

Ep. 6.7
197

TALLINNA POLÜTEHNILISE
INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 197

**Исследование и
проектирование
индукционных насосов для
транспорта жидких металлов**

СБОРНИК ТРУДОВ

I

Под общей редакцией доктора технических
наук профессора А. И. Вольдек

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED
ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 197

1962

ИССЛЕДОВАНИЕ
И ПРОЕКТИРОВАНИЕ
ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ
ДЛЯ
ТРАНСПОРТА ЖИДКИХ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК ТРУДОВ

I

Под общей редакцией доктора технических наук
профессора А. И. Вольдек

ТАЛЛИН 1962

Ep. 4715



А. И. Вольдек

СОСТОЯНИЕ И ЗАДАЧИ ПО РАЗРАБОТКЕ ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ

1. Вводные замечания

Для транспорта жидких металлов могут быть в принципе применены как кондукционные, так и индукционные насосы. Однако, кондукционные насосы требуют специальных источников питания на большие токи, подведения к жидкому металлу тока через специальные, весьма трудно выполнимые электроды, и имеют при питании переменным током весьма низкие коэффициенты полезного действия. Поэтому для металлургической промышленности и литьевого дела наибольший практический интерес представляют индукционные насосы, лишенные указанных недостатков. Для жидких металлов с высокой электропроводностью (например натрий, магний и т. д.) и при большой производительности (сотни и тысячи кубических метров металла в час) к. п. д. индукционных насосов может достигать 30..40%. Впрочем величина к. п. д. во многих случаях не имеет существенного значения.

В принципе для транспорта жидких металлов можно применять также открытые желоба, снабженные снизу по всей своей длине индукторами, создающими бегущее магнитное поле. Применение таких устройств было предложено инж. Л. А. Верте в 1957 г. На заводе им. Лихачева в г. Москве были выполнены опыты по транспортировке жидкого чугуна с помощью подобного желоба, давшие положительные результаты. Однако в настоящее время нет достаточных данных для всесторонней оценки свойств таких желобов и определения перспектив их применения. Поэтому электромагнитные желобы требуют самостоятельного исследования и не рассматриваются в настоящей статье.

Необходимо отметить, что ряд вопросов теории индукционных насосов непосредственно смыкается с вопросами теории магнитогидродинамических генераторов переменного тока и некоторых других специальных типов электрических машин. Поэтому исследования в области индукционных насосов представляют также интерес для других областей.

2. Задачи теории индукционных насосов

Из различных разновидностей индукционных насосов [1, 2, 3] наибольший практический интерес с точки зрения транспорта жидкого металлов в настоящее время представляют прежде всего плоский линейный индукционный насос, а также цилиндрический линейный индукционный насос. Последний тип насоса более совершенен по своим электромагнитным показателям, но сложнее по конструкции. Поэтому главный интерес представляют плоские насосы. Ниже рассматриваются именно эти два типа насосов.

Хотя индукционные насосы по принципу действия аналогичны асинхронным двигателям, при их разработке возникает целый ряд совершенно новых теоретических и конструктивных вопросов. Это обусловлено тем, что индукционные насосы имеют по сравнению с асинхронными двигателями следующие существенные особенности.

1. Разомкнутость магнитной цепи (в линейных насосах).
2. Вторичная цепь образована жидким металлом и не представляет собой твердого тела.
3. Большой немагнитный зазор между ферромагнитными пакетами индукторов, образованный жидким металлом и термоизоляцией, которую необходимо применять в большинстве случаев, связанных с применением насосов в металлургии и в литейном производстве.

Указанные особенности влекут за собой множество своеобразных последствий (различные краевые эффекты, большие электромагнитные нагрузки в обмотках, необходимость их форсированного охлаждения, повышенные требования к электроизоляционным материалам и т. д.). В результате, несмотря на аналогию с асинхронными двигателями, теорию индукционных насосов в значительной степени необходимо разрабатывать заново и в качестве самостоятельной задачи.

В иностранной печати имеется много публикаций по индукционным насосам. Однако подавляющее большинство из них носит чисто описательный и информационный характер и содержит мало полезных сведений. В отдельных статьях,

опубликованных в иностранных журналах, рассматриваются также вопросы теории и расчета индукционных насосов. Однако эти работы не являются достаточно глубокими, а иногда содержат ошибочные положения.

В советской печати число публикаций значительно меньше, однако в большинстве случаев теоретические вопросы рассмотрены в них значительно глубже. Поэтому состояние теории индукционных насосов в основном необходимо оценивать по советским работам. Прилагаемый литературный указатель охватывает только те работы, которые представляют непосредственный интерес с точки зрения рассматриваемых в настоящей статье вопросов. В основном это работы сотрудников Таллинского политехнического института и Института физики Латвийской ССР, где произведены наиболее широкие исследования индукционных насосов, выполненные в СССР.

Ниже дается характеристика изученности отдельных узловых вопросов теории индукционных насосов и формулируются дальнейшие задачи.

3. Продольный краевой эффект первичной цепи

Одним из наиболее существенных вопросов теории линейных насосов является структура магнитного поля в зазоре между сердечниками индуктора и прежде всего поля, создаваемого первичной цепью, т. е. самим индуктором.

Теоретически этот вопрос впервые был исследован Г. И. Штурманом [4]. Работа Г. И. Штурмана в течение ряда лет не привлекала достаточного внимания. В последние годы в этой области появился целый ряд новых работ. Одни из них [5, 6, 7, 18] опираются на упомянутую работу Г. И. Штурмана и представляют ее дальнейшее развитие, в других [9, 10, 11, 12] работа Г. И. Штурмана подвергается критике и ревизии. Опубликованы также статьи, не связанные с упомянутой работой Г. И. Штурмана или посвященные другим вопросам.

Не все опубликованные работы равнозначны, а некоторые содержат ошибочные положения. Ниже производится критический обзор этих работ и намечаются направления дальнейших исследований.

В работе Г. И. Штурмана [4] производится исследование магнитного поля, создаваемого обмоткой статора индукционной машины с разомкнутым магнитопроводом. При этом предполагается, что обмотка расположена на протяжении 2р полюсных делений т сердечника статора, а по концам последнего имеются свободные от обмотки участки сердечника, каждый длиною Y , которые учитывают эффект магнитного

шунтирования поля зазора по концам сердечника статора. Учитывается только основная гармоника линейной токовой нагрузки обмотки статора

$$A \cos \left(\omega t - \frac{\pi}{\tau} x \right),$$

где x — пространственная координата вдоль воздушного зазора.

Г. И. Штурман делает обычные в теории электрических машин допущения и получает для активной средней зоны выражение для индукции в воздушном зазоре следующего вида:

$$B = B_m \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{\tau} x \right) - (-1)^p B_{mc} \operatorname{ch} \beta x \cdot \sin \omega t - \\ - (-1)^p B_{ms} \operatorname{sh} \beta x \cdot \cos \omega t.$$

Выражения для B_m , B_{mc} , B_{ms} , B и для индукций в краевых зонах приводятся в [4, 6, 7].

Первый член в этом выражении представляет нормальное бегущее поле, а два последних — неподвижные в пространстве пульсирующие поля, которые вызывают во вторичной цепи дополнительные потери, увеличивают индуктивные сопротивления первичной обмотки и искажают симметрию токов и напряжений фаз обмотки [17, 18]. Последний член равенства представляет пульсирующее поле, изменяющееся вдоль воздушного зазора по закону гиперболического синуса и обусловленного насыщением магнитной цепи, так как при $\mu = \infty$ будет $\beta = 0$. Предпоследний член равенства представляет пульсирующее поле, изменяющееся вдоль воздушного зазора по закону гиперболического косинуса и обусловленное явлением магнитного шунтирования. В практических устройствах преобладает эта последняя составляющая пульсирующего поля, в то время как составляющая, обусловленная насыщением магнитной цепи, относительно мала. Следует отметить, что явление шунтирования обусловлено не только наличием необмотанных участков на концах сердечника статора, которые могут и отсутствовать. В практических устройствах это явление обусловлено главным образом магнитными потоками, замыкающимися от граней сердечника статора к граням сердечника ротора и наоборот [5, 6, 7]. Явление шунтирования зависит также от типа обмотки статора. В случае обмоток с количеством катушечных групп в фазе, равным числу полюсов (двухслойные и однослойные цепные обмот-

ки), это явление проявляется значительно слабее, чем в случае обмоток, в которых число катушечных групп равно количеству пар полюсов (однослойные концентрические обмотки).

Экспериментальное исследование поля в зазоре производилось многими авторами. Большинство из них, в том числе и Г. И. Штурман, снимали баллистическим методом кривые $B = f(x)$ для различных соотношений мгновенных значений токов в фазах обмотки. Значительно менее трудоемким и более удобным с точки зрения обозреваемости результатов является, однако, метод снятия огибающих кривых магнитной индукции вдоль воздушного зазора при питании обмотки трехфазным током [5, 6, 7, 21]. Экспериментальные данные вполне соответствуют теоретическим [4, 5, 6, 21].

Наличие пульсирующих полей является особенностью разомкнутого магнитопровода. Эти поля вызывают многие нежелательные явления: искажение симметрии токов и появление обратнобегущего поля, вызывающего тормозящее действие на жидкий металл, увеличение индуктивного сопротивления обмоток, ухудшение к. п. д. вследствие индуцирования вихревых токов в жидким металле. В случае однослойной концентрической обмотки эта составляющая может быть скомпенсирована специальной компенсирующей катушкой, которая охватывает сердечник статора и включена в фазу, расположенную симметрично относительно середины сердечника [5, 6, 7]. В случае двухслойной обмотки компенсирующего эффекта можно достичь соответствующим размещением сторон крайних катушек [5, 6, 7]. М. Г. Резин предложил [14] расположить по концам сердечника статора проводники с токами одинакового направления. Этим путем можно в принципе добиться компенсации пульсирующего поля, изменяющегося по закону гиперболического синуса. Однако это поле, как уже отмечалось, обычно является слабым и в его компенсации нет особой надобности. Кроме того, в конструктивном выполнении этих проводников и в питании их токами соответствующей фазы возникают серьезные затруднения, поскольку токи в этих проводниках должны быть сдвинуты на 90° от тока в упомянутой выше компенсирующей катушке, охватывающей сердечник статора.

Ряд статей, посвященных рассматриваемому вопросу, опубликовано А. А. Лебедевым [9, 10, 11, 12, 13]. В этих статьях автор исходит из работы Г. И. Штурмана [4] и полученных им дифференциальных уравнений и их решений. Однако, А. А. Лебедев утверждает, что Г. И. Штурман неправильно определяет постоянные интегрирования и поэтому полученные им результаты неправильны. Поскольку такая точ-

ка зрения настойчиво проводится в целом ряде публикаций, необходимо остановиться на этом вопросе.

Здесь нет возможности остановиться подробнее на анализе аргументаций А. А. Лебедева. Это сделано автором настоящей статьи в отдельной статье, представленной редакции журнала «ИВУЗ-Электромеханика». Отметим лишь, что А. А. Лебедев не разобрался во вполне корректной, но несколько своеобразной работе Г. И. Штурмана и занялся изысканием «правильного» решения. При этом он, однако, допускает грубейшие ошибки. Хотя дифференциальные уравнения Г. И. Штурмана интегрируются по x и постоянные интегрирования поэтому являются функциями t , А. А. Лебедев полагает производные по t постоянных интегрирования равными нулю (!), не смущаясь тем, что в результате таких «преобразований» получаемые им постоянные [9, стр. 139] оказываются все-же функциями t .

Можно также отметить, что А. А. Лебедев сопровождает свое изложение чрезвычайно путанными и неправильными толкованиями о том, что у Г. И. Штурмана в одной и той же точке индукция может иметь два значения в зависимости от выбора знаков в системе координат [9, стр. 111; 11, стр. 23] и т. п.

В итоге неизбежно следует вывести заключение, что развиваемое А. А. Лебедевым в своей монографии [9] и в ряде опубликованных статей [10, 11, 12] теоретическое исследование магнитного поля в зазоре дугостаторных машин глубоко ошибочно и не имеет ценности. Не разобравшись во вполне корректной работе Г. И. Штурмана, А. А. Лебедев объявил формулы Г. И. Штурмана неправильными и решил дать свои «правильные» формулы, нагромоздив, однако, ряд ошибок совершенно элементарного характера.

Некоторыми авторами сделаны также недостаточно аргументированные предложения о специальных типах обмоток для получения магнитного поля надлежащего характера.

Л. Р. Блейк [19] предлагает применять такие обмотки, в которых линейная токовая нагрузка изменяется на концах постепенно, начиная с нулевого значения на краях до своего конечного значения на некотором расстоянии от краев сердечника. С помощью обмоток подобного типа вообще говоря можно достигнуть ослабления пульсирующих полей в средней части воздушного зазора, так как неполнотью обмотанные концевые участки можно рассматривать как компенсационные устройства по отношению к центральной зоне. Однако, Л. Р. Блейк исходит из совершенно неправильной предпосылки о том, что необходимо добиваться отсутствия пульсирую-

щего потока в ярме. Между тем нетрудно показать [7], что в идеальном случае, когда в зазоре существует чисто бегущее поле, в ярме разомкнутого магнитопровода неизбежно существует значительный пульсирующий поток. Поэтому рекомендации Л. Р. Блейка не имеют правильной основы. Кроме того, представляется нежелательным иметь слабо загруженные и поэтому малоэффективные и непроизводительные участки магнитопровода и обмотки по концам сердечника, так как это ведет к недоиспользованию материалов и увеличению габаритов устройства.

Необходимо отметить, что в настоящее время не ясно, какая структура поля в воздушном зазоре является оптимальной. Известно, что пульсирующие поля нежелательны, однако, неизвестны преимущества и недостатки бегущих полей с постоянной и спадающей по концам сердечника амплитудами. Ответ на этот вопрос определяется величиной и характером распределения токов продольного краевого эффекта во вторичной цепи [17] в том и другом случае. Однако, этот вопрос еще не исследован.

А. А. Лебедев также предлагает [9, 10, 11, 13] применять обмотки с изменяющейся по концам сердечника линейной нагрузкой. Однако его предложения не вносят ничего нового по сравнению с предложениями Л. Р. Блейка и в сущности повторяют последние. Анализ электромагнитных свойств этих обмоток у А. А. Лебедева также оставляет желать много лучшего. Сделанные выше критические замечания в отношении работ А. А. Лебедева в полной мере относятся и к теоретическому анализу этого вопроса. Приводимые в этих работах некоторые экспериментальные данные также вызывают ряд критических замечаний. На экспериментальных огибающих кривых магнитной индукции, например в [11], совершенно не заметно зубцовых пульсаций, которые должны быть довольно значительны. В [9] приводятся экспериментальные данные о потребляемой мощности для двигателей с постоянным значением линейной нагрузки по всей длине дуги и с убывающей по концам линейной нагрузкой. В последнем случае мощности и токи примерно вдвое меньше, в чем А. А. Лебедев видит доказательство преимуществ предлагаемого типа обмотки. Однако по тем отрывочным данным, которые приводит автор, можно заключить, что во втором случае число витков в фазе было на 38% больше. Естественно, что в этом случае потери в стали уменьшаются в $1,38^2 \approx 2$ раза. Двигатель по-видимому был выполнен на 500 Гц, имел малую мощность и к тому же вероятно был слабо загружен, поскольку уменьшение перегрузочной способности в два раза не нарушило условий его работы. В этих условиях потери в

стали составляют весьма большую долю потребляемой мощности и не приходится удивляться тому, что при увеличении числа витков потребляемая мощность значительно уменьшается и значительно уменьшаются также потери в меди. Таким образом эффективность этого типа обмотки оказалась невыявленной, так как экспериментальная работа выполнена неквалифицированно.

В заключение данного пункта необходимо отметить, что дополнительно необходимо исследовать следующие вопросы:

- а) изыскание экспериментальным путем наиболее рационального конструктивного оформления концевых катушек обмотки, предназначенных для подавления пульсирующих полей;
- б) изучение местных магнитных полей на концах индуктора и вызываемых ими потерь в жидком металле;
- в) исследование обмоток с меняющейся вдоль индуктора линейной нагрузкой и выявление целесообразности их применения;
- г) более подробное экспериментальное изучение пульсирующих полей и способов их подавления в цилиндрических насосах.

Необходимо изыскивать также новые типы индукторов плоских линейных насосов, поскольку при выполнении двухслойных обмоток индукторов возникают определенные трудности, связанные со сложностью их конструкций, в особенностях в лобовых частях, с необходимостью получения больших линейных нагрузок, необходимостью их интенсивного охлаждения и т. п. В частности для насосов небольшой и средней производительности могут оказаться перспективными трехфазные индукторы с шестью явными полюсами на два полюсных деления, подобно коллекторным машинам переменного тока типа Шербиуса. В таких индукторах влияние высших гармоник магнитного поля увеличится. Однако это, вероятно, не будет иметь решающего значения. В связи с этим в отношении влияния высших гармоник необходимо продолжить работы, выполненные автором настоящей статьи в Таллинском политехническом институте.

4. Поперечный краевой эффект во вторичной цепи

Вследствие того, что канал плоского индукционного насоса имеет конечные поперечные размеры (ширину), возникает поперечный краевой эффект во вторичной цепи. Последний заключается в том, что в жидком металле возле боковых

стенок канала токи протекают в продольном направлении. Эти токи не создают полезного давления, но вследствие их наличия длина контуров тока в металле увеличивается, поэтому увеличивается сопротивление вторичной цепи, общая величина тока уменьшается и в результате этого снижается давление. Этот эффект можно учесть с помощью коэффициента ослабления давления k_{oc} . Теоретическое исследование этого коэффициента произведено автором настоящей статьи [8]. Экспериментальные исследования, выполненные в Таллинском политехническом институте и Институте физики АН Латвийской ССР, подтверждают правильность полученных теоретических соотношений.

В некоторых случаях, когда транспортируемый жидкий металл не агрессивен по отношению к другим металлам и имеет не очень высокую температуру, возможно применение в канале боковых металлических шин, которые уменьшают сопротивление токам в жидком металле и ослабляют поперечный краевой эффект. Этот и другие аналогичные случаи исчерпывающим образом исследовал к. т. н. Х. И. Янес.

В цилиндрическом насосе рассматриваемый эффект не проявляется, поскольку токи в жидком металле циркулируют по контурам в виде окружностей. В этом заключается одно из преимуществ цилиндрических насосов.

5. Поверхностные эффекты в жидком металле

Поверхностный эффект в распределении переменных токов заключается в том, что токи распределяются по сечению массивного проводника неравномерно. В результате этого явления увеличиваются потери энергии, а в ряде случаев также эффективность устройства, в котором этот эффект проявляется.

В плоском индукционном насосе поверхностный эффект в принципе проявляется двояко и поэтому уместно говорить о двух поверхностных эффектах.

Во-первых, в плоском слое жидкого металла нити тока, протекающие возле боковых стенок канала и вызывающие рассмотренный выше поперечный краевой эффект, «прижимаются» к этим боковым стенкам канала. Этот поверхностный эффект можно назвать поперечным.

