактора протекает переменный ток вместо пульсирующего в системе выпрямления нулевой точкой. По заданию для этого случая расчетное эффективное значение тока при длительном режиме равно 900 *а*, при часовом режиме — 950 *а*. Коэффициент дополнительных потерь $k_д$ для переменного тока по экспериментальным данным можно принять в пределах 1,6—2,0.

Если принять $k_д = 2{,}0$ и все остальные данные такими же, как и при расчете в случае двухполупериодного выпрямления с нулевой точкой, получим для $I_{эф} = 900$ *а* $\tau_{max} = 109°$ С и для $I_{эф} = 950$ *а* $\tau_{max} = 127°$ С.

При мостовом выпрямлении температура перегрева переходного реактора ПРА-3 ниже, чем при двухполупериодной схеме выпрямления.

§ 69. АНОДНЫЕ ДЕЛИТЕЛИ

Анодные делители применяют для обеспечения устойчивого зажигания игнитронов и равномерного распределения нагрузки между игнитронами, работающими параллельно.

Принцип действия анодного делителя можно уяснить при рассмотрении схемы, приведенной на рис. 318. При параллельном включении двух вентилей без анодного делителя после возникновения дуги в одном из них напряжение на аноде другого снизится, так как напряжение зажигания несколько выше падения напряжения в дуге. Поэтому второй вентиль может не зажечься. При подаче напряжения на аноды вентилей *А* и *Б*, включенных параллельно, через катушки *1* и *4*, помещенные на общем сердечнике, зажигание вентиля *2* вызовет протекание тока в катушке *1*, который наведет магнитный поток Ф в сердечнике *5*. При этом в катушке *4* возникает э. д. с., направленная согласно с напряжением, подведенным к вентилю *3*. В результате этого напряжение между катодом и анодом вентиля *3* возрастет, и возникнет дуга. В дальнейшем, после зажигания вентиля *3*, индуктивная связь катушек анодного делителя препятствует неравномерному изменению тока в цепях обоих вентилей, включенных параллельно. Изменение тока в одной ветви относительно другой вызывает появление магнитного потока, который наводит в обеих катушках делителя э. д. с., противодействующие увеличению неравенства токов в ветвях.

Катушки анодного делителя имеют одинаковое число витков, создают взаимно встречные н. с., но из-за наличия потоков рассеяния обладают индуктивным сопротивлением. Для уменьшения потоков рассеяния, а следовательно, и индуктивного сопротивления анодного делителя, его полуобмотки размещают на обоих сердечниках и соединяют между собой перекрестно-последовательно или параллельно.

При распределении тока между тремя вентилями анодный делитель должен иметь три стержня (рис. 319). При возникновении тока в цепи какого-либо вентиля возбуждается магнитный поток, который замыкается через остальные стержни, что вызывает повышение напряжения на остальных двух вентилях. После зажигания второго вентиля магнитный поток в его стержне меняет направление и дополнительно увеличивает напряжение на аноде третьего вентиля.

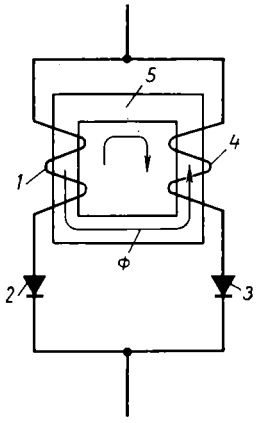


Рис. 318. Схема двухстержневого анодного делителя

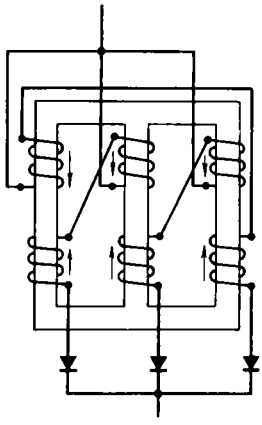


Рис. 319. Схема трехстержневого анодного делителя

На электровозах переменного тока применяются одновитковые и многовитковые анодные делители. Одно- и двухвитковые анодные делители все больше вытесняют многовитковые анодные делители, так как потери в них значительно меньше. В табл. 63 приведены основные технические данные применяемых анодных делителей.