Поперечный поверхностный эффект теоретически исследован автором настоящей статьи [6, 8]. Полученное автором выражение для так называемого коэффициента ослабления k_{co} учитывает наряду с влиянием поперечного краевого эффекта, вызванного конечной величиной ширины канала, также влия-

ние поперечного поверхностного эффекта. Полезный напор вдоль оси x создается только за счет составляющей плотности тока, направленной поперек канала. Поэтому ясно, что поперечный поверхностный эффект вызывает тенденцию увеличения давления и соответственно увеличения κ_{oc} . Однако, при усилении поперечного поверхностного эффекта ввиду концентрации нитей тока возле боковых граней увеличивается сопротивление нитям тока и одновременно увеличивается сдвиг фаз между индуцированной полем индуктора напряженностью электрического поля и вектором плотности тока. В результате влияния этих противоположных тенденций кричая κ_{oc} имеет характерный максимум [6]. Однако этот максимум всегда меньше значения κ_{oc} при условии отсутствия поперечного поверхностного эффекта и сопровождающих его явлений.

Из сказанного следует, что параметры индукционных насосов следует подбирать таким образом, чтобы поперечный поверхностный эффект не получил заметного развития. Экспериментальные данные и анализ параметров индукционных насосов, изготовленных в СССР и за границей, показывают, что в практических устройствах поперечный поверхностный эффект проявляется слабо.

Во-вторых, нити тока в плоском слое жидкого металла плоского индукционного насоса «прижимаются» к широким стенкам канала, обращенным к поверхностям индукторов, вызывая неравномерное распределение тока по толщине слоя жидкого металла. Этот поверхностный эффект можно назвать толщинным..

Вредное влияние этого поверхностного эффекта (если бы существовали условия его проявления) значительно сильнее, чем поперечного, так как при этом средний слой жидкого металла экранируется и выключается из сферы полезного действия. Значительно увеличивается также магнитное сопротивление потоку индуктора. Поэтому сильное проявление толщинного краевого эффекта становится недопустимым.

Однако, в правильно спроектированных плоских насосах ширина слоя жидкого металла всегда значительно больше толщины слоя. Поэтому, если принять меры к тому, чтобы не допустить заметного проявления поперечного поверхностного эффекта, то с толщинным эффектом можно совершенно не считаться. Поэтому с точки зрения автора настоящей статьи более тщательное исследование проявлений толщинного поверхностного эффекта не представляет большого интереса. Между тем некоторые авторы совершенно упускают из виду факт самого наличия поперечного поверхностного эффекта,

и хотя этот эффект может проявляться в первую очередь, пытаются произвести углубленное исследование толщинного краевого эффекта.

В цилиндрических насосах возможно проявление только толщинного краевого эффекта.

6. Продольный краевой эффект во вторичной цепи

Этот эффект исследован в наименьшей степени и даже нет единства в терминологии. Заметим, например, что Н. М. Охременко в одной из своих статей [15] рассматривает также вопрос о воздействии пульсирующего магнитного поля обмотки индуктора на вторичную цепь — слой жидкого металла, определяя соответствующие потери мощности и давления. Однако Н. М. Охременко несколько неудачно, с нашей точки зрения, называет совокупность соответствующих явлений продольным краевым эффектом во вторичной цепи. Под таким эффектом следовало бы подразумевать явления во вторичной цепи, обусловленные конечной длиной индуктора. В силу этого последнего обстоятельства, токи, индуцируемые в жидким металле индукционного насоса или в роторе асинхронного двигателя, как-бы «растекаются» за пределы активной зоны, соответствующей длине индуктора [16, 17]. В результате этого имеют место своеобразные электромагнитные процессы как за пределами активной зоны, так и в ее пределах. Совокупность именно этих процессов целесообразно называть продольным краевым эффектом во вторичной цепи. Этот эффект проявляется в отношении токов, индуцируемых во вторичной цепи как нормальным бегущим полем, так и пульсирующим полем. Однако, Н. М. Охременко этого явления как раз и не учитывает, принимая для облегчения математического анализа, что пульсирующее магнитное поле индуктора представляет собою стоящую прямоугольную волну с полупериодом, равным длине индуктора.

Исследование продольного краевого эффекта во вторичной цепи впервые было произведено Г. И. Штурманом и Р. Л. Ароновым [16]. Однако эта работа менее удачна, чем работа Г. И. Штурмана, разобранная выше [4]. Дальнейшее исследование этого эффекта было произведено автором настоящей статьи [17]. Однако этот вопрос далеко не исчерпан. Поэтому было бы весьма желательным произвести более глубокое изучение этого вопроса, так как он имеет существенное

значение с точки зрения электромагнитных насосов, магнито-гидродинамических генераторов переменного тока и индукционных машин с разомкнутым магнитопроводом.

Продольный краевой эффект во вторичной цепи в большей степени проявляется в насосах большой производительности и в случае жидких металлов с более высокой электропроводностью.

7. Реакция токов в жидким металле

Токи, индуцированные в жидким металле, создают собственное магнитное поле, которое накладывается на магнитное поле индуктора и изменяют его. Это изменение отчасти имеет размагничивающий характер. Подобное воздействие вторичного поля на первичное поле в теории электрических машин называется реакцией.

Реакция вторичных токов в первоначальных методиках расчета индукционных насосов не учитывалась. Тем не менее она оказывает известное влияние на режимы работы насосов. Это влияние тем больше, чем больше электропроводность жидкого металла и чем меньше толщина слоя тепловой изоляции. Поэтому реакция вторичных токов может приобрести существенное значение, например, в мощных насосах для натрия, а также в других аналогичных условиях.

Реакция вторичных токов может быть проанализирована на основе работ автора настоящей статьи, посвященных исследованию распределения токов во вторичной цепи плоских индукционных насосов [6, 8], и находящейся в печати работы по цилиндрическим насосам. Известную работу по учету реакции вторичных токов в плоских насосах выполнил К. Т. Н. Х. И. Янес, результаты которой излагаются в настоящем сборнике.

8. Индуктивные сопротивления обмоток индуктора

Индуктивные сопротивления рассеяния обмоток индуктора вследствие большого немагнитного зазора довольно велики и их относительное значение во много раз больше, чем в обычных электрических машинах.

Пазовое рассеяние при сплошных проводниках можно рассчитывать также, как и в электрических машинах. Однако рассеяние в пазах при полых проводниках требует дополнительного исследования так же, как и вопросы вытеснения тока в случае полых проводников. Эти вопросы, как и все вопросы, связанные с расчетом сложных магнитных полей,

требуют для своего разрешения серьезной работы. Некоторая работа в этом направлении выполнена автором настоящей статьи и к. т. н. Х. И. Янес.

Рассеяние по коронкам зубцов и в воздушном зазоре исследовано автором настоящей статьи [23], однако вопросы учета влияния высших гармоник поля требуют определенной доработки. Рассеяние лобовых частей также рассчитывается по недостаточно точным формулам.

Неточности расчета сопротивлений индуктора в отдельных случаях вызывают значительное расхождение в расчетных и фактических режимах работы насосов при заданном напряжении. Поэтому весьма желательно изучить эти вопросы значительно глубже, хотя заранее можно сказать, что при этом возникнут значительные трудности ввиду сложного характера полей рассеяния. В связи с этим большое значение имеет накопление опытных данных.

9. Добавочные потери

К настоящему времени совершенно не изучены добавочные потери, возникающие в жидким металле в результате продольного краевого эффекта во вторичной цепи, влияния пульсирующих полей индуктора и нерегулярных магнитных полей в концевых зонах. В отдельных случаях, особенно в случае хорошо проводящих жидких металлов и мощных насосов, эти потери могут иметь заметную величину. Поэтому необходимо уметь хотя бы в первом приближении оценивать их величину и влияние на них различных конструктивных факторов. Также необходимо получить расчетные формулы для учета поверхностного эффекта в случае полых проводников обмотки индуктора.

10. Эквивалентная схема

Для асинхронных машин уже давно разработана эквивалентная схема, которая с большой точностью отражает происходящие в машине физические процессы и представляет весьма удобное средство для анализа режимов машины. Для индукционных насосов также может быть предложена подобная эквивалентная схема и некоторые авторы даже приводят подобные схемы в своих работах. Однако, все дело заключается в параметрах этой схемы, которые в настоящее время не могут быть достаточно точно определены. Известно также, что параметры вторичной цепи в схеме зависят от способа приведения вторичной цепи к первичной. Поэтому необходимо

разработать рациональную эквивалентную схему индукционного насоса и методику расчета параметров этой схемы, в том числе параметров, соответствующих слою жидкого металла и металлическим стенкам канала.

К. т. н. Х. И. Янес разработал последовательную эквивалентную схему, в которой вторичная цепь учитывается в виде последовательного с первичной цепью комплексного сопротивления. Однако, эта схема вызывает определенные неудобства.

11. Методы охлаждения индуктора

Вследствие большого немагнитного зазора линейную токовую нагрузку обмоток индукторов индукционных насосов в большинстве случаев приходится выбирать большой. Кроме того, необходимо учитывать передачу тепла от канала с жидким металлом. Поэтому тепловой режим обмоток индуктора обычно оказывается напряженным.

В силу сказанного весьма желательно применять в индукционных насосах по возможности более термостойкую изоляцию. К сожалению кабельная и электроизоляционная промышленность в настоящее время еще не предоставляет в этом отношении больших возможностей.

В связи со сказанным в индукционных насосах большое значение имеет форсированное охлаждение обмоток индуктора. В разных случаях могут применяться различные виды охлаждения (вентиляция, охлаждение пакетов индуктора и обмоток жидкостью и т. д.).

В наиболее тяжелых случаях приходится прибегать к устройству обмотки из полых проводников и охлаждению их изнутри потоком подходящей жидкости. Подобные виды охлаждения все более широко начинают применяться в электрических машинах. Однако в индукционных насосах во многих случаях весьма нежелательно применение жидкостей (напр. воды), которые в аварийных условиях, в случае прорыва жидкого металла из горловины, могут вызвать явление, подобное взрыву. Поэтому встает вопрос о целесообразности применения для внутреннего охлаждения проводников жидких металлов, которые имеют низкую температуру плавления, но высокую температуру кипения (выше температуры металла, транспортируемого насосом). В случае насосов для стали и чугуна, например, можно применять эвтектический сплав свинца и висмута. Проблема охлаждения обмоток индукционных насосов может быть решена путем опытно-конструкторских разработок. Одновременно должна разрабатываться методика расчета систем охлаждения.

12. Опытно-конструкторские работы

Необходимость достаточно широкого ведения опытно-конструкторских разработок была уже указана в связи с проблемой охлаждения обмоток. Однако, необходимость этих разработок диктуется и другими аспектами проблемы создания надежно работающих индукционных насосов (конструкция обмоток, индукторов, горловин и т. п.). Определенный опыт в этом направлении накоплен в Таллинском политехническом институте, Институте физики Академии наук Латвийской ССР, а также в других учреждениях.

Однако опыт в этом отношении еще мал, так как построено еще весьма небольшое количество насосов, притом преимущественно в виде лабораторных и опытных образцов. Нет еще существенного опыта в разработке цилиндрических насосов, которые перспективны для транспорта больших количеств жидкого металла (порядка многих сотен и тысяч $m^3/\text{час}$) при температурах до 700°C .

13. Оптимальные геометрические соотношения

Электрическую машину или электромагнитный насос с заданными техническими данными можно спроектировать различным образом, с различными геометрическими, весовыми и иными характеристиками. В связи с этим возникает задача об оптимальной конструкции. Например, можно поставить задачу спроектировать при заданных электромагнитных нагрузках насос с максимальным к. п. д., минимальным весом и т. д. Такие условия будут удовлетворены при определенных соотношениях между геометрическими размерами насоса (полюсное деление, ширина и т. д.), которые называются оптимальными.

Исследование оптимальных соотношений представляет важную технико-экономическую задачу и открывает возможность создать рациональные конструкции насосов.

По отношению к электрическим машинам оптимальные соотношения исследуются уже давно. В связи с этим у проектировщика электрических машин имеются критерии для проверки рациональности конструкции спроектированной им машины. Однако по отношению к электромагнитным насосам этот вопрос почти не исследован. Некоторыми иностранными и советскими авторами сделаны первые попытки исследовать этот вопрос. Однако эти работы недостаточны и в некоторых отношениях являются спорными. Так, Э. К. Янкоп [20] опре-

деляет оптимальные величины отдельных геометрических величин путем нахождения экстремумов определенных уравнений, в которые входят интересующие автора величины. Однако при нахождении экстремума по отношению к одному размеру все остальные принимаются им постоянными, что нельзя признать достаточно правильным, так как все размеры связаны между собой. Кроме того, Э. К. Янкоп не фиксирует определенные электромагнитные нагрузки, допустимые скорости жидкого металла и т. д. Поэтому иногда оказывается, что при «оптимальных соотношениях» эти величины оказываются чрезмерно большими, явно недопустимыми для данных материалов, или наоборот — явно заниженными, приводящими к недоиспользованию нагрузочной способности материалов.

С точки зрения автора при исследовании оптимальных соотношений необходимо зафиксировать допустимые электромагнитные и прочие нагрузки (линейную токовую нагрузку и плотность тока обмотки индуктора, скорость течения жидкого металла и пр.), обусловленные свойствами применяемых материалов и способов охлаждения. При решении же этой задачи необходимо исследовать совокупность уравнений, связывающих производительность и напор насоса с геометрическими размерами и физическими нагрузками на материалы. Такая постановка вопроса ставится в одной из работ автора [24].

Н. М. Охременко [25] выполнил исследование данного вопроса, следуя как-раз по такому пути, и получил интересные результаты. Однако в этой работе рассматривается только одна частная задача в данной области, а именно случай, когда в канале плоского насоса имеются боковые шины с бесконечно большой электрической проводимостью. Фактически шины в насосах для металлургической промышленности и литьевого дела можно использовать весьма редко. В общем случае, при отсутствии шин, задача значительно усложняется и для ее разрешения, возможно, возникнет необходимость использования средств вычислительной техники.

В итоге решения этой большой и трудной задачи должны быть получены критерии для выбора основных размеров при проектировании насосов.

14. Материалы

Проблема материалов в создании электромагнитных насосов для жидких металлов чрезвычайно велика, а во многих случаях является решающей. В особенности это относится к

материалам для каналов насосов, так как агрессивное действие многих жидкых металлов очень велико. Стенки каналов могут быть изготовлены из керамических материалов или металлических с соответствующим покрытием. Применение металлических каналов без специальных покрытий возможно только в отдельных случаях. В изыскании соответствующих материалов и покрытий сделаны лишь первые шаги. Так к. т. н. В. П. Зегжда разработал керамический материал на основе графита, перспективный для черных и некоторых других металлов. Инж. Х. В. Кээрус и М. М. Саар разработали покрытие и технологию его нанесения, давшие весьма обнадеживающие результаты для одного из наиболее агрессивных металлов — жидкого алюминия.

Однако в целом в этой области предстоит выполнить обширные исследовательские работы.

15. Методика расчета индукционных насосов

В настоящее время существуют методики расчета индукционных насосов, разработанные в Таллинском политехническом институте и Институте физики АН Латвийской ССР. По этим методикам рассчитано и построено некоторое количество насосов, причем в большинстве случаев с более или менее удовлетворительным совпадением расчетных и опытных данных (расхождение до $\pm 15\ldots 20\%$). При этом обычно приходится рассчитывать значительное количество вариантов, добиваясь наиболее приемлемого решения. Существующие методики недостаточно совершенны для того, чтобы надежно и рационально проектировать индукционные насосы для металлов с высокой температурой плавления (порядка $800\text{--}1000^{\circ}\text{C}$ и больше), с форсированным внутренним охлаждением обмоток и т. д. Это естественно не исключает возможности пользования существующими методиками для расчета насосов для транспортировки жидких металлов.

В целом же методика расчета насосов требует значительного усовершенствования в связи с необходимостью доработки ряда перечисленных выше вопросов теории насосов, исследованием оптимальных соотношений и конструкторской разработкой методов охлаждения и т. п., так как, естественно, расчет насоса должен тесно увязываться с его конструкцией.

16. Заключение

На основании изложенного можно сделать вывод, что к настоящему времени заложены основы теории индукционных насосов и разработаны первоначальные методики их расчета. В связи с этим можно сказать, что теория индукционных насосов завершила пионерский этап развития. Переход к зрелости рассматриваемой отрасли связан с развертыванием опытно-конструкторской работы и внедрением индукционных насосов в промышленность. Как и в любой отрасли техники, этот этап развития техники транспорта жидкого металла с помощью электромагнитных насосов требует дальнейшего развития теории этих насосов и совершенствования методики их расчета.

Перечисленные в настоящей статье задачи в значительной своей части должны решаться параллельно и во взаимосвязи с опытно-конструкторской работой по созданию опытных и промышленных образцов индукционных насосов.

ЛИТЕРАТУРА

1. И. А. Тютин. Электромагнитные насосы для жидких металлов. Изд-во АН Латв. ССР, 1959.
2. И. М. Кирко. Магнитогидродинамические явления в масштабах земной лаборатории. «Электричество» № 4, стр. 9.
3. А. И. Вольдек. Электромагнитные насосы для жидких металлов. «Электричество», 1960, № 5, стр. 22.
4. Г. И. Штурман. Индукционные машины с разомкнутым магнитопроводом. «Электричество», 1946, № 10, стр. 43.
5. А. И. Вольдек, Г. Х. Вяльямяэ, Х. В. Силламаа, Х. А. Тийсмус. Экспериментальное исследование магнитных полей в индукционных машинах и насосах для жидких металлов с разомкнутым магнитопроводом. Труды Таллинского политехн. института, 1958, сер. А, № 131.
6. А. И. Вольдек. Исследование магнитных полей и электромагнитных процессов в линейных индукционных насосах. Сб. «Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы». Рига, 1959.
7. А. И. Вольдек. Пульсирующие составляющие магнитного поля индукционных машин и насосов с разомкнутым магнитопроводом. НДВШ — Электромеханика и автоматика, 1959, № 2, стр. 130.
8. А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских линейных индукционных насосов. ИВУЗ — Электромеханика, 1959, № 1, стр. 3.
9. А. А. Лебедев. Гиродвигатель со сферическим массивным ротором. Издание Ленинградской Краснознаменной Военно-Воздушной Инженерной Академии (ЛКВВИА), 1959.
10. А. А. Лебедев. Уменьшение потерь от краевого эффекта дугового статора. Труды ЛКВВИА, 1959, вып. 282.

11. А. А. Лебедев. Магнитное поле в зазоре асинхронной машины с дуговым статором, возбуждаемое первичной обмоткой. ИВУЗ — Электромеханика, 1959, № 5, стр. 14.
12. А. А. Лебедев. Магнитное поле, возбуждаемое дуговым статором. Труды ЛКБВИА, 1959, вып. 295.
13. А. А. Лебедев. Распределенная обмотка дугового статора. Авторское свидетельство № 118888, 1959.
14. М. Г. Резин. Компенсация пульсирующих полей в двигателе с дуговым статором. Труды Уральского политехн. института, Электротехника, 1959, сб. 90.
15. Н. М. Охременко. Электромагнитные явления в плоских индукционных насосах для жидкых металлов. Электричество, 1960 г., № 3, стр. 48.
16. Г. И. Штурман и Р. Л. Аронов. Краевой эффект в индукционных машинах с разомкнутым магнитопроводом. Электричество, 1947, № 2.
17. А. И. Вольдек. Продольный краевой эффект во вторичной цепи индукционных машин и насосов для жидких металлов с разомкнутым магнитопроводом. ИВУЗ — Электромеханика, 1960, № 3, стр. 3.
18. А. И. Вольдек. Исказжение симметрии напряжений и токов в индукционных машинах и насосах с разомкнутым магнитопроводом. ИВУЗ — Электромеханика, 1960, № 5, стр. 3.
19. L. R. Blake. Conduction and Induction Pumps for Liquid Metals. Proc. IEE, v. 104, part A, 1957, Nr. 13, p. 49.
20. Э. К. Янкоп. Расчет основных параметров и режима работы линейных индукционных насосов. Уч. записки Латв. Гос. ун-та, 1958, т. XXI, стр. 125.
21. Л. Я. Ульманис. К вопросу о краевых эффектах в линейных индукционных насосах. Труды Института физики АН Латв. ССР, 1956, вып. VIII, стр. 81.
22. Л. Я. Лиелпетер. Методика расчета индукционных насосов для жидкого металла. Труды Института физики АН Латв. ССР, 1956, вып. VIII, стр. 95.
23. А. И. Вольдек. Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах. Вестник электропромышленности, 1961, № 1, стр. 60.
24. А. И. Вольдек. О некоторых вопросах проектирования индукционных насосов. Сб. Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы. Труды конференции по магнитной гидродинамике. Рига, 1959, стр. 273.
25. Н. М. Охременко. Оптимальные геометрические соотношения в индукционных насосах для жидких металлов. Эл-во, 1961, № 9, стр. 10.