На рис. 320 показан многовитковый анодный делитель ТС-10/6. Делитель состоит из шихтованного магнитопровода и шести катушек. Магнитопровод выполнен из листов электротехнической стали Э310 толщиной 0,5 *мм* и покрыт лаком № 202. Он имеет три вертикальных

Таблица 63

Наименование	Анодный делитель		
	ТС-10/6	АД-3	АД-4
Марка электровоза, на котором устанавливается делитель	ВЛ60	ВЛ80	ВЛ60
Вес двигателя в *кг*	125	64	178
Размеры делителя в *мм*	640×296×448	765×293×162	770×426×325
Ток ветви в *а*	283	620	750
Магнитопровод:			
марка стали	Э330	Э13	Э310
толщина в *мм*	0,5	0,5	0,5
вес в *кг*	51,6	43	126
Обмотка:			
материал	Медный провод	Медная шина	Медная шина
сечение в *мм*	7×22	6×50	6×50
количество витков	10	1	2
вес в *кг*	40	10,7	33,7

Примечание. Все делители имеют естественное воздушное охлаждение.

стержня для размещения катушек и два горизонтальных стержня, соединяющих вертикальные. Стяжные болты и шпильки магнитопровода изолированы бумажно-бакелитовыми втулками.

Схема соединения катушек приведена на рис. 319. Катушка имеет пять витков, намотанных на ребро из двух параллельных проводников шинной меди МГМ. Катушка намотана на бумажно-бакелитовом цилиндре и пяти специальных распорках. Между витками размещены прокладки толщиной 2 *мм*. На сердечниках магнитопровода катушки укреплены четырьмя буковыми клиньями. Выводные шины припаяны к катушке медно-фосфористым припоем. Изоляцию токоведущих частей анодного делителя относительно земли испытывают переменным током напряжением 15 *кв* и частотой 50 *гц* в течение 1 *мин*.

Одновитковый анодный делитель АД-3 (рис. 321, *а*) состоит из двухстержневого шихтованного магнитопровода и обмотки в виде одного витка.

Схема соединения катушек приведена на рис. 321, *б*.

Магнитопровод набран из пластин электротехнической стали Э21 толщиной 0,5 *мм*, покрытых лаком № 202. Он представляет собой два горизонтальных стержня, раздвинутых для размещения витков обмотки. В осевом направлении анодный делитель стянут стальными шпильками через гетинаксовые боковины, расположенные по его торцам.

Каждая шина витка обмотки изолирована десятью слоями лакоткани ЛСК-7 толщиной 0,15 *мм* и одним слоем вполуперекрышу стеклоленты 0,2 × 25 *мм*. Делитель пропитан лаком БТ-99. Изоляцию токоведущих частей делителя испытывают эффективным напряжением 15 *кв*, 50 *гц*, а изоляцию между шинами эффективным напряжением 2*кв*, 50 *гц*. Время испытания 1 *мин*.

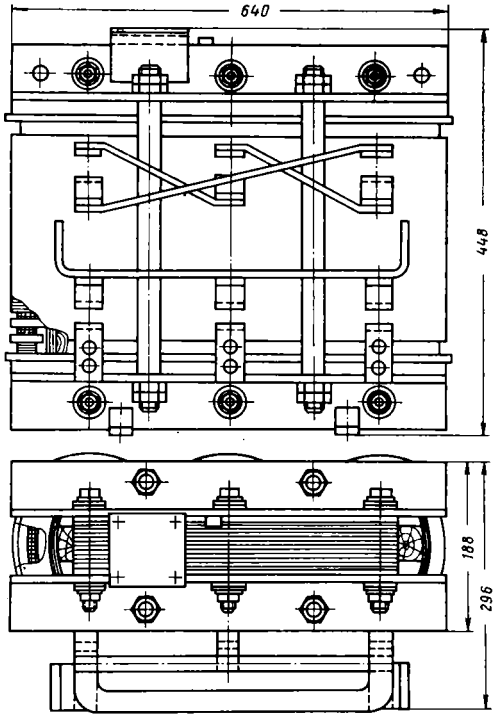


Рис. 320. Многовитковый анодный делитель ТС-10/6:

В качестве примера ниже приведен электромагнитный расчет одновиткового анодного делителя АД-3, применяемого на электровозе ВЛ80. Для расчета должны быть заданы: схема включения вентилей, их средний ток, потенциал зажигания вентиля, минимальное падение напряжения в дуге вентиля и соответствующее значение нагрузочного тока.

Эффективный ток одной ветви анодного делителя $I_{эф}$ равен среднему значению суммарного выпрямленного $I_{ср\,в}$ тока в цепи тягового двигателя, деленному на число ветвей n и $\sqrt{2}$:

$$I_{эф} = \frac{I_{ср\,в}}{n\sqrt{2}}.$$

По опытным данным при естественном воздушном охлаждении плотность тока в шинах токоподвода должна быть в пределах 2,3—3 *а/мм*². Принимаем плотность тока 2,3 *а/мм*². Тогда сечение шин

$$S = \frac{I_{эф}}{\delta}.$$

Примем сечение токопроводящей шины 6×50 *мм*.

В данном случае $I_{эф} = 670$ *а*, $S = 292$ *мм*². Размеры *а* и *b* окна в магнитопроводе устанавливают по условиям размещения в нем двух

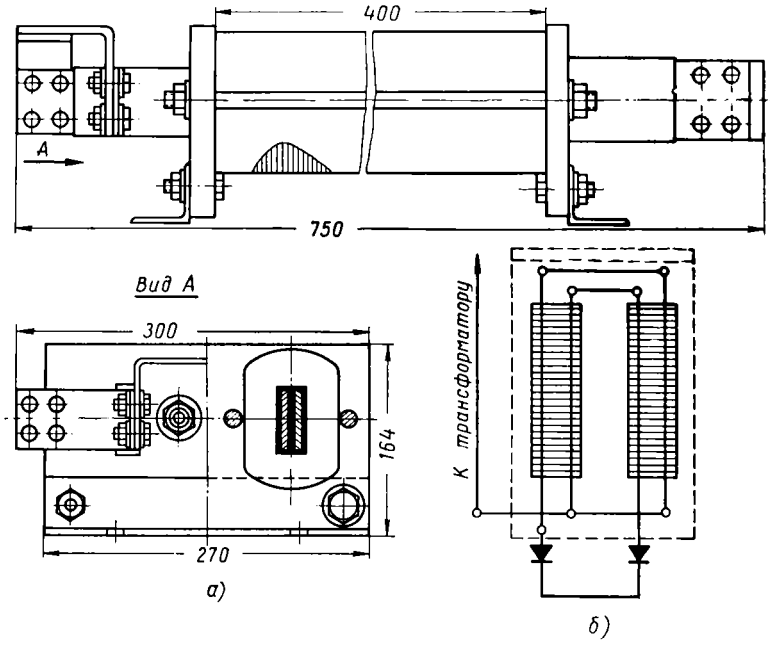


Рис. 321. Одновитковый анодный делитель АД-3 и его схема

изолированных шин. Размер окна выбирают равным 23 × 56 *мм*. Ширину стороны шины *с* принимают не менее 25—29 *мм*. Выбирают $c = 28{,}5$ *мм*. Длина средней магнитной силовой линии

$$l_{ср} = 2(a + b) + \pi c.$$

В рассматриваемом случае $l_{ср} = 248$ *мм*.

При зажигании одного вентиля в ветви другого, параллельного вентиля возникает э. д. с., равная $U_з - U_a$ ($U_з$ — потенциал зажигания вентиля в *в*; U_a — минимальное падение напряжения в дуге вентиля в *в*).

Э. д. с. в проводнике

$$e = 222BS \cdot 10^{-8}.$$

Магнитная индукция определяется по кривой намагничивания при напряженности магнитного поля

$$H = \frac{2I_{ср}}{3l_{ср}} \text{ а/см},$$

где $I_{ср}$ — средний ток вентиля.

Для игнитрона ИВС-500 $I_{ср} = 500$ *а* и $U_з - U_a \approx 8$ *в*.

Активное сечение магнитопровода

$$S = \frac{U_з - U_a}{222B \cdot 10^{-8}}.$$

Высота одного пакета магнитопровода

$$h = \frac{S}{2c \cdot 0{,}93},$$

где 0,93 — коэффициент заполнения сечения магнитопровода.

По ГОСТу 802—58 для стали Э310 при $H = 14$ *а/см* $B = 16\,500$ *гс*.

В рассматриваемом случае

$$S = \frac{8 \cdot 10^8}{222 \cdot 16\,500} = 218 \text{ см}^2;$$

$$h = \frac{218}{2 \cdot 28{,}5 \cdot 0{,}93} = 40 \text{ см}.$$

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев А. Е. Тяговые электродвигатели. М., Трансжелдориздат, 1957.