А. И. Вольдек, Х. И. Янес

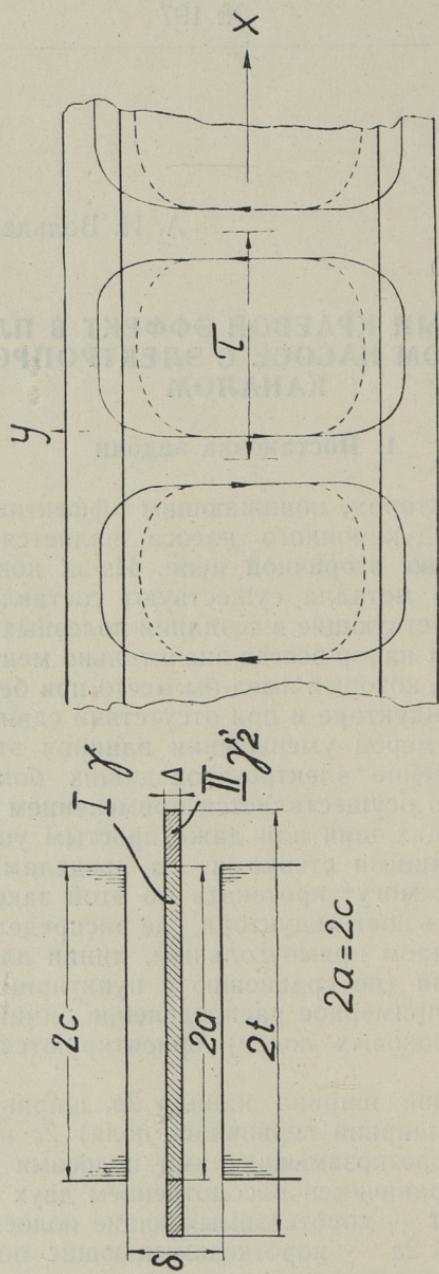
ПОПЕРЕЧНЫЙ КРАЕВОЙ ЭФФЕКТ В ПЛОСКОМ ИНДУКЦИОННОМ НАСОСЕ С ЭЛЕКТРОПРОВОДЯЩИМ КАНАЛОМ

1. Постановка задачи

Основным фактором, понижающим эффективность линейного плоского индукционного насоса, является поперечный краевой эффект во вторичной цепи. Из-за конечной ширины слоя жидкого металла существуют составляющие плотности тока, не участвующие в создании полезных усилий. Развиваемый насосом напор всегда значительно меньше, чем теоретический напор, который имел бы место при бесконечно широких каналах и индукторе и при отсутствии сдвига фаз.

Эффективной мерой уменьшения влияния этого эффекта является применение электропроводящих боковых стенок канала. Часто это осуществляется применением специальных короткозамыкающих шин или даже простым уширением канала с непроводящими стенками за пределами индуктора. Токи вдоль оси x могут протекать по этой закорачивающей полосе (фиг. 1) и в зоне индуктора, где распределение первичного поля принимаем прямоугольным, линии плотности тока в большей степени (по сравнению с пунктирными линиями, показывающими примерное распределение линий тока в случае отсутствия боковых полос) ориентируются по направлению оси y .

В общем случае ширина канала $2a$, ширина индуктора (предполагаемая ширина первичного поля) $2c$ и ширина канала вместе с короткозамыкающими полосами $2t$ не равны между собою. Ограничимся рассмотрением двух частных случаев: $2a = 2c < 2t$ — короткозамыкающие полосы вне индукторов и $2a < 2t \leq 2c$ — короткозамыкающие полосы между индукторами. Проводимость остальных стенок канала, кроме боковых, на распределение токов особого влияния не имеет.



Фиг. 1

Если считать поле в зазоре плоскопараллельным, то уравнения Максвелла в символической форме выражаются [1]

$$\begin{aligned}\frac{d\dot{H}_z}{dy} &= \gamma_1 \dot{E}_x, \\ j\alpha \dot{H}_z &= \gamma_1 (\dot{E}_y + sE_\Delta), \\ j\alpha \dot{E}_y + \frac{d\dot{E}_x}{dy} &= j\mu_0 s \omega \dot{H}_z,\end{aligned}\quad (1)$$

если $\alpha = \frac{\pi}{\tau}$, где τ — полюсное деление.

Здесь все составляющие напряженности поля, кроме E_Δ являются компонентами собственного поля токов слоя жидкого металла. Величина

$$E_\Delta = 2\tau f B_\Delta$$

представляет индуцированную первичным магнитным полем напряженность электрического поля в неподвижной жидкости; здесь B_Δ — амплитудное значение нормальной составляющей магнитной индукции.

Исключая из (1) напряженность электрического поля, получим для напряженности магнитного поля уравнение

$$\frac{d^2\dot{H}_z}{dy^2} - \dot{H}_z \alpha^2 \left(1 + j \frac{\mu_0 s \omega \gamma_1}{\alpha^2}\right) = j\alpha \gamma_1 s E_\Delta. \quad (1-a)$$

При решении этого уравнения получим для напряженности магнитного поля в зоне I выражение

$$\dot{H}_{zI} = C_1 \operatorname{sh} \lambda_1 y + C_2 \operatorname{ch} \lambda_1 y - \frac{j\alpha \gamma_1 s E_\Delta}{\lambda_1^2}. \quad (2)$$

Здесь

$$\lambda_1 = \alpha \sqrt{1 + j\epsilon}, \quad (2-a)$$

$$\epsilon = \frac{\mu_0 s \omega}{\alpha^2} \gamma_1.$$

γ_1 — эквивалентная удельная проводимость среды в немагнитном зазоре. Согласно фиг. 1

$$\gamma_1 = \gamma \frac{\Delta}{\delta k_{\hat{o}}}.$$

2. Короткозамыкающие полосы вне индукторов

Уравнения (1) в представленном виде действительны для зоны между индукторами, т. е. для зоны I (фиг. 1). Для зоны II, т. е. для короткозамыкающих полос, находящихся вне индукторов $E_\Delta = 0$. Для этой зоны можно пренебречь также магнитной индукцией от индуцированных токов, так как магнитные линии полностью проходят по немагнитной среде. Формально можно подставить в третьем уравнении (1) $\mu_0 = 0$.

Для зоны II получим из (1) или (2)

$$\dot{H}_{zII} = C_1'shay + C_2'chay. \quad (3)$$

Для совместного определения четырех постоянных интегрирования воспользуемся граничными условиями:

$$\text{в зоне I } \dot{H}_{zI}(y) = \dot{H}_{zI}(-y),$$

$$\text{в зоне II } \dot{H}_{zII}(t) = 0,$$

$$\dot{H}_{zI}(a) = \dot{H}_{zII}(a), \quad (4)$$

$$\frac{1}{\gamma_1} \frac{\partial \dot{H}_{zI}}{\partial y}(a) = \frac{1}{\gamma_2} \frac{\partial \dot{H}_{zII}}{\partial y}(a).$$

Последние два соотношения представляют условия непрерывности нормальных составляющих плотности тока и тангенциальных составляющих напряженности электрического поля на границах зон I и II. γ_2 — эквивалентная удельная проводимость зоны II. Если γ_2' — удельная проводимость короткозамыкающих полос, то согласно фиг. 1 $\gamma_2 = \gamma_2' \frac{\Delta}{\delta k_\delta}$.

Окончательно напряженность магнитного поля и полезная составляющая плотности тока в зоне I будут

$$\dot{H}_{zI} = -\frac{j\alpha\gamma_1 E_\Delta s}{\lambda_1^2} \left[1 - \frac{\alpha\gamma_1 \operatorname{ch}_1 y}{\alpha\gamma_1 \operatorname{ch}_1 a + \lambda_1 \gamma_2 \operatorname{tha}(t-a) \operatorname{sh} \lambda_1 a} \right], \quad (5)$$

$$\dot{\delta y}_I = \frac{\alpha^2 \gamma_1 E_\Delta s}{\lambda_1^2} \left[1 - \frac{\alpha\gamma_1 \operatorname{ch}_1 y}{\alpha\gamma_1 \operatorname{ch}_1 a + \lambda_1 \gamma_2 \operatorname{tha}(t-a) \operatorname{sh} \lambda_1 a} \right]. \quad (6)$$

В зоне II соответственно

$$\dot{H}_{zII} = \frac{j\alpha\gamma_1\gamma_2 s E_\Delta \operatorname{sha}(y-t)}{\lambda_1 [\gamma_1 \operatorname{acth} \lambda_1 \operatorname{acha}(t-a) + \gamma_2 \lambda_1 \operatorname{sha}(t-a)]}, \quad (7)$$

$$\delta_{yII} = - \frac{a^2 \gamma_1 \gamma_2 s E_\Delta \operatorname{sha}(y-t)}{\lambda_1 [\gamma_1 \operatorname{acth}_1 \operatorname{acha}(t-a) + \gamma_2 \lambda_1 \operatorname{sh}\alpha(t-a)]}. \quad (8)$$

Полная электромагнитная мощность вторичной системы определяется при помощи E_Δ и δ_{yI} аналогично [3], так как в зоне II $E_\Delta = 0$.

$$\widetilde{S}_{21} = \delta l \int_{-a}^a \frac{E_\Delta \delta_{yI}}{2} dy = 4a \Delta l \gamma s (\tau f B_\Delta)^2 K_B. \quad (9)$$

Здесь комплексная величина

$$K_B = k_a + jk_p = \frac{a^2}{\lambda_1^2} \left\{ 1 - \frac{a \gamma_1 \operatorname{sh} \lambda_1 a}{\lambda_1 a [\alpha \gamma_1 \operatorname{ch} \lambda_1 a + \lambda_1 \gamma_2 \operatorname{th} \alpha(t-a) \operatorname{sh} \lambda_1 a]} \right\}. \quad (10)$$

При $t = a$ или при $\gamma_2 = 0$ (10) превращается согласно (2-а)

$$K_B = \frac{1}{1 + j\varepsilon} \left(1 - \frac{\operatorname{th} \lambda_1 a}{\lambda_1 a} \right), \quad (11)$$

что совпадает с (12) в [1] и с (8) в [3].

При $\gamma_2 = \infty$ получим

$$K_B = \frac{1}{1 + j\varepsilon}. \quad (12)$$

Если удельная проводимость γ настолько мала, что $\varepsilon \ll 1$ и можно положить $\lambda_1 = a$, то

$$K_B = k_a = 1 - \frac{\operatorname{sh} a a}{a a \left[\operatorname{ch} a a + \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \operatorname{th} a(t-a) \operatorname{sh} a a \right]}. \quad (13)$$

Механическая мощность и средний электромагнитный напор определяются по-прежнему как в [3]. Только k_a имеет новое значение, равное вещественной части выражения (10).

Если боковая стенка канала в действительности непроводящая, но ширина канала больше ширины индуктора $2a = 2t > 2c$, то K_B определяется по (10), приравнивая $\gamma_2 = \gamma_1$ и заменяя a на c . Если, кроме того, $\varepsilon \ll 1$ и можно положить $\lambda_1 = a$, то

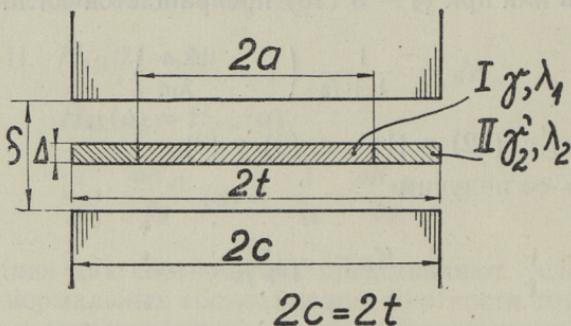
$$K_B = k_a = 1 - \frac{\operatorname{sh} a c \operatorname{cha}(t-c)}{a c \operatorname{chat}}, \quad (14)$$

Средний напор по всей ширине канала при этом уменьшится еще в $\frac{c}{t}$ раз. Следовательно,

$$p = p_0 \frac{c}{t} \kappa_a. \quad (15)$$

3. Короткозамыкающие полосы между индукторами

При расположении боковых проводящих полос в зоне $2c$, т. е. между индукторами (фиг. 2), индуцированная напряженность электрического поля в короткозамыкающих полосах отлична от нуля. Для зон I и II имеем для напряженности магнитного поля выражения, аналогичные выражению (2). В двух зонах различны только удельные проводимости γ и γ_2' и в зоне II скольжение $s = 1$.



Фиг. 2

Эквивалентные удельные проводимости по всей толщине немагнитного зазора соответственно $\gamma_1 = \gamma \frac{\Delta}{\delta_{K_\delta}}$ и $\gamma_2 = \gamma'_2 \frac{\Delta}{\delta_{K_\delta}}$.

Следовательно, напряженности магнитного поля

$$\begin{aligned} H_{zI} &= C_1 \operatorname{sh} \lambda_1 y + C_2 \operatorname{ch} \lambda_1 y - \frac{j a \gamma_1 s E_\Delta}{\lambda_1^2}, \\ H_{zII} &= C_3 \operatorname{sh} \lambda_2 y + C_4 \operatorname{ch} \lambda_2 y - \frac{j a \gamma_2 E_\Delta}{\lambda_2^2}. \end{aligned} \quad (16)$$

Здесь $\lambda_2 = a \sqrt{1 + j \varepsilon_2}$, где $\varepsilon_2 = \frac{\mu_0 \omega}{a^2} \gamma_2$.

Для совместного определения четырех постоянных интегрирования воспользуемся прежними граничными условиями (4). Они дают для постоянных интегрирования

$$C_1 = 0, \quad (17)$$

$$C_2 = \frac{jaE_{\Delta}\gamma_1[\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)(\gamma_2\lambda_1^2 - s\gamma_1\lambda_2^2) - \gamma_2\lambda_1^2]}{\lambda_1^2\lambda_2[\gamma_2\lambda_1\operatorname{sh}_{\gamma_2}(a-t)\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)\operatorname{ch}\lambda_1a]},$$

$$C_3 = \frac{jaE_{\Delta}\{\operatorname{sh}\lambda_1a[\gamma_2^2\lambda_1^2(\operatorname{ch}\lambda_2t - \operatorname{ch}\lambda_2a) - s\gamma_1\gamma_2\lambda_2^2\operatorname{ch}\lambda_2t] + \gamma_1\gamma_2\lambda_1\lambda_2\operatorname{sh}\lambda_2\operatorname{ach}\lambda_1a\}}{\lambda_1\lambda_2^2[\gamma_2\lambda_1\operatorname{sh}\lambda_2(a-t)\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)\operatorname{ch}\lambda_1a]},$$

$$C_4 = \frac{ja\gamma_2E_{\Delta}\{\gamma_2\lambda_1^2\operatorname{sh}\lambda_1a(\operatorname{ch}\lambda_2a - \operatorname{ch}\lambda_2t) + s\gamma_1\lambda_2^2\operatorname{sh}\lambda_2t\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2\operatorname{ach}\lambda_1a\}}{\lambda_2^2\lambda_1[\gamma_2\lambda_1\operatorname{sh}\lambda_2(a-t)\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)\operatorname{ch}\lambda_1a]},$$

По (16) и (17) могут быть получены окончательные выражения для напряженности магнитного поля и согласно (1) составляющие плотности тока.

Полная электромагнитная мощность вторичной системы в зоне I определяется при помощи E_{Δ} и $\dot{\delta}_{yI}$ аналогично (9)

$$\tilde{S}'_{21} = \delta l \int_{-a}^a \frac{E_{\Delta} \dot{\delta}_{yI}}{2} dy = 4\Delta a l \gamma (\tau f B_{\Delta})^2 K'_B, \quad (18)$$

где

$$K'_B = \frac{a^2}{\lambda_1^2} \left\{ S - \frac{\operatorname{sh}\lambda_1a[\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)(\gamma_2\lambda_1^2 - s\gamma_1\lambda_2^2) - \gamma_2\lambda_1^2]}{\lambda_2\lambda_1a[\gamma_2\lambda_1\operatorname{sh}\lambda_2(a-t)\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)\operatorname{ch}\lambda_1a]} \right\} \quad (19)$$

Полная электромагнитная мощность вторичной системы в зоне II соответственно

$$\tilde{S}''_{21} = 2\delta l \int_a^t \frac{E_{\Delta} \dot{\delta}_{yII}}{2} dy = 4\Delta(t-a)l \gamma'_2 (\tau f B_{\Delta})^2 K''_B, \quad (20)$$

где

$$K''_B = \frac{a^2}{\lambda_2^2} \left\{ 1 - \frac{\operatorname{sh}\lambda_1a[1 - \operatorname{ch}\lambda_2(a-t)](2\gamma_2\lambda_1^2 - s\gamma_1\lambda_2^2) + \gamma_1\lambda_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_1a\operatorname{sh}\lambda_2(a-t)}{(t-a)\lambda_1\lambda_2[\gamma_2\lambda_1\operatorname{sh}\lambda_2(a-t)\operatorname{sh}\lambda_1a - \gamma_1\lambda_2\operatorname{ch}\lambda_2(a-t)\operatorname{ch}\lambda_1a]} \right\} \quad (21)$$

Комплексные величины K'_B и K''_B зависят от скольжения s не только через λ_1 как K_B согласно (10), но они являются также и явными функциями s .

Суммарная полная электромагнитная мощность вторичной системы будет

$$\tilde{S}_{21} = \tilde{S}'_{21} + \tilde{S}''_{21} = 4\Delta l (\tau f B_{\Delta})^2 [\gamma a K'_B + \gamma'_2(t-a) K''_B]. \quad (22)$$

При $a = t$ из (19) получим

$$K'_B = s \frac{a^2}{\lambda_1^2} \left(1 - \frac{\operatorname{th} \lambda_1 a}{\lambda_1 a} \right). \quad (23)$$

Сопоставление (23) и (8) в [3] показывает, что в этом случае $K'_B = s K_B$. К выражению (23) приходим также, если в (19) подставим $\gamma'_2 = 0$. В этом случае канал уже индуктора, но короткозамыкающие полосы отсутствуют.