2. Адаменко А. И. Однофазные конденсаторные двигатели. Киев, Изд-во АН УССР, 1960.

3. Беляев Н. М. Сопротивление материалов. Учебник для вузов. Изд. 13-е, М., Физматгиз, 1962.

4. Бенедикт О. В. Номографический метод расчета сложных сильно насыщенных магнитных цепей электрических машин. М., Госэнергоиздат, 1963.

5. Богаенко И. Н. О некоторых экспериментальных данных, необходимых для разработки методов расчета температурных полей электрических машин постоянного тока с применением электронных вычислительных машин. «Известия вузов. Электротехника», 1964, № 2.

6. Богаенко И. Н. и Новогренко Н. М. Исследование теплоотдачи тягового двигателя. В сб. Электровозостроение», Т. 5. Новочеркасск, 1965.

7. Богаенко И. Н., Мусатов И. Х. и Попов В. Б. Экспериментальное исследование температурного поля тягового двигателя. В сб. «Электровозостроение». Т. 4. Новочеркасск, 1964.

8. Брон О. Б. Электрическая дуга в аппаратах управления. М., Госэнергоиздат, 1954.

9. Вайнберг Д. В. и Вайнберг Е. Д. Пластины, диски, балки-стенки, Госстройиздат, 1959.

10. Вегнер О. Г. Теория и практика коммутации машин постоянного тока. М., Госэнергоиздат, 1961.

11. Виноградов Н. В. Производство электрических машин. Учебное пособие. М., Госэнергоиздат, 1961.

12. Вольдек А. И. Электрические машины. М.—Л., «Энергия», 1966.

13. Гурин Я. С. и др. Проектирование машин постоянного тока. Под общей ред. Г. Н. Петрова. М., Госэнергоиздат, 1961.

14. Данилевич Я. Б. и др. Добавочные потери в электрических машинах. М.—Л., Госэнергоиздат, 1963.

15. Данько В. Г. Исследование нагрева якоря крупной машины постоянного тока на ЭВМ «Урал-2». «Известия вузов. Электромеханика», 1963, № 11.

16. Данько В. Г. К теплому расчету главного полюса машины постоянного тока. В сб. «Самолетостроение и техника воздушного флота». Вып. 2. Изд. Харьковского государственного университета. Харьков, 1965.

17. Данько В. Г., Богаенко И. Н. и Бочаров В. И. К теплому расчету тягового двигателя постоянного тока. В сб. «Электровозостроение». Т. 7. Новочеркасск, 1966.

18. Дембо А. Р. и др. Параметры современных тяговых двигателей электровозов и автономных локомотивов. М., изд.-во АН СССР, 1964.

19. Детали машин. Сборник материалов по расчету и конструированию в двух книгах. Под ред. Н. С. Ачеркана. М., Машгиз., 1953.

20. Дружинин В. В. Магнитные свойства электротехнической стали. М., Госэнергоиздат, 1962.

21. Дубов В. В. Тепловой расчет якоря тягового двигателя постоянного тока в длительном режиме. «Вестник электропромышленности», 1962, № 4.

22. Дубов В. В. Тепловой расчет компенсационной обмотки тягового двигателя постоянного тока в длительном режиме. «Электромеханика», 1966, № 8.

23. Дунаевский С. Я. и др. Моделирование элементов электромеханических систем. М.—Л., «Энергия», 1966.

24. Захарченко Д. Д. и др. Подвижной состав электрических железных дорог. Т. II. Тяговые электрические машины. Изд. 2-е. М., Трансжелдориздат, 1959.

25. Иоффе А. Б. Тяговые электрические машины (Теория, конструкция, проектирование). Изд. 2-е. М., Госэнергоиздат, 1965.

26. Исаев И. П. Допуски на характеристики электрических локомотивов. М., Трансжелдориздат, 1958.

27. Каганович Е. А. Испытание трансформаторов малой и средней мощности. Вып. 2. М., Госэнергоиздат, 1959.
28. Карасев М. Ф. Коммутация коллекторных машин постоянного тока. М., Госэнергоиздат, 1961.
29. Карташев В. И. и др. Изоляция машин электроподвижного состава постоянного тока и ее испытания. М., Трансжелдориздат, 1956 (Труды ВНИИЖТ. Вып. 128).
30. Кац А. М. Теория упругости. М., ГИТТЛ, 1956.
31. Козырев Н. А. Изоляция электрических машин и методы ее испытания. М., Госэнергоиздат, 1962.
32. Консон А. С. Экономическое обоснование проектов электрических машин, аппаратов, приборов. Учебное пособие. Л., Госэнергоиздат, 1963.
33. Костенко М. П. и др. Электрические машины. Ч. I, учебник. М., Госэнергоиздат, 1957.
34. Красовский Б. Н. Вопросы прочности электрических машин. М., Изд-во АН СССР, 1951.
35. Курочка А. Л. и др. Испытания тяговых машин и аппаратов электрических локомотивов и тепловозов. М., Трансжелдориздат, 1959.
36. Ламмеранер И. и др. Вихревые токи. Пер. с чеш. М.—Л., «Энергия», 1967.
37. Лившиц Б. Г. Физические свойства металлов и сплавов. М., Машгиз, 1956.
38. Лившиц П. С. Щетки для электрических машин. Технология, испытания, характеристики, конструирование, эксплуатация. М., Госэнергоиздат, 1961.
39. Минов Д. К. Механическая часть электрического подвижного состава (Устройство, теория, проектирование). М., Госэнергоиздат, 1959.
40. Минов Д. К. Повышение тяговых свойств электровозов и тепловозов с электрической передачей. М., «Транспорт», 1965.
41. Михеев М. А. Основы теплопередачи. М.—Л., Госэнергоиздат, 1956.
42. Москвитин А. И. Непосредственное охлаждение электрических машин. М., Изд-во АН СССР, 1962.
43. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М., Госэнергоиздат, 1949.
44. Нейман Л. Р. и др. Теоретические основы электротехники. В двух томах. М.—Л., «Энергия», 1966.
45. Подшипники качения. Справочное пособие. Под ред. Н. А. Спицина и А. И. Спришевского. М., Машгиз, 1961.
46. Подшипники качения. Каталог-справочник. Под ред. Н. В. Горина. М., ЦИНТИАМ, 1964.
47. Постников И. М. Проектирование электрических машин. Изд. 2-е. Киев. ГИТТЛ УССР, 1960.
48. Рюденберг Р. Переходные процессы в электроэнергетических системах. Пер. с англ. Под ред. В. Ю. Ломоносова., ИЛ, 1955.
49. Решетов Д. Н. Детали машин. Изд. 2-е. М., Машгиз, 1963.
50. Сапожников А. В. Конструирование трансформаторов. М., Госэнергоиздат, 1959.
51. Смирягин А. П. Промышленные цветные металлы и сплавы. М., Металлургиздат, 1949.
52. Советские магистральные электровозы. М., Трансжелдориздат, 1941.
53. Тихменев Б. Н. Электровозы переменного тока со статическими преобразователями. М., Трансжелдориздат, 1958.
54. Тимошенко С. П. Сопротивление материалов. В двух томах. Изд. 2-е. Пер. с англ. М., «Наука», 1965.
55. Тихомиров П. М. Расчет трансформаторов. М., Госэнергоиздат, 1962.
56. Толвинский В. А. Электрические машины постоянного тока. М., Госэнергоиздат, 1956.
57. Филиппов И. Ф. Вопросы охлаждения электрических машин. Под ред. Н. П. Иванова. М.—Л., «Энергия», 1964.
58. Фиш А. Я. и др. Коллекторы электрических машин на пластмассе. М., Госэнергоиздат, 1963.
59. Хвостов В. С. Теория тягового двигателя электровозов. М., Трансжелдориздат, 1962. (Труды МИИТ. Вып. 156).
60. Шацилло А. А. Тяговый привод электроподвижного состава. М., Трансжелдориздат, 1961.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Глава I. **Требования к тяговым двигателям и условия их работы на электровозах** 3

§ 1. Условия работы тяговых двигателей и предъявляемые к ним требования (инж. *И. Л. Шапиро*) 3
§ 2. Условия размещения тягового двигателя на электровозе и влияние типа подвешивания двигателя на его конструкцию (инж. *И. А. Шапиро*) . 5
§ 3. Особенности работы тяговых двигателей на электровозах с выпрямителями (инж. *В. И. Бочаров*) 12
§ 4. Электромеханические характеристики двигателей (инж. *И. Л. Шапиро*) 16