При $\gamma_1 = \gamma = 0$ и $\lambda_1 = a$ суммарная полная электромагнитная мощность согласно (22) будет

$$\tilde{S}_{21} = 4\Delta l (\tau f B_\Delta)^2 \gamma'_2 (t-a) K''_B, \quad (24)$$

где

$$K''_B = \frac{a^2}{\lambda_2^2} \left\{ 1 - \frac{\operatorname{th} \frac{\lambda_2(t-a)}{2}}{\frac{\lambda_2(t-a)}{2}} \right\}. \quad (25)$$

В этом случае имеем две зоны с шириной $t-a$. K''_B согласно (25) совпадает с (8) [3], если в последнем вместо a подставить $\frac{t-a}{2}$ и вместо $\lambda = \lambda_2$.

При $\gamma = \gamma'_2$ ($\gamma_1 = \gamma_2$) и при $s = 1$, ($\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$) из (19) и (21) получим соответственно

$$K'_B = \frac{a^2}{\lambda^2} \left(1 - \frac{\operatorname{sh} \lambda a}{\lambda a \operatorname{ch} \lambda t} \right), \quad (26)$$

$$K''_B = \frac{a^2}{\lambda^2} \left[1 - \frac{\operatorname{th} \lambda t}{\lambda (t-a)} + \frac{\operatorname{sh} \lambda a}{\lambda (t-a) \operatorname{ch} \lambda t} \right]. \quad (27)$$

Суммарная полная электромагнитная мощность вторичной системы согласно (22) будет

$$\tilde{S}_{21} = 4\Delta t l \gamma (\tau f B_\Delta)^2 \cdot \frac{a^2}{\lambda^2} \left(1 - \frac{\operatorname{th} \lambda t}{\lambda t} \right). \quad (28)$$

Полученный результат совпадает полностью с выражением (17) [3], если ширина канала равняется $2t$. Если однако $\gamma = \gamma'_2$, но в зоне I $s \neq 1$ выражения вторичных мощностей существенно не упрощаются.

Рассмотренные частные случаи подтверждают справедливость выведенных выражений для электромагнитной полной мощности вторичной системы.

Механическая мощность в жидким металле определяется аналогично [3]

$$P_{\text{мех}} = (1-s) Re(\tilde{S}_{21}) = 4\Delta al\gamma(\tau f B_\Delta)^2(1-s)k'_a, \quad (29)$$

где k'_a вещественная часть выражения (19).

Электромагнитный напор аналогично [3] будет

$$p' = \frac{P_{\text{мех}}}{2a\Delta 2\tau f(1-s)} = p_o k'_a. \quad (30)$$

Из (30) видно, что k'_a имеет роль коэффициента ослабления [1] и равняется sk_{oc} согласно [3].

Уменьшением ширины канала $2a$ до нуля выражение (19) для K'_B в пределе получит вид

$$K'_B \Big|_{a \rightarrow 0} = \frac{\gamma_2}{\gamma_1} \frac{a^2}{\lambda_2^2} \left(1 - \frac{1}{\text{ch} \lambda_2 t} \right). \quad (31)$$

Из (31) явствует, что уменьшением ширины канала при $\gamma_2 \gg \gamma_1$ можно увеличить коэффициент ослабления до величин даже больше единицы. В ничтожно узком канале ток определяется полностью размерами и характеристиками короткоза-мыкающих полос.

Если удельные проводимости γ и γ'_2 столь малы, что $\varepsilon \ll 1$ и $\varepsilon_2 \ll 1$ и поэтому можем полагать $\lambda_1 = \lambda_2 = a$, то из (19) получим

$$K'_B = k'_a = s - \frac{s a a [\gamma_2 - (\gamma_2 - s \gamma_1) \text{cha}(t-a)]}{a a [\gamma_2 \text{sha}(t-a) \text{sha}a + \gamma_1 \text{cha}(t-a) \text{cha}a]}. \quad (32)$$

Это выражение не учитывает индуктивности вторичной цепи и распределение тока определяется только удельными проводимостями. При $\gamma_2 \gg \gamma_1$ величина k'_a приближается к пределу

$$k'_{\text{oc}} \Big|_{\gamma_2 \gg \gamma_1} = s - \frac{1 - \text{cha}(t-a)}{a a \text{sha}(t-a)}. \quad (33)$$

В таблице 1 сопоставлены результаты расчета коэффициента ослабления по формуле (13) для варианта 1, и по формуле (32) для вариантов 2, 3 и 4 при различных отношениях удельных проводимостей. Скольжение s принято равным единице. В вариантах 1, 3 и 4 ширина индуктора $2c$ равняется 95,2% от длины полюсного деления. В варианте 1 короткоза-

Таблица 1

№ варианта	Относительная ширина	$k_{oc} = k_a = k'_a$					
		$\gamma_2 = 0$	$\gamma_2 = \gamma_1$	$\gamma_2 = 2\gamma_1$	$\gamma_2 = 10\gamma_1$	$= \frac{\gamma_2}{\gamma_1} = 1000$	$\gamma_2 = \infty$
1	2	3	4	5	6	7	8
1	$\frac{c}{\tau} = \frac{a}{\tau} = 0,476$ $\frac{t}{\tau} = 0,681$	0,395	0,600	0,700	0,901	0,999	1
2	$\frac{c}{\tau} = \frac{t}{\tau} = 0,681$ $\frac{a}{\tau} = 0,476$	0,395	0,670	0,805	1,074	1,204	1,207
3	$\frac{c}{\tau} = \frac{t}{\tau} = 0,476$ $\frac{a}{\tau} = 0,272$	0,187	0,518	0,705	1,106	1,357	1,362
4	$\frac{c}{\tau} = \frac{t}{\tau} = 0,476$ $\frac{a}{\tau} = 0,0681$	0,015	0,568	0,980	2,35	3,65	3,68

мыкающие полосы находятся вне индукторов. При этом $t — c = 0,43c$. В варианте 2 ширина индуктора равна $2t$. В вариантах 3 и 4 ширина канала меньше ширины индуктора, причем $c — a$ равняется соответственно $0,43c$ и $0,86c$. Во второй графе таблицы представлены относительные значения ширины. Сравнение данных вариантов 1 и 2 показывает, что при рассматриваемых соотношениях увеличение ширины индуктора до внешних краев проводящих полос не дает особого дополнительного эффекта. Однако, если в рассматриваемом случае сузить канал в пределах индуктора и применить хорошо проводящие полосы до ширины индуктора (варианты 3 и 4), то коэффициент ослабления увеличится несколько раз. Это мероприятие, разумеется, увеличит только напор и уменьшает производительность.

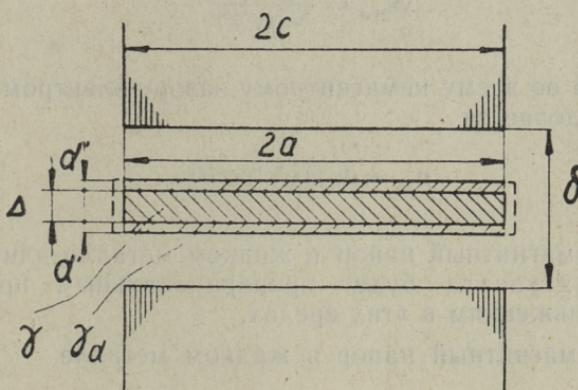
4. Торцевые стенки канала проводящие

При торцевых проводящих стенках канала (фиг. 3) магнитное поле в немагнитном зазоре имеет, строго говоря, кроме составляющей по направлению оси z (фиг. 1) также составляющую в направлении оси y . Вышеприведенная методика определения поперечного краевого эффекта принципиально точна только при однородном немагнитном зазоре по направлению оси z . Однако, нами уже использовались эквивалентные по толщине немагнитного зазора проводимости

$$\gamma_1 = \gamma \frac{\Delta}{\delta k_z} \text{ и } \gamma_2 = \gamma'_2 \frac{\Delta}{\delta k_z}.$$

В рассматриваемом случае следует учесть также то обстоятельство, что в стенках скольжение $s = 1$, а в жидким металле $s \neq 1$. При определении вспомогательной величины ε следует пользоваться эквивалентным по всей толщине немагнитного зазора произведением удельной проводимости и скольжения.

Фиг. 3



Эквивалентное произведение удельной проводимости и скольжения согласно фиг. 3 будет:

$$(\gamma' s') = \frac{\Delta s \gamma + 2d' \gamma_d}{\delta k_z}. \quad (34)$$

Здесь d' — толщина и γ_d удельная проводимость проводящей торцевой стенки.

Вспомогательная величина ε , по которой находятся λ_1 и K_B , определяется на основании эквивалентного произведения удельной проводимости и скольжения аналогично [3].

$$\varepsilon = \frac{\mu_0(\gamma's')\omega\tau^2}{\pi^2}. \quad (35)$$

Согласно выражению (17) [3] определяемая полная электромагнитная мощность вторичной системы является суммарной по всему немагнитному зазору. При определении электромагнитных полных мощностей в отдельности в жидком металле и в проводящих стенках канала учитываем согласно (34) удельные проводимости, толщины слоев и скольжение.

Электромагнитные полные мощности жидкого металла и торцевых стенок канала будут

$$\tilde{S}_{21\text{ж}} = \frac{\tilde{S}_{21}\Delta s\gamma}{\delta k_{\text{ж}}(\gamma's')}, \quad (36)$$

$$\tilde{S}_{21\text{д}} = \frac{\tilde{S}_{21}2d'\gamma_d}{\delta k_{\text{д}}(\gamma's')}. \quad (37)$$

Средний по всему немагнитному зазору электромагнитный напор определяется

$$p'_{\text{cp}} = k_a f(\gamma's') \tau I B_{\Delta}^2. \quad (38)$$

Электромагнитный напор в жидком металле или в торцевых стенках канала будет пропорциональным проводимостям и скольжениям в этих средах.

Электромагнитный напор в жидком металле

$$p' = p'_{\text{cp}} \frac{\gamma_s}{(\gamma's')}. \quad (39)$$

Электромагнитный напор в проводящих стенках канала

$$p'_{\text{д}} = p'_{\text{cp}} \frac{\gamma_d}{(\gamma's')}. \quad (40)$$

Торцевые проводящие стенки канала являются источниками дополнительных потерь.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика № 1, 1959.
2. А. И. Вольдек, Х. И. Янес. Поперечный краевой эффект в плоских индукционных насосах при накале жидкого металла с проводящими стенками. Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы. Рига, 1962, стр. 491.
3. Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине. См. наст. сборник, стр. 37.

X. I. Янес

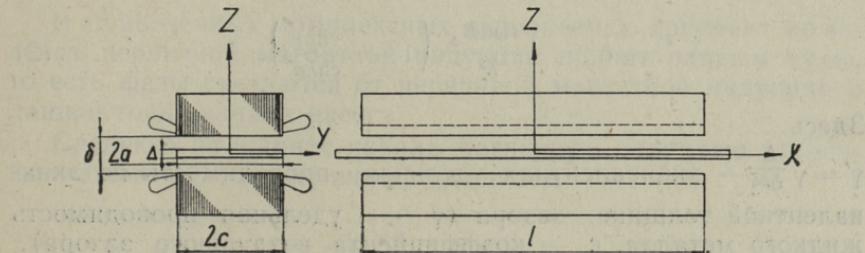
УЧЕТ ВЛИЯНИЯ ВТОРИЧНОЙ СИСТЕМЫ В ЛИНЕЙНОЙ ПЛОСКОЙ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКОЙ МАШИНЕ

1. Постановка задачи

В опубликованных работах по теории индукционных насосов главное внимание уделяется электромагнитным явлениям в жидком металле канала, то есть на вторичную систему при заданной первичной магнитной индукции. В этих работах определяются плотности тока во вторичной электропроводящей среде, активные потери и электромагнитные силы. Однако, не рассматривается влияние вторичной системы на первичную, то есть пренебрегают так называемой «реакцией якоря».

Целью этой работы является разработка схем замещения магнитогидродинамической машины, в которых учитываются электромагнитные процессы в первичной и вторичной системах.

Поперечный краевой эффект в данной работе учитывается при условии равенства ширины канала и ширины пакета индуктора $2a = 2c$ (фиг. 1).



Фиг. 1. Геометрические параметры

При аналитическом исследовании индуктор принимается бесконечно длинным, то есть продольный краевой эффект не учитывается. Предполагается, что первичная обмотка магнитогидродинамической машины создает только нормальное бегущее поле, передвигающееся в положительном направлении оси x со скоростью $v_1 = 2\pi f$ (f — частота сети, τ — полюсное деление). Амплитудное значение магнитной индукции в зоне жидкого металла принимается равным B_Δ .

Далее предполагаем, что жидкий металл движется в канале насоса со средней скоростью v . При турбулентном режиме течения можно принимать скорость металла в канале не зависящей от координат. В таком предположении скольжение всех элементов жидкости в отношении к скорости первичного поля равно

$$s = \frac{v_1 - v}{v_1}.$$

Напряженность магнитного поля вторичных токов и вторичную плотность тока считаем распределенными по зависимостям, приведенным в [1] для плоскопараллельного поля в зазоре между индукторами.

2. Основные зависимости

На основании результатов [1] поперечная составляющая напряженности магнитного поля вторичных токов \dot{H}_z и составляющая плотности вторичного тока $\dot{\delta}_y$, в результате взаимодействия которых создается полезное механическое усилие в направлении оси x , выражаются в функции координаты y следующим образом:

$$\dot{H}_z = -\frac{j\gamma' s \omega B_\Delta}{\lambda^2} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right), \quad (1)$$

$$\dot{\delta}'_y = \frac{\gamma' s \omega a B_\Delta}{\lambda^2} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right). \quad (2)$$

Здесь

$\gamma' = \gamma \frac{\Delta}{\delta k_\delta}$ — эквивалентная удельная проводимость по эквивалентной толщине зазора (γ — удельная проводимость жидкого металла, k — коэффициента воздушного зазора), $\omega = 2\pi f$ — угловая частота сети,

λ — вспомогательная величина, которая определяется по формуле

$$\lambda = a \sqrt{1 + j\epsilon}. \quad (3)$$

Здесь $a = \frac{\pi}{\tau}$, $\epsilon = \frac{\mu_0 \gamma' s \omega}{a^2}$. (4)

При постоянной первичной частоте для данной магнито-гидродинамической машины пропорциональная механическому скольжению безразмерная величина ϵ может быть условно, пока нет более подходящего термина, названа электромагнитным скольжением. Учитывая электромагнитные характеристики вторичной системы, величина ϵ , как показано ниже, полностью определяет электромагнитный режим насоса.

При выводе уравнений (1) и (2) предполагалось, что немагнитный зазор с эквивалентной толщиной $\kappa_b \delta$ заполнен однородной проводящей немагнитной средой с удельной проводимостью γ' . В действительности вторичные токи сосредоточены в проводящем слое толщиной Δ . Эти токи имеют плотность

$$\dot{\delta}_y = \frac{\gamma}{\gamma'} \dot{\delta}'_y = \frac{\gamma s \omega a B_\Delta}{\lambda^2} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right). \quad (2a)$$

Магнитная индукция вторичных токов и результирующая магнитная индукция в слое жидкого металла будут согласно (1), (3) и (4)

$$\dot{B}_z = - \frac{j \epsilon B_\Delta}{1 + j \epsilon} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right), \quad (5)$$

$$\dot{B} = B_\Delta + \dot{B}_z = \left[1 - \epsilon \frac{\epsilon + j}{\epsilon^2 + 1} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right) \right] B_\Delta. \quad (6)$$

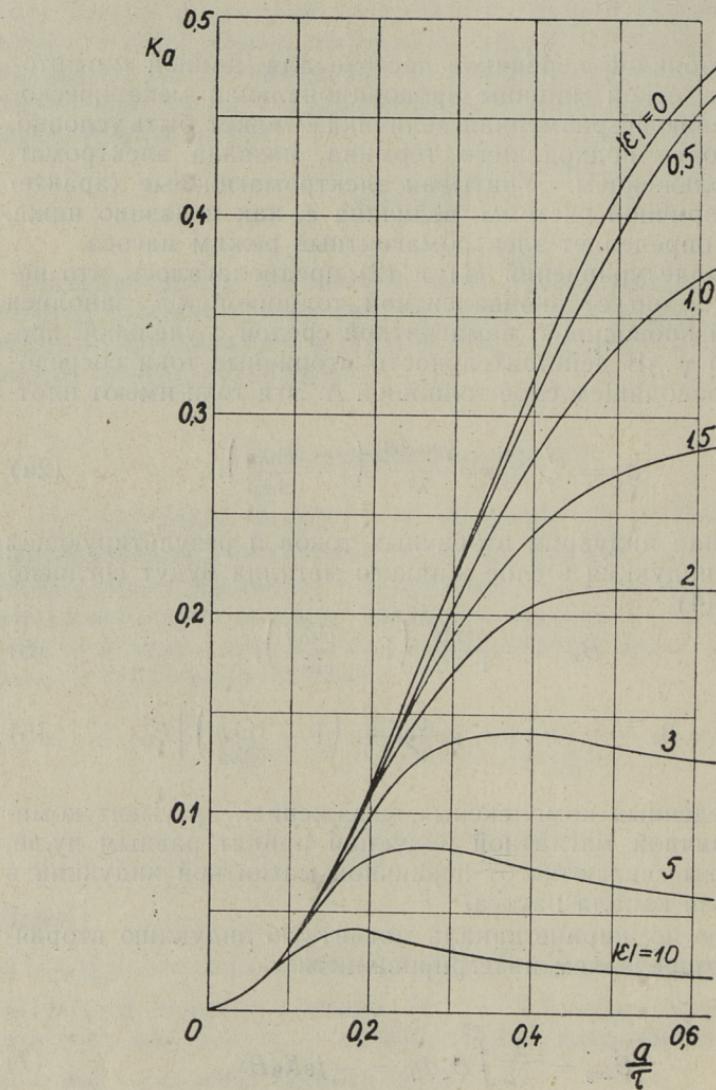
В приведенных комплексных выражениях аргумент комплекса первичной магнитной индукции принят равным нулю, то есть фазы считаются от первичной магнитной индукции в данной точке канала насоса.