Глава II. **Основные параметры тяговых двигателей** (инж. *И. Л. Шапиро*) 21

§ 5. Основные конструктивные параметры 21
§ 6. Зависимость основных параметров тягового двигателя от напряжения на коллекторе 23
§ 7. Влияние основных параметров тяговых двигателей на технико-экономические показатели 25

Глава III. **Коммутация в тяговых двигателях** (канд. техн. наук *П. А. Золотарев*) 27

§ 8. Основы теории коммутации 27
§ 9. Определение реактивной э. д. с. 29
§ 10. Выбор параметров дополнительного полюса и расчет его магнитной характеристики 34
§ 11. Электромагнитные процессы при пульсирующем токе 36
§ 12. Особенности коммутации при пульсирующем токе 45
§ 13. Механические условия работы щеток и выбор их размеров . . 53
§ 14. Расчет магнитного поля в воздушном зазоре 56
§ 15. Расчет потенциальных условий на коллекторе 62
§ 16. Особенности коммутации при переходных режимах 65
§ 17. Потенциальные условия на коллекторе и круговой огонь . . . 68

Глава IV. **Проектирование тяговых двигателей** (канд. техн. наук *П. А. Золотарев*) 72

§ 18. Порядок проектирования тяговых двигателей 72
§ 19. Определение основных параметров тяговых двигателей 74
§ 20. Выбор основных параметров зубцового слоя якоря 83
§ 21. Расчет магнитной цепи 87
§ 22. Расчет характеристик двигателя 90

Глава V. **Нагревание и охлаждение тяговых двигателей** (инж. *В. И. Бочаров*) 94

§ 23. Потери в тяговом двигателе 94
§ 24. Вентиляция тяговых двигателей 99
§ 25. Нагревание тяговых двигателей и их тепловой расчет . . 103
§ 26. Определение температурного поля тягового двигателя . . 113

Глава VI. **Расчет на прочность тяговых двигателей** (инж. *Ю. В. Куприанов*) 122

§ 27. Динамические нагрузки и механические условия работы тяговых двигателей 122
§ 28. Механические расчеты вала и втулки якоря 123
§ 29. Механический расчет коллектора 128
§ 30. Расчет крепления обмотки якоря 135

§ 31. Расчет подшипниковых узлов и элементов подвешивания тяговых двигателей 139
§ 32. Расчет крепления полюсов статора и пружин щеткодержателей . . 143

Глава VII. **Конструкция тяговых двигателей** 149

§ 33. Тяговые двигатели электровозов постоянного тока (инж. *Ю. В. Куприанов*) 149
§ 34. Тяговые двигатели пульсирующего тока (инж. *В. И. Бочаров*) . . 158

Глава VIII. **Вспомогательные машины постоянного тока** (инж. *В. П. Янов*) 204

§ 35. Назначение и условия работы вспомогательных машин . . 204
§ 36. Конструкция вспомогательных машин постоянного тока . 207

Глава IX. **Вспомогательные машины переменного тока** 225

§ 37. Системы вспомогательных машин переменного тока (инж. *М. А. Козорезов*) 225
§ 38. Условия работы вспомогательных машин (инж. *М. А. Козорезов*) . . 229
§ 39. Особенности расчета трехфазных асинхронных вспомогательных двигателей (инж. *М. А. Козорезов*) 231
§ 40. Особенности расчета асинхронного расщепителя фаз (инж. *М. А. Козорезов*) 233
§ 41. Конструкция асинхронных электродвигателей и расщепителей фаз (инж. *В. И. Бочаров*) 241

Глава X. **Особенности изготовления тяговых электрических машин постоянного и пульсирующего тока** 260

§ 42. Особенности изготовления якорных обмоток тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 260
§ 43. Особенности изготовления полюсных катушек тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 265
§ 44. Особенности изготовления коллекторов тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 270
§ 45. Особенности изготовления якорей тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 275
§ 46. Стеклопластовая изоляция обмоток тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 282
§ 47. Особенности изготовления узла траверсы и щеткодержателей тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 284
§ 48. Особенности изготовления механических деталей тяговых двигателей (инж. *В. И. Бочаров*) 287
§ 49. Сборка тяговых двигателей и требования, предъявляемые к ее точности (инж. *В. И. Бочаров*) 288
§ 50. Особенности изготовления вспомогательных электрических машин (инж. *В. П. Янов*) 291