Среднюю по ширине канала магнитную индукцию вторичных токов определяем интегрированием:

$$\dot{B}_{zcp} = \frac{1}{2a} \int_{-a}^{+a} \dot{B}_z dy = -j \epsilon K_B B_\Delta, \quad (7)$$

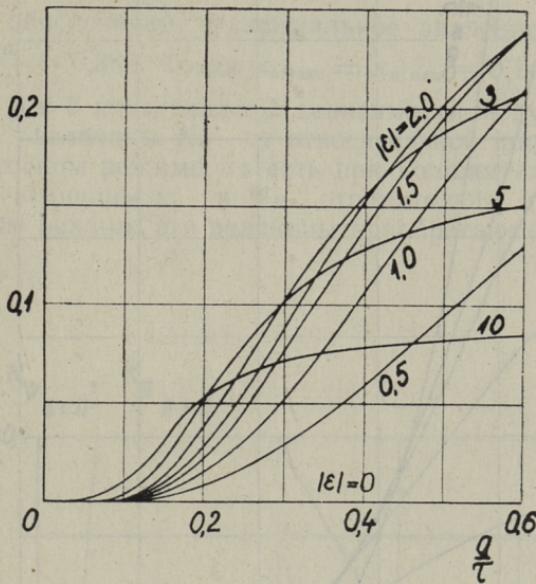
где комплексная величина

$$K_B = \frac{1}{1 + j\varepsilon} \left(1 - \frac{\operatorname{th} \lambda a}{\lambda a} \right) = k_a + jk_p = k_B e^{j\psi_B}. \quad (8)$$



Фиг. 2

$K_{p_{\varepsilon<0}}, -K_{p_{\varepsilon>0}}$



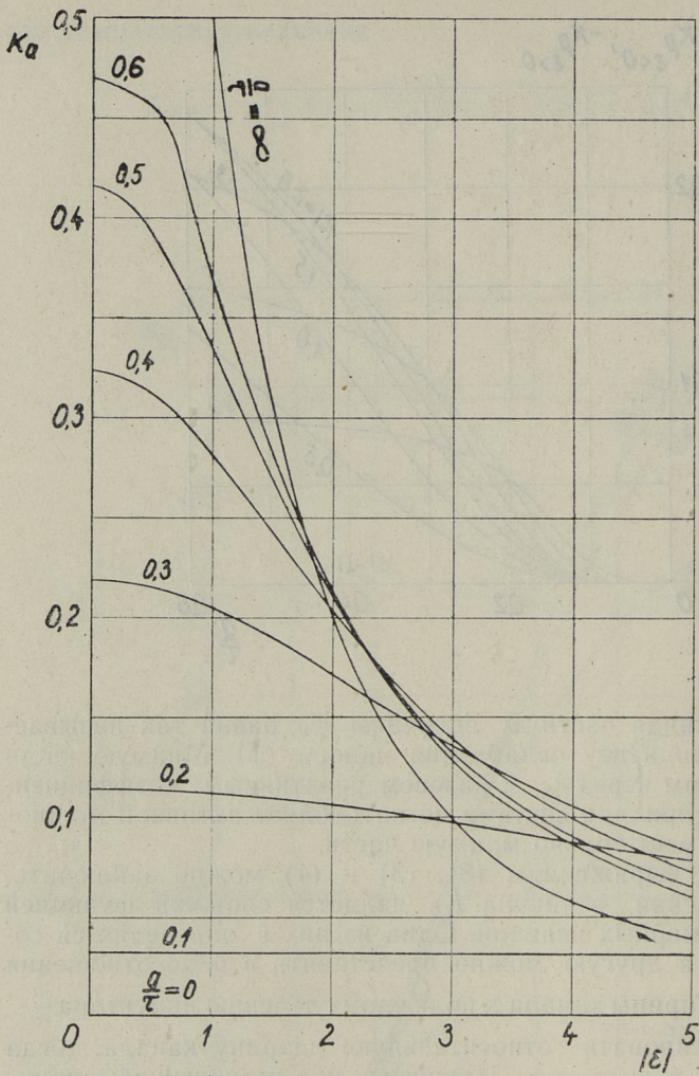
Фиг. 3

Вещественная часть k_a величины K_B равна так называемому коэффициенту ослабления напора [1]. Мнимую часть K_B обозначим через k_p и назовем реактивным коэффициентом. Если вторичная система не потребляет активной мощности, то K_B имеет только мнимую часть.

Согласно выражениям (8), (3) и (4) можно заключить, что комплексная величина K_B является сложной функцией двух безразмерных величин. Одна из них ε определяется согласно (4), а другую можно представить в виде отношения половины ширины канала к полюсному делению индуктора $\frac{a}{\tau}$. Если зафиксировать относительную ширину канала, тогда K_B зависит только от ε . Например, при бесконечной ширине индуктора и канала ($a = \infty$) имеем:

$$k_a = \frac{1}{1 + \varepsilon^2}, \quad k_p = -\frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon^2}, \quad \operatorname{tg} \Psi_B = -\varepsilon, \quad k_B = \frac{1}{\sqrt{1 + \varepsilon^2}}. \quad (8a)$$

На графиках фиг. 2 и 3 представлены рассчитанные согласно (8) зависимости k_a и k_p , от $\frac{a}{\tau}$ при некоторых значениях $\pm \varepsilon$.



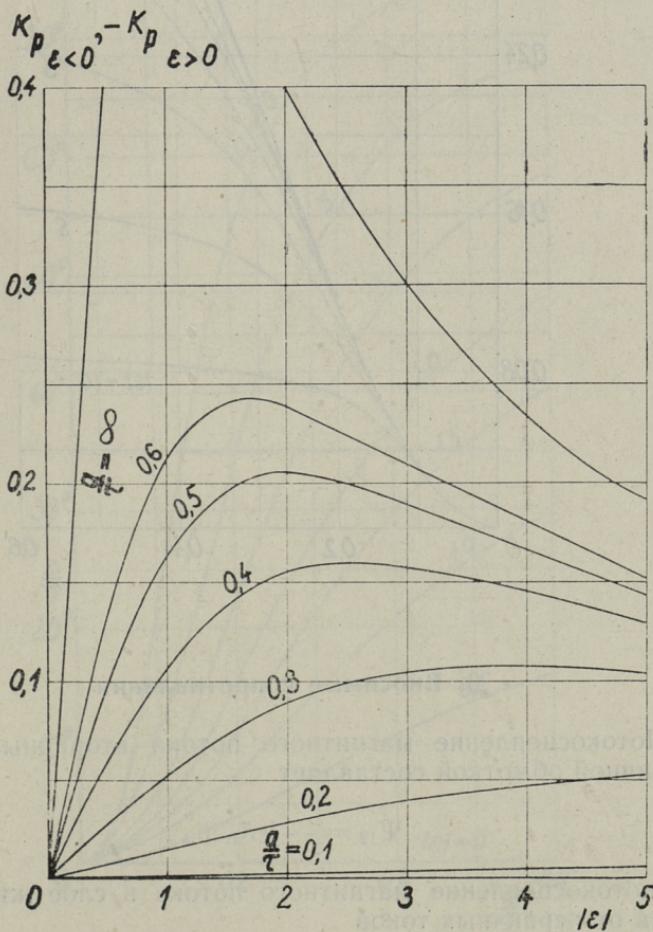
Фиг. 4

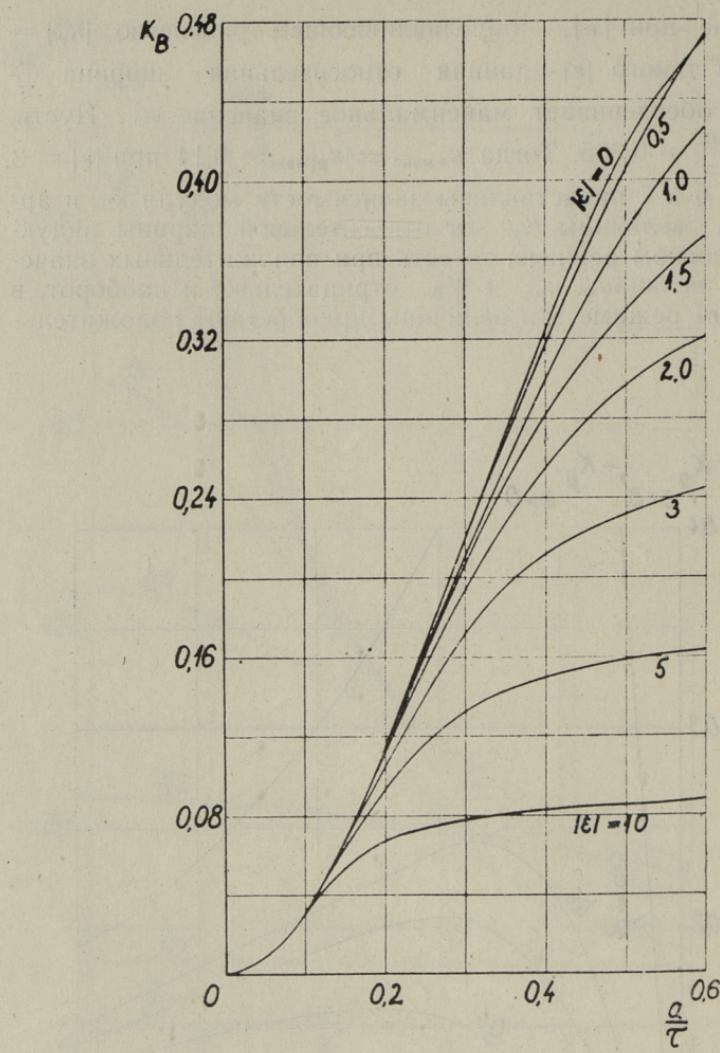
На фиг. 4 и 5 изображены те же величины в функции от ε при некоторых значениях $\frac{a}{\tau}$. Из фиг. 2 и 4 можно заключить, что κ_a уменьшается монотонно с увеличением $|\varepsilon|$ при заданном $\frac{a}{\tau}$. Величина же $|\kappa_p|$ согласно фиг. 3 и 5 растет от нуля до некоторого максимального значения и потом опять уменьшается с увеличением $|\varepsilon|$. $|\kappa_p|$ имеет максималь-

ное значение при $|\varepsilon|$, обуславливающем равенство $|\kappa_p| = \kappa_a$. Для такого $|\varepsilon|$ данная относительная ширина индуктора обеспечивает максимальное значение κ_a . Пусть, например, $\frac{a}{\tau} = 0,365$. Тогда $\kappa_{a\max} = |\kappa_p|_{\max} = 0,14$ при $|\varepsilon| = 3$.

На фиг. 6 и 7 представлены зависимости модуля κ_B и аргумента Ψ_B величины K_B от относительной ширины индуктора. В насосном режиме, то есть при положительных значениях ε и s , величины κ_p и Ψ_B отрицательны и наоборот, в генераторном режиме эти величины приобретают положительные знаки.

Фиг. 5





Фиг. 6

3. Вносимые сопротивления

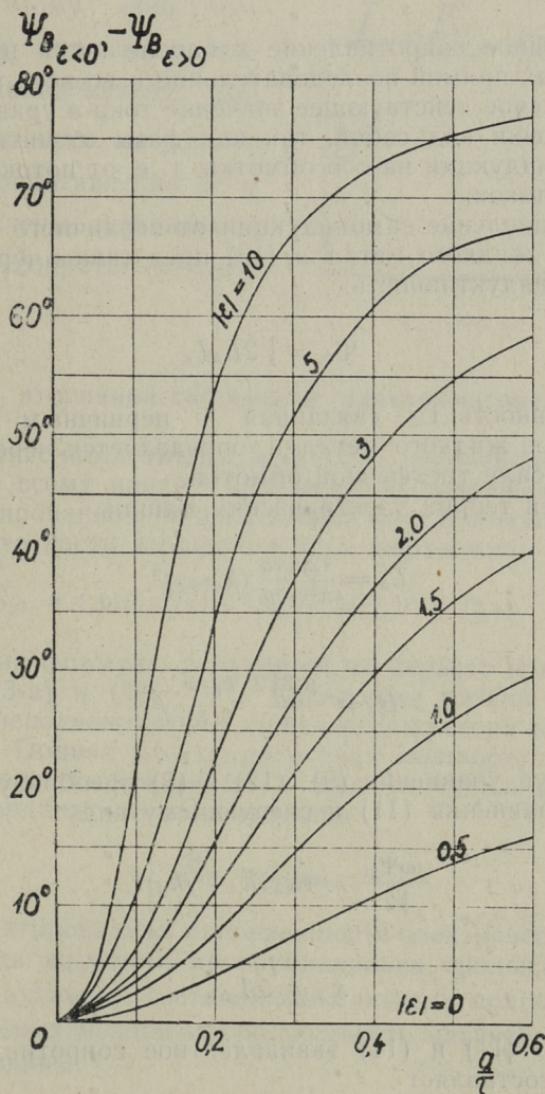
Потокосцепление магнитного потока вторичных токов с первичной обмоткой составляет

$$\Psi_{12} = -jeK_B \Psi_\Delta, \quad (9)$$

где потокосцепление магнитного потока в слое жидкого металла от первичных токов

$$\Psi_{\Delta} = \frac{4}{\pi} \tau a w k_{\text{o}} B_{\Delta}. \quad (10)$$

Здесь k_{o} и w — обмоточный коэффициент и число витков первичной обмотки индуктора. Потокосцепление Ψ_{12} может быть условно названо также потокосцеплением взаимной индукции.



Фиг. 7

Второй закон Кирхгофа для первичной цепи индуктора в символической форме может быть написан следующим образом:

$$\dot{U} = I(r + jx) + j \frac{\omega \dot{\Psi}_{12}}{\sqrt{2}}, \quad (11)$$

где

r и x — активное и реактивное сопротивление обмотки индуктора.

Индуктивное сопротивление x определяется при симметричных токах прямой последовательности во всех трех фазах.

Комплексное действующее значение тока в уравнении (11) не имеет точки над собой, так как фазы отсчитываются от магнитной индукции на оси обмотки, т. е. от потокосцепления первичных токов.

Потокосцепление самоиндукции от первичного магнитного поля в слое жидкого металла (10) представим через соответствующую индуктивность:

$$\Psi_{\Delta} = \sqrt{2} L_{\Delta} I. \quad (12)$$

Индуктивность L_{Δ} , связанная с первичным магнитным полем в слое жидкого металла, определяется через магнитодвижущую силу трехфазной обмотки.

По общей теории электрических машин

$$L_{\Delta} = \frac{12\mu_0 \tau a}{\pi^2 k_{\delta} \delta p} (k_{\alpha \delta} w)^2, \quad (13)$$

так как

$$B_{\Delta} = \frac{\mu_0 3 \sqrt{2}}{\pi} \frac{k_{\alpha \delta} w}{k_{\delta} \delta p} I. \quad (13-a)$$

Используя уравнения (9), (12) и (8) преобразуем последний член уравнения (11) к следующему виду:

$$\frac{j\omega \dot{\Psi}_{21}}{\sqrt{2}} = \varepsilon x_{\Delta} (k_a + jk_b) I, \quad (14)$$

где

$$x_{\Delta} = w L_{\Delta}.$$

Согласно (11) и (14) эквивалентное сопротивление цепи индуктора составляет

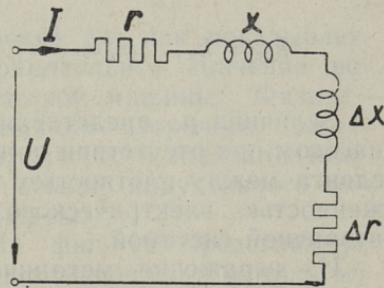
$$Z = (r + \Delta r) + j(x + \Delta x), \quad (15)$$

где

$$\Delta r = \varepsilon k_a x_\Delta, \quad \Delta x = \varepsilon k_p x_\Delta. \quad (16)$$

Члены Δr и Δx являются вносимыми в первичную цепь активным и реактивным сопротивлениями. Эти сопротивления учитывают в первичной цепи электромагнитное влияние вторичной системы.

Эквивалентному сопротивлению цепи индуктора соответствует эквивалентная схема, изображенная на фиг. 3. Вносимые сопротивления Δr и Δx представлены активным и реактивным сопротивлениями.



Фиг. 3

4. Мощность вторичной системы и электромагнитный напор

Полная электромагнитная мощность, полученная интегрированием по всему каналу произведения сопряженной величины индуцированной напряженности электрического поля и комплекса плотности вторичного тока выражается формулой

$$\tilde{S}_{21} = 4\Delta a l \gamma s (\int \tau B_\Delta)^2 K_B = 3I^2(\Delta r + j\Delta x). \quad (17)$$

Второй вид формулы получается из первого применением (4), (13), (13-а) и (16). Эти выражения полной мощности написаны в неподвижной относительно индуктора координатной системе. Полная электромагнитная мощность вторичной системы в движущейся вместе с жидким металлом со скоростью v координатной системе равна

$$\tilde{S}_{22} = s \tilde{S}_{21}, \quad (18)$$

так как индуцированная напряженность электрического поля в движущейся жидкости пропорциональна скольжению.

Разность активных составляющих полных мощностей \tilde{S}_{21} и \tilde{S}_{22} составляет механическую мощность магнитогидродинамической машины

$$P_{\text{мех}} = 4\Delta a l \gamma s (\int \tau B_\Delta)^2 k_a (1-s) = 3 I^2 \Delta r (1-s). \quad (19)$$

По механической мощности средний электромагнитный напор в поперечном сечении канала будет

$$p' = \frac{P_{\text{мех}}}{2a\Delta v} = p_o s k_{oc} = \frac{\Delta r}{x_\Delta} p'_o, \quad (20)$$

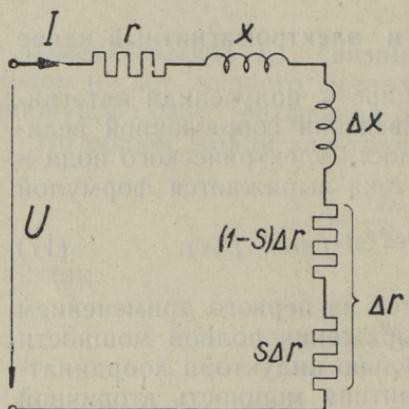
где

$$k_{oc} = k_a, \quad p'_o = \frac{p_o}{\varepsilon_1}, \quad \varepsilon_1 = \varepsilon|_{s=1}, \quad p_o = \tau l \gamma f B_\Delta^2. \quad (21)$$

Величина p_o представляет собой давление, развиваемое насосом при отсутствии поперечного краевого эффекта и угла сдвига между плотностью тока и индуцированной напряженностью электрического поля в режиме с неподвижной вторичной системой.

Из выражения механической мощности получим полезную гидравлическую мощность в насосном режиме после вычитания гидравлических потерь в самом канале насоса.

Вносимое активное сопротивление Δr (16) можем разделить на две составляющие $(1-s)\Delta r$ и $s\Delta r$ (фиг. 9). По этим составляющим вносимого сопротивления определяются механическая мощность и активные потери во вторичной системе.



Фиг. 9

$$P_{\text{мех}} = 3 I^2 (1-s) \Delta r,$$

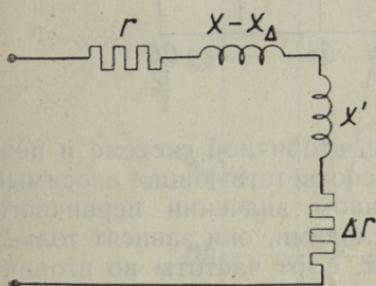
$$P_{22} = 3 I^2 s \Delta r. \quad (22)$$

5. Зависимость вносимых сопротивлений от скольжения

В насосном режиме ($s > 0$ и $\varepsilon > 0$) вносимое активное сопротивление Δr , как показывает анализ выражения (16), имеет положительное значение. Составляющая $(1-s)\Delta r$ этого сопротивления, по которой определяется механическая

мощность (22) приобретает отрицательное значение при $s > 1$. Это есть так называемый «режим торможения противотоком». Вторая составляющая вносимого активного сопротивления $s\Delta r$, по которой определяется активная мощность на вторичной стороне, положительна при $s > 0$. В генераторном режиме вносимое активное сопротивление Δr отрицательно, как и составляющая $(1 - s)\Delta r$, так как механическая мощность используется для сверхсинхронного торможения. Составляющая $s\Delta r$ будет, разумеется, и в этом случае положительной.

Вносимое реактивное сопротивление Δx , как показывает анализ выражения (16), имеет отрицательное значение во всех режимах магнитогидродинамической машины. Физически это означает, что магнитное влияние вторичных токов является всегда размагничивающим, то есть эквивалентное сопротивление всей системы всегда меньше индуктивного сопротивления первичной обмотки машины.



Фиг. 10

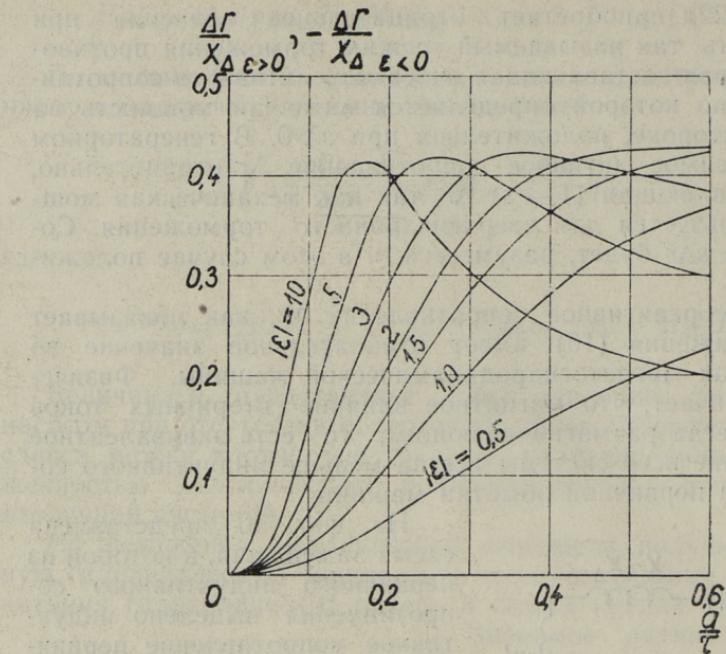
На фиг. 10 представлена схема замещения, в которой из первичного индуктивного сопротивления выделено индуктивное сопротивление первичного рассеяния ($x - x_d$). Здесь это рассеяние учитывает кроме рассеяния пазов, лобовых частей, коронок зубцов также и ту часть потока в немагнитном зазоре, которая не проходит через канал машины в холостом ходе. Кроме того, оно учитывает поток высших гармоник.

Эквивалентное индуктивное сопротивление x' остальной части эквивалентной схемы согласно выражению (16) будет положительна.

$$x' = x_d (1 + \epsilon \kappa_p) > 0. \quad (23)$$

На фиг. 11 и 12 представлены вносимые сопротивления Δr и Δx в зависимости от $\frac{a}{\tau}$ и эквивалентное индуктивное сопротивление x' (23) в виде относительных величин при некоторых значениях ϵ . Базисным сопротивлением принято индуктивное сопротивление x_d .

Согласно (17) вносимые сопротивления учитывают в первичной цепи активную и реактивную мощности вторичной

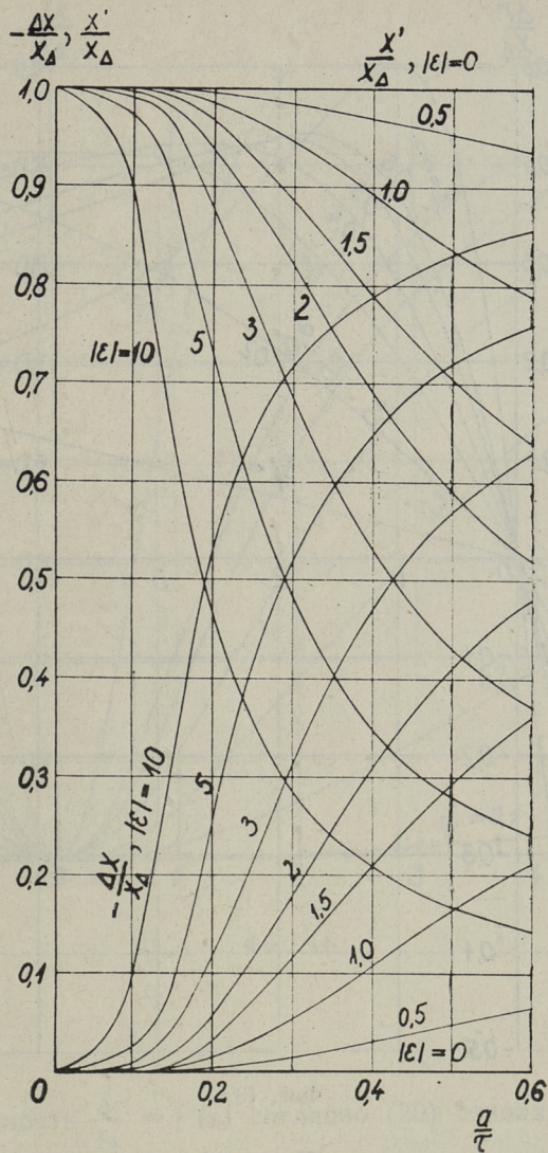


Фиг. 11.

системы. При заданных индукторе, вторичной системе и первичной частоте эти мощности и соответствующие вносимые сопротивления зависят при заданном значении первичного тока только от s или ε . Другими словами, они зависят только от скорости движения жидкости, т. е. от частоты во вторичной системе. С увеличением $|\varepsilon|$ при фиксированном $\frac{a}{\tau}$ экранирующее действие вторичных токов увеличивается и соответствующее вторичной реактивной мощности отрицательное относительное вносимое реактивное сопротивление доходит до 1 (фиг. 12). Соответственно эквивалентное сопротивление x' приближается к нулю. При бесконечно широком индукторе эти величины будут соответственно

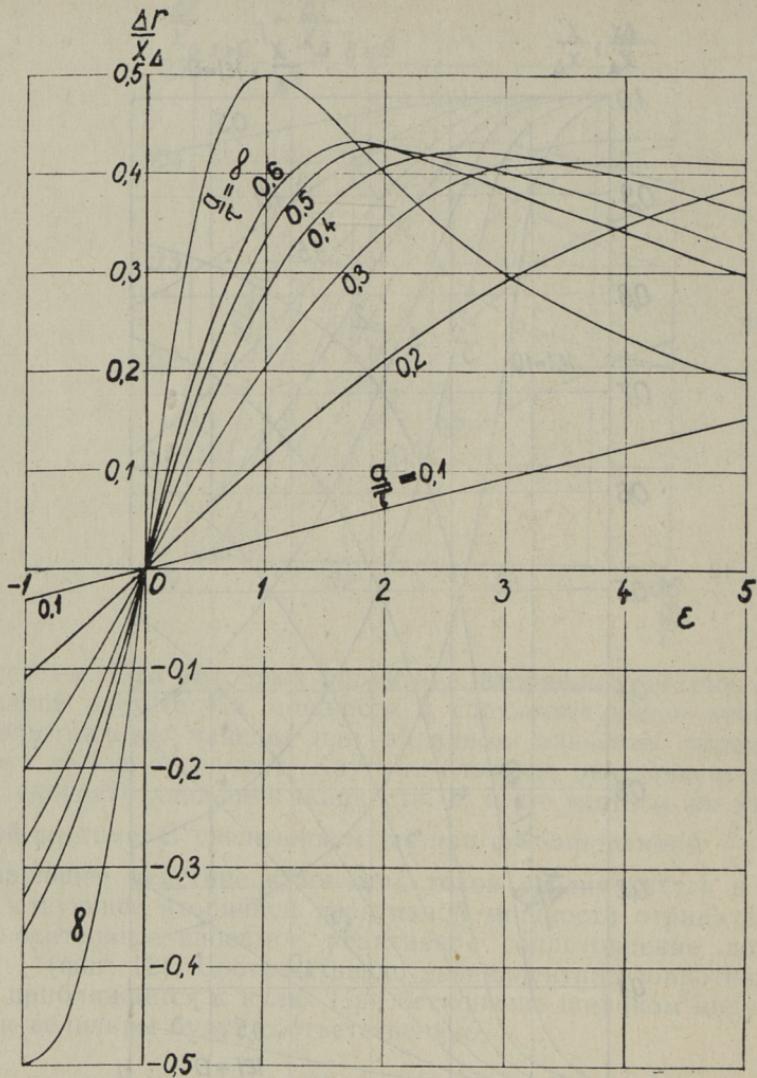
$$\frac{\Delta r}{X_\Delta} = \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon^2}, \quad \frac{\Delta x}{X_\Delta} = -\frac{\varepsilon^2}{1 + \varepsilon^2}, \quad \frac{x'}{X_\Delta} = \frac{1}{1 + \varepsilon^2}. \quad (24)$$

С увеличением электромагнитного скольжения при заданном $\frac{a}{\tau}$ максимум активной мощности достигается, как можно видеть из фиг. 11 и 12, в случае, если $\Delta r = |\Delta x|$, т. е. при равенстве вторичной реактивной и активной мощностей. Более широкий индуктор удовлетворяет условию максимума активной мощности при меньшей величине ε или скольжения s .



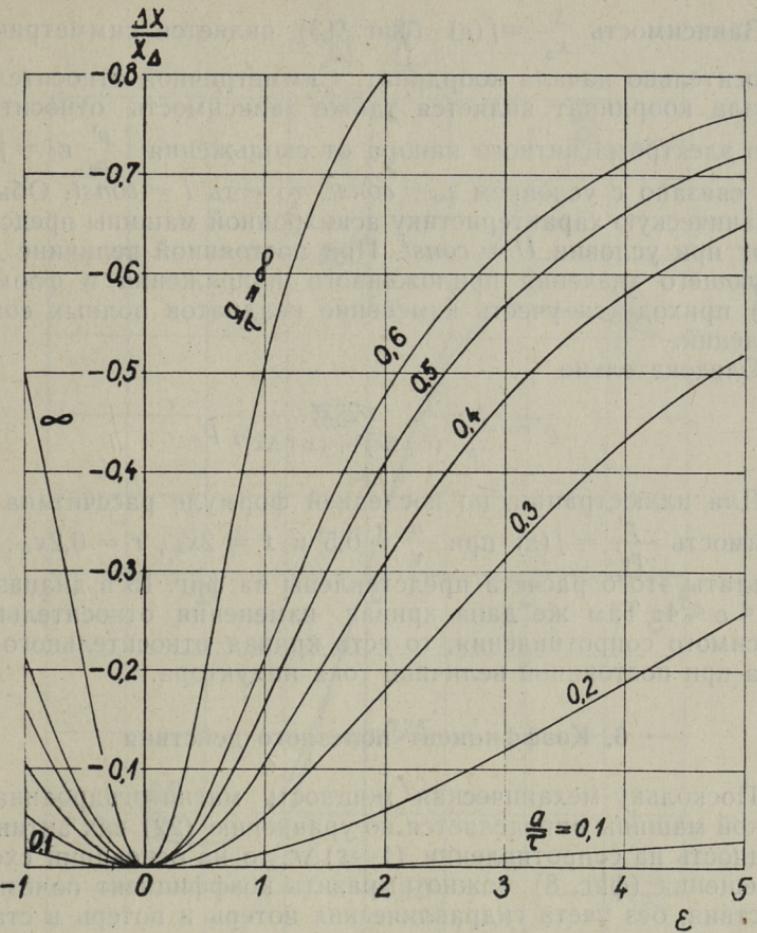
Фиг. 12

Относительное вносимое активное сопротивление при условии максимума изменяется приблизительно от 0,4 при бесконечно узком индукторе (фиг. 11) и доходит до 0,5 при бесконечно широком индукторе, как можно заключить из выражений (24).



Фиг. 13

На фиг. 13 и 14 изображены вносимые относительные активное и индуктивное сопротивление $\frac{\Delta r}{x_\Delta}$ и $\frac{\Delta x}{x_\Delta}$ в зависимости от ε , то есть от s для некоторых значений относительной ширины индуктора.



Фиг. 14

Зависимость $\frac{\Delta r}{x_\Delta} = f(\varepsilon)$ согласно (20) совпадает с характером зависимости $p' = f(\varepsilon)$. По существу характеристика электромагнитного напора $p' = f(\varepsilon)$ совпадает с зависимостью вращающего момента асинхронной машины от скольжения в случае неизменной величины действующего значения тока и пренебрежения потерями в стали. Ось абсцисс ε можно рассматривать одновременно как ось скольжения s или ось скорости v .

Зависимость $\frac{\Delta r}{x_\Delta} = f(\varepsilon)$ (фиг. 13) является симметричной относительно начала координат. Симметричной относительно начала координат является также зависимость относительного электромагнитного напора от скольжения $\frac{p'}{p_0} \varepsilon_1 = f(\varepsilon)$. Это связано с условием $p_0 = const$, то есть $I = const$. Обычно механическую характеристику асинхронной машины представляют при условии $U = const$. При постоянной величине действующего значения приложенного напряжения в формуле (20) приходится учесть изменение квадратов полных сопротивлений.

Следовательно

$$p' = \frac{\Delta r}{x_\Delta} \frac{r^2 + x^2}{(r + \Delta r)^2 + (x + \Delta x)^2} p'_0. \quad (25)$$

Для иллюстрации, по последней формуле рассчитана зависимость $\frac{p'}{p'_0} = f(\varepsilon)$ при $\frac{a}{\tau} = 0,5$ и $x = 2x_\Delta$, $r = 0,2x_\Delta$. Результаты этого расчета представлены на фиг. 15 в диапазоне $-4 \leq \varepsilon \leq 4$. Там же дана кривая изменения относительного вносимого сопротивления, то есть кривая относительного напора при постоянной величине тока индуктора.

6. Коэффициент полезного действия

Поскольку механическая мощность магнитогидродинамической машины определяется по уравнению (22) как активная мощность на сопротивлении $(1-s)\Delta r$, то на основании схемы замещения (фиг. 8) можно выразить коэффициент полезного действия, без учета гидравлических потерь и потерь в стали, для работы в насосном режиме в следующем виде:

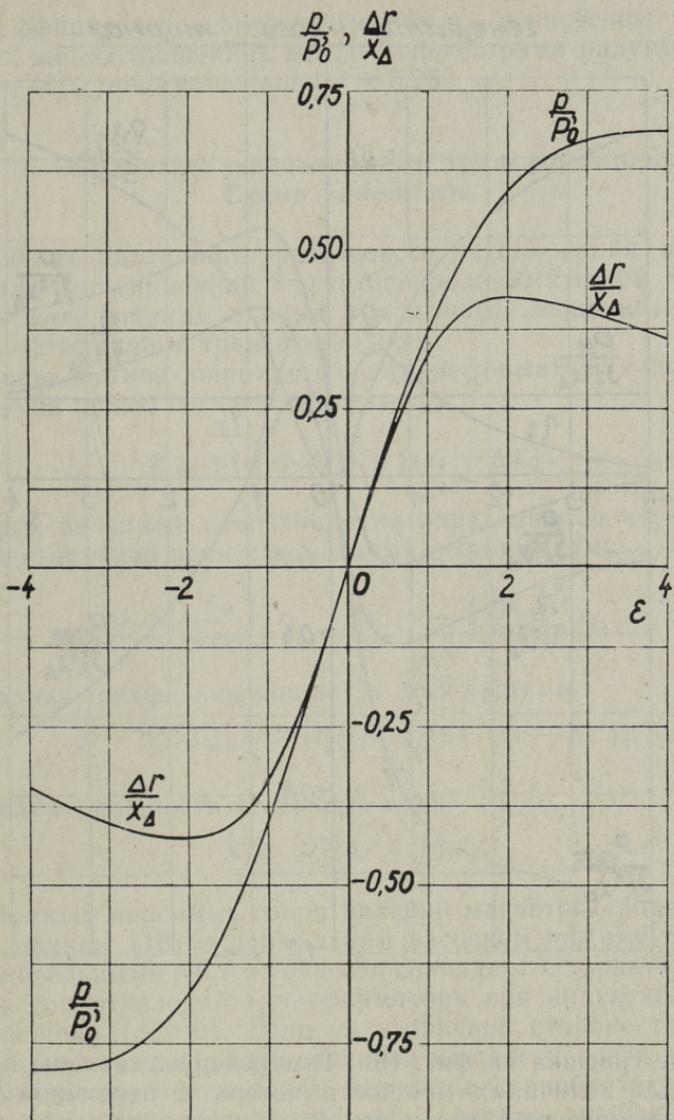
$$\eta_h = \frac{P_{\text{мех}}}{P} = \frac{1-s}{1 + \frac{r}{\Delta r}}, \quad (26)$$

где P — активная мощность всей системы.

Коэффициент полезного действия для генераторного режима рассчитывается по формуле

$$\eta_g = \frac{P_{\text{мех}} - P_{11} - P_{22}}{P_{\text{мех}}} = 1 - \frac{\frac{r}{\Delta r} + s}{1 - s}, \quad (27)$$

где P_{11} — мощность потерь в меди обмотки индуктора.

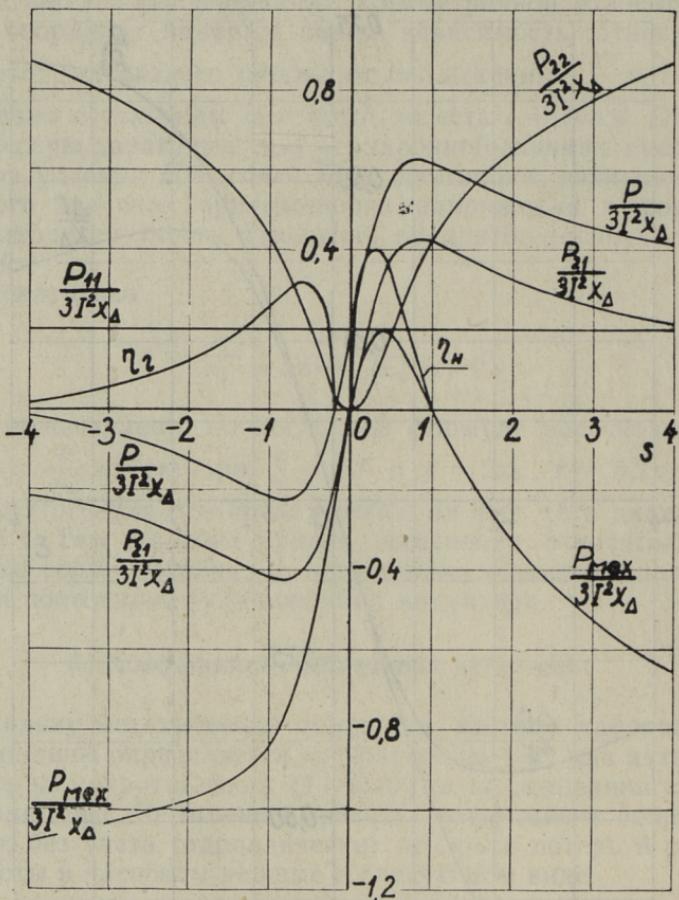


Фиг. 15

Физическое содержание имеют только положительные значения коэффициента полезного действия.

В качестве примера рассчитана зависимость $\eta_n = f(s)$ по уравнению (26) при $\frac{a}{\tau} = 0,5$, $\frac{r}{x_\Delta} = 0,2$ и $\varepsilon_1 = 2,5$ в пределах $1 \geq s \geq 0$, т. е. $2,5 \geq \varepsilon \geq 0$. Результаты расчета представлены

генератор насос тормоз



Фиг. 16

в виде графика на фиг. 16. Там же представлены в относительных величинах мощность потерь в первичной обмотке P_{11} , механическая мощность $P_{\text{мех}}$, мощность потерь на вторичной стороне P_{22} , электромагнитная мощность P_{21} и активная мощность P в зависимости от скольжения в диапазоне $-4 \leq s \leq 4$. Базисной величиной принята $3I^2x_\Delta$.

На той же фигуре изображена зависимость коэффициента полезного действия от скольжения в генераторном режиме $\eta_g = f(s)$, рассчитанная согласно (27) при тех же соотношениях индуктора. При этих соотношениях $\eta_g > 0$ если $s < -0,2$. η_g достигает максимума (31,5%) при $s = -0,6$.

Коэффициент полезного действия $\eta_{\text{и}}$ в насосном режиме при тех же соотношениях между параметрами индуктора достигает 40% при скольжении $s = 0,25$.