Глава XI. **Испытания тяговых двигателей** 297

§ 51. Методы нагрузки и схемы испытаний тяговых двигателей (канд. техн. наук *А. Л. Лозановский*) 297
§ 52. Методы и результаты тепловых испытаний тяговых двигателей (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 306
§ 53. Методы снятия рабочих характеристик тяговых двигателей (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 312
§ 54. Исследование и настройка коммутации, определение зон наилучшей коммутации (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 322
§ 55. Методы исследования коммутации тяговых двигателей в нестационарных режимах (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 327
§ 56. Исследование магнитных полей тяговых двигателей (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 331
§ 57. Вентиляционные испытания тяговых двигателей (канд. техн. наук *А. Л. Лозановский*) 343
§ 58. Проверка диэлектрических свойств тяговых электрических машин и их узлов (канд. техн. наук *А. Л. Курочка*) 351
§ 59. Методы испытаний вспомогательных машин постоянного тока (инж. *В. П. Янов*) 358
§ 60. Испытание вспомогательных машин переменного тока (инж. *В. И. Бочаров*) 362

Глава XII. **Тяговые трансформаторы** 373

§ 61. Общие технические требования к трансформаторам (инж. *М. А. Козорезов*) 373
§ 62. Способы регулирования напряжения и типы трансформаторов (инж. *М. А. Козорезов*) 374
§ 63. Электромагнитный расчет трансформаторов (инж. *М. А. Козорезов*) . 377
§ 64. Тепловой расчет трансформатора (инж. *М. А. Козорезов*) 391
§ 65. Механический расчет узлов бака трансформатора (инж. *В. И. Бочаров*) 395
§ 66. Конструкция узлов некоторых тяговых трансформаторов (инж. *В. И. Бочаров*) 407

Глава XIII. **Реакторное оборудование** (инж. *И. Л. Шапиро*) 420

§ 67. Сглаживающие реакторы . . 420
§ 68. Переходные реакторы . . . 427
§ 69. Анодные делители 435

Литература . 440

Василий Иванович Бочаров, Петр Алексеевич Золотарев, Михаил Александрович Козорезов, Юрий Владимирович Куприанов, Александр Леонтьевич Курочка, Александр Леонидович Лозановский, Илья Лазаревич Шапиро, Виктор Петрович Янов.

МАГИСТРАЛЬНЫЕ ЭЛЕКТРОВОЗЫ

Редактор *И. А. Васильева* Технический редактор *Н. Ф. Демкина*
Корректор *А. Е. Мишина*

Сдано в производство 20/X 1967 г. Подписано к печати 15/V 1968 г.
Т-06957 Тираж 3500 экз. Печ. л. 38,85 Бум. л. 13,88 Уч.-изд. л. 37
Формат 70 × 108 1/16 Цена 2 р. 52 к. Зак. 1278

Издательство «МАШИНОСТРОЕНИЕ», Москва, Б-66, 1-й Басманный пер., 3

Экспериментальная типография ВНИИПП
Комитета по печати при Совете Министров СССР
Москва К-51, Цветной бульвар, 30

ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть
13	Формула (8)	$U = U_н \left[1 + (I - I_н)\frac{dU}{dI}\right] = U_н [1 + (I - I_н) z_{пр}]$	$U = U_н \left(1 + \frac{I - I_н}{U_н}\frac{dU}{dI}\right) = U_н \left(1 + \frac{I - I_н}{U_н} z_{пр}\right)$
49	Формула (77)	K_{nIn}	K_{nI}
49	Формула (80)	K_{nIn}	K_{nI}
49	Формула (82)	K_{nIn}	K_{nI}
50	Формула (84)	$K' K_{\partial\partial n} \cos^2 \varphi_{\partial n} \ldots K' K_{\partial\partial n} \cos \varphi_{\partial n}$	$K'' K_{\partial\partial n} \cos^2 \varphi_{\partial n} \ldots K'' K_{\partial\partial n} \cos \varphi_{\partial n}$
59	3-я сверху	e	p
62	3-я снизу	$e_{cp} k'$	k'
78	Формула (116)	k_v	k_u
78	19-я снизу	коэффициент k_v	коэффициент k_u
93	2-я снизу	$\eta\eta$	$\eta\eta_s$
133	Формула (276)	2	r
135	Формула (279)	D^2	$D_я^2$
140	1-я сверху	10 000	20 000

Бочаров В. И. и др. Зак. 1278.

2р. 52к.

Издательство
«МАШИНОСТРОЕНИЕ»