7. Параметры эквивалентного трансформатора. Схема замещения

В целях наглядного физического истолкования полученных для индукционной магнитогидродинамической машины результатов сравним с ними аналогичные величины в трехфазном воздушном трансформаторе.

Эквивалентное сопротивление трансформатора с пассивной вторичной цепью согласно [2] равно

$$Z_{\text{экв}} = (r_1 + \Delta r') + j(x_1 + \Delta x'). \quad (28)$$

Здесь вносимые сопротивления определяются через параметры вторичной цепи следующими выражениями:

$$\Delta r' = \left(\frac{x_m}{z_2} \right)^2 r_2, \quad \Delta x' = - \left(\frac{x_m}{z_2} \right)^2 x_2. \quad (29)$$

Полная трехфазная мощность всей системы

$$\tilde{S} = 3I_1^2 Z_{\text{экв}} = 3I_1^2 [(r_1 + \Delta r') + j(x_1 + \Delta x')]. \quad (30)$$

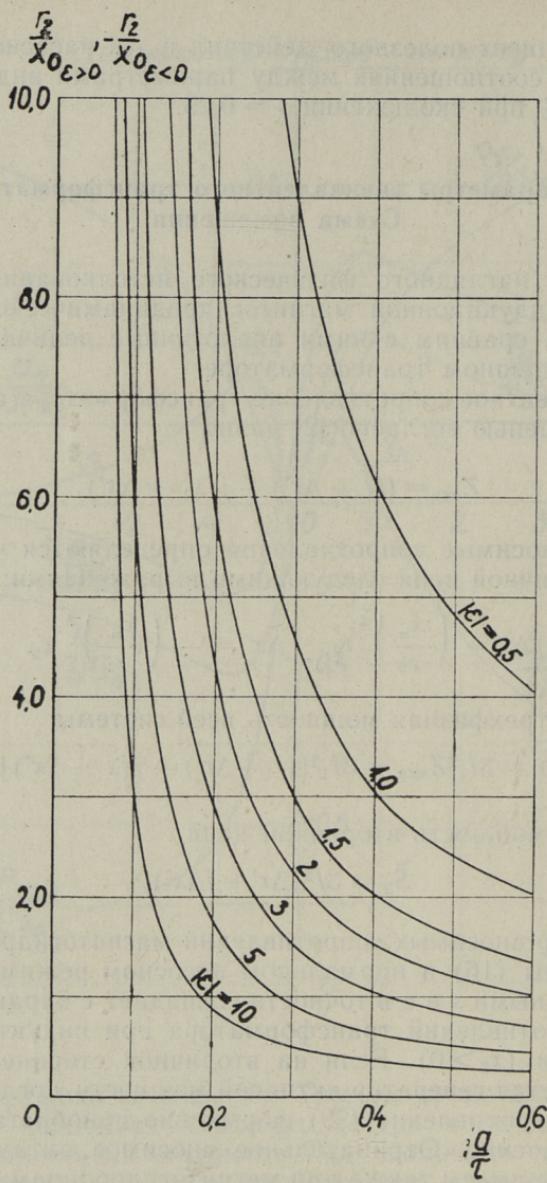
Полная мощность вторичной цепи

$$\tilde{S}_2 = 3I^2 (\Delta r' + j\Delta x'). \quad (31)$$

Характер вносимых сопротивлений магнитогидродинамической машины (16) в нормальном насосном режиме работы с положительными s и ε в точности совпадает с характером вносимых сопротивлений трансформатора при индуктивной вторичной цепи ($x_2 > 0$). Если на вторичной стороне трансформатора имеется генератор активной мощности, тогда вносимое активное сопротивление (29) формально приобретает отрицательное значение. Отрицательное вносимое активное сопротивление мы имеем также для магнитогидродинамической машины в сверхсинхронном режиме.

Полная аналогия воздушного трансформатора и магнитогидродинамической машины существует также из выражений мощностей.

На основе приведенной аналогии можно определить параметры эквивалентного к магнитогидродинамической машине трансформатора.



Фиг. 17

Пусть параметры обмотки индуктора насоса r и x равны соответствующим параметрам первичной обмотки эквивалентного трансформатора. Параметры вторичной цепи получим при равенстве вносимых сопротивлений в обоих случаях.

$$\frac{x_M^2}{r_2^2+x_2^2} r_2 = \varepsilon k_a x_\Delta, \quad -\frac{x_M^2}{r_2^2+x_2^2} x_2 = \varepsilon k_p x_\Delta. \quad (32)$$

Эти два условия содержат три неизвестные величины эквивалентного трансформатора r_2 , x_2 и x_M . Одну из них можно задать произвольно. Выразим параметры вторичной цепи эквивалентного трансформатора через x_M . Если учесть (8), то

$$r_2 = x_0 \frac{k_a}{\varepsilon k_B^2}, \quad x_2 = -x_0 \frac{k_p}{\varepsilon k_B^2}. \quad (33)$$

Здесь

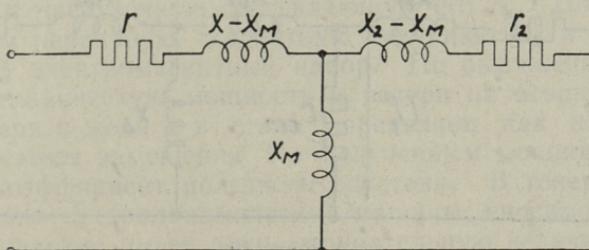
$$x_0 = \frac{x_M^2}{x_\Delta}.$$

В насосном режиме работы ($s > 0$, $\varepsilon > 0$) $r_2 > 0$ и $x_2 > 0$. В сверхсинхронном режиме ($s < 0$, $\varepsilon < 0$) активное сопротивление $r_2 < 0$.

Если индуктор имеет бесконечную ширину, то параметры вторичной цепи определяются формулами

$$r_2 = x_0 \frac{1}{\varepsilon}, \quad x_2 = x_0. \quad (34)$$

На фиг. 17 представлено активное сопротивление эквивалентной вторичной цепи r_2 в зависимости от $\frac{a}{\tau}$, рассчитанное по формуле (33), в виде относительных величин при некоторых значениях ε . Базисной величиной является x_0 . Интересно отметить, что активное сопротивление вторичной системы эквивалентного трансформатора изменяется в широких пределах с изменением электромагнитного скольжения или ширины индуктора. Соответствующее реактивное сопротивление x_2 , как показывают расчеты по формуле (33), мало зависит от электромагнитного скольжения и ширины индуктора.



Фиг. 18

Схема замещения эквивалентного трансформатора является основой для составления эквивалентной схемы магнито-гидродинамической машины. На фиг. 18 дана схема замещения эквивалентного трансформатора с индуктивностями рассеяния.

Считая $x_m = x_\Delta$, то есть $x_0 = x_\Delta$, получим для сопротивлений рассеяния первичной и вторичной цепей выражения

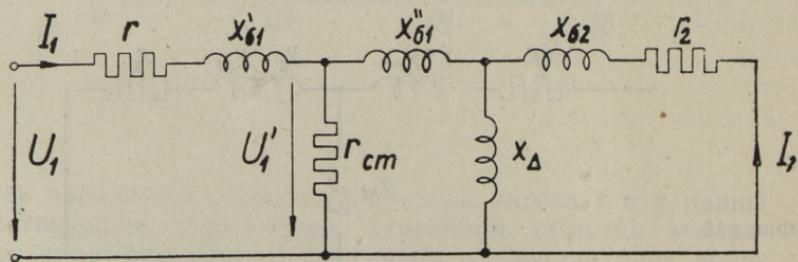
$$(38) \quad x_{\sigma 1} = x - x_\Delta, \quad x_{\sigma 2} = x_2 - x_\Delta = -\left(1 + \frac{k_p}{\varepsilon k_B^2}\right)x_\Delta. \quad (35)$$

Если индуктор имеет бесконечную ширину, то вторичный поток рассеяния $x_{\sigma 2} = 0$.

8. Полная схема замещения индуктора со вторичной системой

В полной схеме замещения (фиг. 19) сопротивление рассеяния первичной цепи $x_{\sigma 1}$ разделено на две составляющие: сопротивление рассеяния пазов, лобовых частей, коронок зубцов $x'_{\sigma 1}$ и сопротивление рассеяния воздушного зазора $x''_{\sigma 1}$. $x'_{\sigma 1}$ определяется через соответствующие проводимости рассеяния, а $x''_{\sigma 1}$ — разностью между главным индуктивным сопротивлением и индуктивным сопротивлением от потока основной гармоники и через канал. Потери в стали можно с достаточной точностью считать пропорциональными квадрату напряжения U'_1 (фиг. 19). Следовательно, учет этих потерь в схеме замещения производится соответствующим сопротивлением. Сопротивление потерь в стали определяется формулой

$$r_{ct} = \frac{U_1'^2}{P_{ct}}. \quad (36)$$

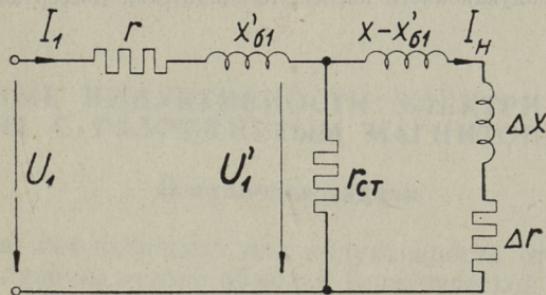


Фиг. 19

9. Ход расчета электромагнитного напора и энергетических соотношений в магнитогидродинамической машине

В практических расчетах режимов работы магнитогидродинамической машины удобно пользоваться схемой замещения, изображенной на фиг. 20.

Фиг. 20



Активное сопротивление обмотки r мало отличается от соответствующего сопротивления обмотки при постоянном токе. Индуктивное сопротивление x , индуктивное сопротивление расцесияния x'_{61} и сопротивление потерь в стали r_{ct} определяются из эксперимента холостого хода или рассчитываются по общей методике расчета электрических машин. По заданному количеству протекающей жидкости, ее характеристикам, размерам канала и индуктора определяются скольжение s и ϵ согласно (4). Вносимые сопротивления Δr и Δx определяются с использованием приведенных графиков фиг. 11 по 14 и расчетного индуктивного сопротивления x_d (13) от магнитного потока через канал.

Если параметры элементов схемы замещения (фиг. 20) известны, можем, исходя из первичного напряжения, определить ток I и нагрузочную составляющую его I_n . По последней находим первичную магнитную индукцию B_d и согласно (20) и (21) электромагнитный напор. По выражениям (22) находим механическую мощность и потери на вторичной системе. Потери в меди и в стали определяем как потери на элементах схемы замещения. По полученным мощностям определяем коэффициент полезного действия. В генераторном режиме магнитогидродинамической машины вносимое активное сопротивление имеет лишь отрицательную величину.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика, № 1, 1959.
2. Л. Р. Нейман и П. Л. Калантаров. Теоретические основы электротехники, II ч. Госэнергоиздат, 1959.
3. М. П. Костенко. Электрические машины, специальная часть. Госэнергоиздат, 1949.
4. Я. Я. Лиелпетер. Электромагнитные и гидравлические процессы в канале индукционного насоса. Кандидатская диссертация. Рига, 1960.

X. I. Янес

ГЛАВНЫЕ ИНДУКТИВНОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ С РАЗОМКНУТЫМ МАГНИТОПРОВОДОМ

Постановка задачи

Главная индуктивность или индуктивность от магнитного поля в воздушном зазоре обмотки электрической машины переменного тока определяется в общей теории электрических машин по первой гармонике пространственного магнитного поля. Пространственные высшие гармоники учитываются так называемой индуктивностью дифференциального рассеяния [2]. Эта методика разработана для симметричной машины с замкнутым магнитопроводом. В трехфазной машине с разомкнутым магнитопроводом нет симметрии, так как нет равенства трех взаимных индуктивностей фазовых обмоток; все три фазовые обмотки невозможно расположить одинаково в отношении двух концов магнитопровода.

В дальнейшем рассматриваем такую машину, две фазовые обмотки которой являются зеркальным отображением друг друга относительно середины магнитопровода и третья фазовая обмотка выполнена симметрично относительно середины магнитопровода. Назовем в дальнейшем две одинаковые фазы крайними, так как одна из них расположена ближе к одному, а другая к другому концу магнитопровода. Расположенную симметрично относительно середины магнитопровода фазу назовем средней.

В случае использования двухслойных обмоток при разомкнутом магнитопроводе по концам его либо образуются полупустые пазы, либо кроме пазов в активной части индуктора необходимо иметь еще дополнительные пазы на концах магнитопровода для размещения так называемых корректирующих катушек [3]. При точном расчете приходится определить индуктивности и взаимные индуктивности всех трех фаз.

Ниже излагается методика определения индуктивностей и взаимных индуктивностей фазовых обмоток от всех гармоник магнитного поля немагнитного зазора. Основой для вывода формул является выражение для взаимной индуктивности двух витков. Индуктивности обмоток определяются суммированием взаимных индуктивностей и индуктивностей для всех витков или катушек.

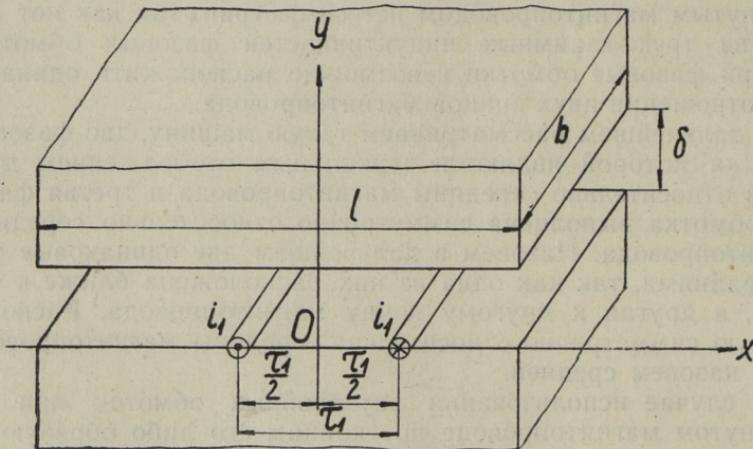
При выводе формул пренебрегаем магнитным сопротивлением магнитопровода ($\mu = \infty$).

1. Взаимная индуктивность двух витков

Пусть имеется виток, расположение двух сторон которого показано на фиг. 1. Началом координат x принимаем ось витка, которая может не совпадать с серединой индуктора. Из основных уравнений магнитного поля [1] определяются выражения для напряженности внутри и вне витка:

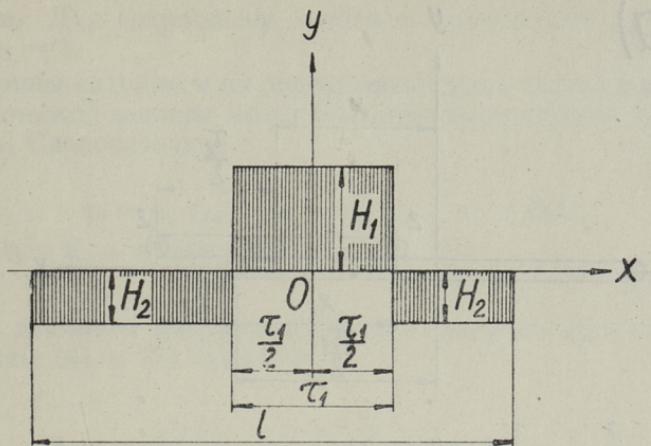
$$H_1 = \frac{i_1}{\delta l} (l - \tau_1), \quad H_2 = -\frac{i_1 \tau_1}{\delta l}, \quad (1)$$

где τ_1 , l , δ — геометрические размеры (фиг. 1).



Фиг. 1

Эпюра распределения напряженности поля представлена на фиг. 2.



Фиг. 2

По напряженности поля H_1 индуктивность витка L выражается следующим образом:

$$L = \frac{\mu_0 \tau_1 b}{\delta l} (l - \tau_1), \quad (2)$$

где μ_0 — магнитная постоянная.

Следует отметить, что индуктивность витка не зависит от расположения его по отношению к концам магнитопровода, а зависит только от размеров магнитопровода и ширины витка. Для определения индуктивности катушки с w витками правую часть выражения (2) надо умножить на w^2 .

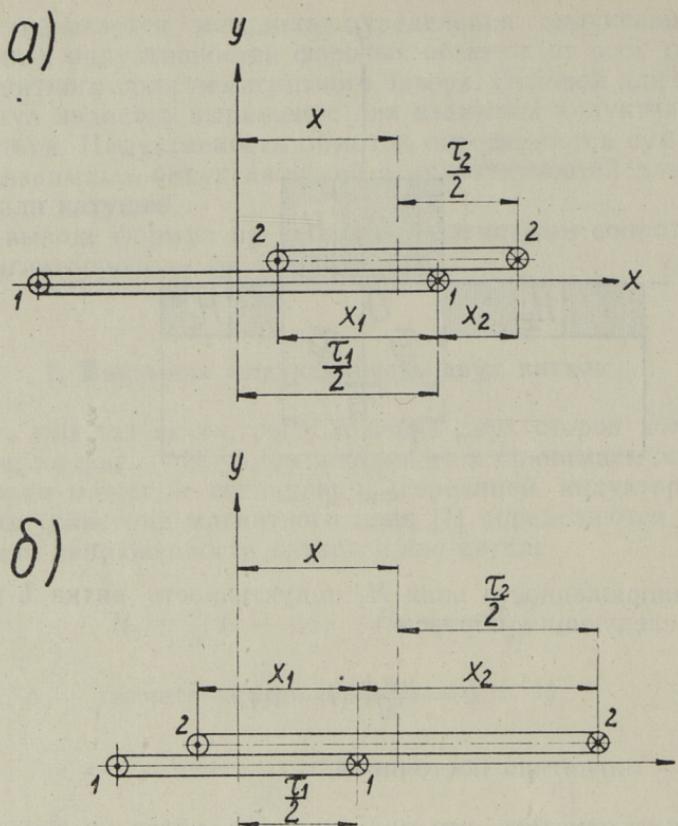
Для получения взаимной индуктивности двух частично перекрывающихся витков с шириной τ_1 и τ_2 рассмотрим фиг. 3. Потокосцепление взаимной индукции второго витка будет в обоих приведенных на рисунке случаях выражаться:

$$\Psi_M = \mu_0 b (x_1 H_1 + x_2 H_2). \quad (3)$$

Здесь x_1 — ширина перекрывающихся частей витков и $x_2 = \tau_2 - x_1$.

Подставлением выражений (1) в (3) получим для взаимной индуктивности витков

$$M = \pm \frac{\mu_0 b}{\delta} \left(x_1 - \frac{\tau_1 \tau_2}{l} \right). \quad (4)$$



Фиг. 3

Положительный знак имеет место в случае совпадения направлений токов (например, в обоих случаях фиг. 3). Отрицательный знак требуется приписать, если в витках направления токов противоположны. Взаимная индуктивность, разумеется, не зависит от того, какой виток выбирать первичным.

Выражение индуктивности витка (2) шириной τ_1 получим из выражения (4), если подставить τ_1 вместо x_1 и τ_2 .

Если витки находятся один внутри другого, при определении взаимной индуктивности по формуле (4), x_1 приравнивается ширине более узкой катушки ($x_1 = \tau_1$, или $x_1 = \tau_2$). Если катушки не перекрывают друг друга, то $x_1 = 0$.

При определении взаимной индуктивности двух катушек с w_1 и w_2 витками, правую часть уравнения (4) надо умножить

на w_1 w_2 . Для сокращения записи в дальнейшем принимаем $w_1 = w_2 = 1$.

Ширины катушек и их перекрывающихся частей в реальной электрической машине могут быть только кратными зубцового шага t_3 . Следовательно

$$\tau_1 = k_1 t_3, \quad \tau_2 = k_2 t_3, \quad x_1 = k_x t_3, \quad (5)$$

где k_1 , k_2 и k_x — целые числа.

Для взаимной индуктивности двух катушек согласно соотношениям (4) и (5) получим

$$M = \pm \frac{\mu_0 b}{\delta} \left(k_x - \frac{k_1 k_2}{l'} t_3 \right) t_3 = \pm M \binom{k_x}{k_1 \cdot k_2}. \quad (6)$$

При заданной машине для расчета взаимной индуктивности двух катушек формулой (6) исходными являются четыре величины: знак, т. е. расчетные направления токов; число k_x , указывающее ширину перекрывающихся частей катушек в зубцовых шагах; числа k_1 и k_2 , указывающие ширины катушек в зубцовых шагах. Совокупность этих величин обозначим через $\pm \binom{k_x}{k_1 \cdot k_2}$ и соответствующую взаимную индуктивность — $\pm M \binom{k_x}{k_1 \cdot k_2}$. Взаимная индуктивность двух катушек не зависит от их расположения относительно концов магнитопровода.

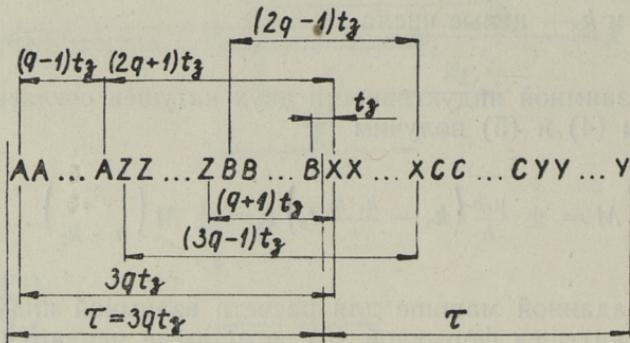
Влияние выпучивания магнитных линий у краев и концов магнитопровода может быть учтено эквивалентным увеличением длины и ширины магнитопровода. Наличие зубчатости магнитопровода в реальной машине учитывается введением коэффициента воздушного зазора k_δ . Уравнение (6) приводится к виду

$$M = \pm \frac{\mu_0 b'}{k_\delta \delta} \left(k_x - \frac{k_1 k_2 t_3}{l'} \right) t_3. \quad (6-a)$$

Здесь b' и l' — эквивалентные ширина и длина магнитопровода. Эквивалентная ширина b' может быть определена методом конформного преобразования. Увеличение эквивалентной длины магнитопровода l' в сравнении с реальной длиной l и влияние этого увеличения на взаимную индуктивность малы.

2. Индуктивности и взаимные индуктивности однослойной обмотки

Определение индуктивностей или взаимных индуктивностей фазовых обмоток производится суммированием индуктивностей или взаимных индуктивностей отдельных катушек [1].



Фиг. 4

На фиг. 4 представлена схема расположения сторон катушек однослойной обмотки для одной пары полюсов. Фазы AX и BY — крайние, фаза CZ — средняя.

Ширина всех катушек равна $\tau = kt_3 = 3qt_3$, где q — число пазов на полюс и фазу. Суммированием индуктивностей и взаимных индуктивностей всех pq катушек одной фазы получим для индуктивности фазы согласно формуле (6)

$$L_0 = pq \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{1}{3} (8q^2 + 1) - 9pq^3 \frac{t_3}{\tau} \right]. \quad (7)$$

Взаимная индуктивность крайних фаз согласно фиг. 4 и формуле (6) будет

$$M_{AB_0} = pq^3 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(1 - 9pq \frac{t_3}{\tau} \right). \quad (8)$$

Взаимная индуктивность средней и одной из крайних фаз аналогично предыдущему будет

$$M_{AC_0} = M_{CB_0} = -pq^2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(2 - 9pq \frac{t_3}{\tau} \right). \quad (9)$$

Различие между взаимными индуктивностями, рассчитанными по формулам (8) и (9), является причиной несимметрии в электрической машине с разомкнутым магнитопроводом. Однако, если длина магнитопровода равняется $l = 2p\tau = bqt$ и не учитывать выпучивания магнитных линий в концах магнитопровода, т. е. длина магнитопровода равна длине магнитопровода нормальной электрической машины, то взаимные индуктивности становятся равными и

$$M_{AB_0} = M_{BC_0} = M_{CA_0} = - \frac{pq^3\mu_0bt_3}{2\delta}. \quad (10)$$

При эквивалентной длине магнитопровода больше активной длины $2p\tau$, машина несимметрична и точный расчет электрического режима ее возможен лишь методами расчета несимметричной цепи. Если не требуется высокой точности, можно пользоваться средней эквивалентной индуктивностью фазы, рассчитанной по формуле

$$L_{cp} = \frac{1}{3}(3L_0 - M_{AB_0} - 2M_{AC_0}) = pq \frac{\mu_0bt_3}{\delta} \left[\frac{1}{3}(11q^2 + 1) - 12pq^3 \frac{t_3}{l} \right]. \quad (11)$$

Приведенная средняя индуктивность является средней эквивалентной индуктивностью в режиме с симметричной системой токов прямой или обратной последовательности.

Если длина магнитопровода равняется активной длине его, т. е. равняется нормальной длине магнитопровода электрической машины с замкнутым магнитопроводом, то согласно (7) и (11)

$$L_0 = pq \frac{\mu_0bt_3}{\delta} \cdot \frac{7q^2 + 2}{6}, \quad (12)$$

$$L_{cp} = pq \frac{\mu_0bt_3}{\delta} \cdot \frac{5q^2 + 1}{3}. \quad (13)$$

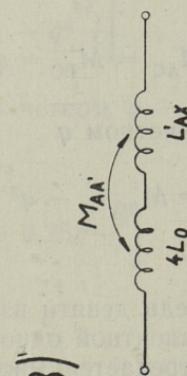
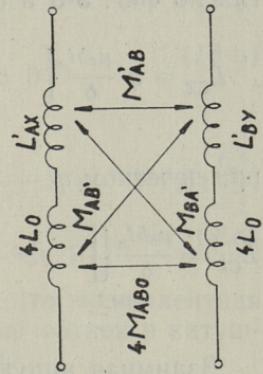
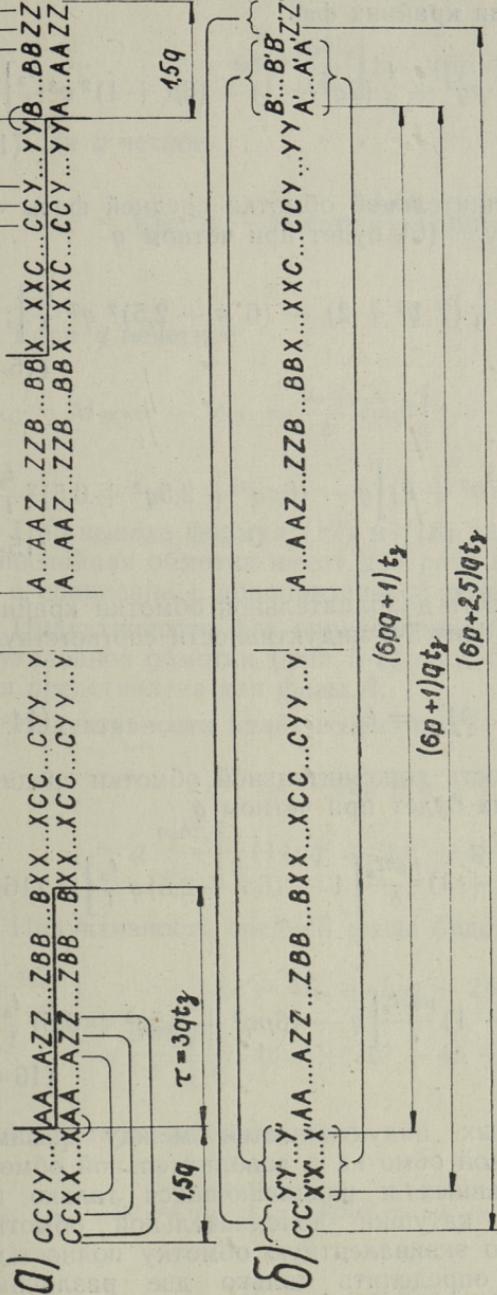
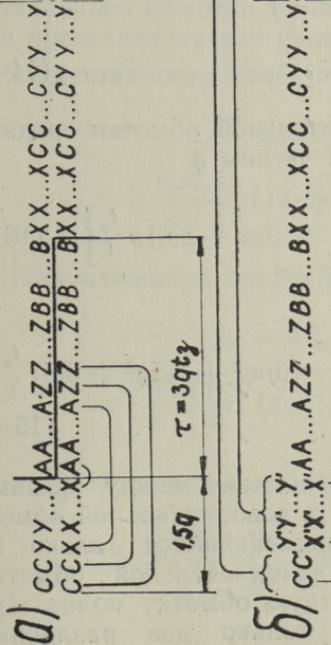
Выражения (10), (12) и (13) относятся к нормальной электрической машине с однослойной или с двухслойной диаметральной обмоткой [4].

3. Индуктивности и взаимные индуктивности двухслойной корригированной диаметральной обмотки

Применяя в двухслойной обмотке только одинаковые катушки, на концах магнитопровода останутся полупустые пазы. В одном конце пустым останется нижний и в другом — верхний слой. По предложению профессора А. И Вольдека [3] эти пазы следует заполнить сторонами дополнительных катушек, остальные стороны которых приходится разместить вне активной зоны в дополнительных пазах нормальных размеров, в дополнительном большом пазу или намотать через спинку или конец магнитопровода. Эти корригирующие катушки следует питать токами с таким расчетом, чтобы в активной зоне получилось нормальное распределение токов.

На фиг. 5-а представлена схема одной из возможных вариантов выполнения двухслойной корригированной диаметральной обмотки. На протяжении полюсного деления τ на обоих концах магнитопровода образуются полупустые пазы. Для заполнения этих пазов корригирующими катушками требуется $3q$ катушек и $1,5q$ пазов на обоих концах, если q — четное число. Если q нечетное — требуется еще один дополнительный паз на машину, так как крайние пазы, если они нормальных размеров, полупустые. Число пазов магнитопровода $z = 3(2p + 1)q$, если q — четное число. При нечетном q $z = 3(2p + 1)q + 1$. При размещении корригирующих катушек по схеме, представленной на фиг. 5-а, получится наибольшее число нормальных диаметральных катушек. Ненормальные катушки концентрические. В каждой фазе q концентрических катушек и $2pq$ диаметральных катушек, если q четное. При нечетном q в средней фазе имеем $q-1$ концентрических катушек и $2pq + 1$ диаметральных катушек.

При определении индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз целесообразно пользоваться расчетной схемой фиг. 5-б. Представим, что в активной зоне имеется эквивалентная однослойная обмотка с двухкратным расчетным числом витков в pq катушках в каждой фазе. Кроме того имеется трехфазная дополнительная обмотка, катушки которой охватывают всю длину активной части магнитопровода. Фазы $A'X'$ и $B'Y'$ дополнительной обмотки имеют q катушек шириной $(6p + 1)qt_3$. Фаза $C'Z'$ при четном значении q имеет q катушек шириной $(6p + 2,5)qt_3$. Если q нечетное — $q-1$ катушек фазы $C'Z'$ имеют ширину $\left(6pq + \frac{5q-1}{2}\right)t_3$ и одна катушка имеет ширину $3(2p + 1)qt_3$.



Фиг. 5

Индуктивности дополнительной обмотки согласно фиг. 5-б и формуле (6) будут для крайних фаз

$$L'_{AX} = L'_{BY} = q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[6 pq^2 + \frac{1}{3} (2q^2 + 1) - (6p + 1)^2 q^3 \frac{t_3}{l} \right]. \quad (14)$$

Индуктивность дополнительной обмотки средней фазы согласно фиг. 5-б и формуле (6) будет при четном q

$$L'_{CZ} = q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[6 pq^2 + \frac{1}{3} (7q^2 + 2) - (6p + 2,5)^2 q^3 \frac{t_3}{l} \right]; \quad (15-a)$$

при нечетном q

$$L'_{CZ} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left\{ \left[6 pq^2 + \frac{1}{3} (7q^2 + 2) \right] q - (6pq^2 + 2,5q^2 + 0,5)^2 \frac{t_3}{l} \right\}. \quad (15-b)$$

Взаимная индуктивность дополнительной обмотки крайних фаз равняется согласно фиг. 5-б индуктивности соответствующей обмотки

$$M'_{AB} = L'_{AX}. \quad (14-a)$$

Взаимная индуктивность дополнительной обмотки средней фазы и одной из крайних будет при четном q

$$M'_{AC} = M'_{BC} = q^3 (6p + 1) \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[1 - (6p + 2,5) q \frac{t_3}{l} \right]; \quad (16-a)$$

при нечетном q

$$M'_{AC} = M'_{BC} = -q^2 (6p + 1) \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[q - (6pq^2 + 2,5q^2 + 0,5) \frac{t_3}{l} \right]. \quad (16-b)$$

Среди девяти взаимных индуктивностей между фазами эквивалентной однослоиной обмотки и дополнительной обмотки встречается много равных и различающихся только по знаку. Это потому, что катушки дополнительной обмотки охватывают однослоиную эквивалентную обмотку полностью. Фактически требуется определить только две различные взаимные индуктивности.

$$M_{AA'} = M_{AB'} = M_{BA'} = M_{BB'} = -M_{CA'} = -M_{CB'} = \\ = 6pq^3 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[1 - (6p + 1)q \frac{t_3}{l} \right]. \quad (17)$$

Если q четное

$$M_{AC'} = M_{BC'} = -M_{CC'} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} 6pq^3 \left[1 - (6p + 2,5)q \frac{t_3}{l} \right]. \quad (18-a)$$

Если q нечетное

$$M_{AC'} = M_{BC'} = -M_{CC'} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} 6pq^2 \left[q - (6pq^2 + 2,5q^2 + 0,5) \frac{t_3}{l} \right]. \quad (18-b)$$

При выводе формул (17) и (18) учтено, что эквивалентная однослойная обмотка имеет два раза больше витков в катушке в сравнении с дополнительной обмоткой.

Индуктивности фаз определяем для всей корригированной двухслойной обмотки (фиг. 5-а) согласно схеме фиг. 5-в, которая представлена для фазы A .

Индуктивности крайних фаз будут

$$L_A = L_B = 4L_0 + L'_{AX} + 2M_{AA'} = \\ = q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{1}{3} (14pq^2 + 2q^2 + 4p + 1) - q^3 \frac{t_3}{l} \right]. \quad (19)$$

Индуктивность средней фазы будет при четном q

$$L_C = 4L_0 + L'_{CZ} + 2M_{CC'} = \\ = q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{1}{3} (14pq^2 + 7q^2 + 4p + 2) - 6,25q^3 \frac{t_3}{l} \right]; \quad (20-a)$$

при нечетном q соответственно

$$L_C = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{1}{3} (14pq^3 + 7q^3 + 4pq + 2q) - \right. \\ \left. - (6,25q^4 + 2,5q^2 + 0,25) \frac{t_3}{l} \right]. \quad (20-b)$$

Взаимные индуктивности фаз определяются для всей корригированной двухслойной обмотки согласно схеме фиг. 5-г, которая представлена для фаз *A* и *B*. Индуктивности и взаимные индуктивности фаз эквивалентной однослоиной обмотки приходится умножить на 4, так как эквивалентная катушка имеет два раза больше витков.

Взаимная индуктивность между крайними фазами, т. е. между фазами *A* и *B* будет

$$M_{AB} = 4M_{AB_0} + M_{AB'} + M'_{A'B} + M'_{AB} = \\ = -q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{1}{3} (6pq^2 - 2q^2 - 1) + q^3 \frac{t_3}{l} \right]. \quad (21)$$

Взаимная индуктивность средней фазы и одной из крайних будет при четном *q*

$$M_{AC} = M_{CB} = 4M_{AC_0} + M_{AC'} + M'_{A'C} + M'_{AC} = \\ = -q^3 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(2p + 1 - 2,5q \frac{t_3}{l} \right); \quad (22-a)$$

при нечетном *q* соответственно

$$M_{AC} = M_{CB} = -q^2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[q (2p + 1) - (2,5q^2 + 0,5) \frac{t_3}{l} \right]. \quad (22-b)$$

Средняя эквивалентная индуктивность фазы аналогично (11) будет согласно формулам (19), (20), (21) и (22) при четном *q*

$$L_{cp} = \frac{1}{3} (L_A + L_B + L_C - M_{AB} - M_{BC} - M_{CA}) = \\ = \frac{q}{3} \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(20pq^2 + 5q^2 + 4p + 1 - 12,25q^3 \frac{t_3}{l} \right); \quad (23-a)$$

при нечетном *q* соответственно

$$L_{cp} = \frac{\mu_0 b t_3}{3 \delta} \left[(20pq^2 + 5q^2 + 4p + 1)q - (12,25q^4 + 3,5q^2 + 0,25) \frac{t_3}{l} \right]. \quad (23-b)$$

Приводим расчетные формулы всех индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз для двухслойной корригированной обмотки (фиг. 5-а) при $p = 2$ и $q = 2$, если длина магнитопровода $l = z t_s = 30t_3$. Такую обмотку имеет электромагнитный насос ЭМН-6 [5].

$$L_A = L_B = \frac{2\mu_0 b t_3}{\delta} \left(43 - \frac{8t_3}{l} \right) = 85,47 \mu_0 \frac{bt_3}{\delta},$$

$$L_C = 100 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(1 - \frac{t_3}{l} \right) = 96,67 \mu_0 \frac{bt_3}{\delta},$$

$$M_{AB} = -2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(13 + 8 \frac{t_3}{l} \right) = -26,53 \mu_0 \frac{bt_3}{\delta},$$

$$M_{AC} = M_{CB} = -40 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(1 - \frac{t_3}{l} \right) = -38,67 \mu_0 \frac{bt_3}{\delta},$$

$$L_{cp} = \frac{2}{3} \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(189 - 98 \frac{t_3}{l} \right) = 123,9 \mu_0 \frac{bt_3}{\delta}. \quad (24)$$

4. Определение индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз прямым суммированием

Определение индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз при конкретной схеме обмоток, с заданными числом пар полюсов p и числом пазов на полюс и фазу q , принципиально проще всего провести прямым суммированием индуктивностей и взаимных индуктивностей отдельных катушек. Тем более, что формулы расчета, как видно из предыдущего пункта, очень громоздки и область их применяемости узка. В предыдущем пункте приведенные громоздкие формулы, например, применимы только к диаметральной двухслойной обмотке, если корригирующие катушки выполнены согласно схеме фиг. 5-а.

Ниже дается общая методика расчета индуктивностей любых типов обмоток, согласно которой представляется совокупность всех данных для расчета индуктивностей и взаимных индуктивностей отдельных катушек в виде таблиц. Таблицы данных имеют число столбцов и строк, равное числу катушек рассматриваемой обмотки или пар обмоток. В таблицах целесообразно сократить равные по величине и противоположные по знаку взаимные индуктивности. Соответст-

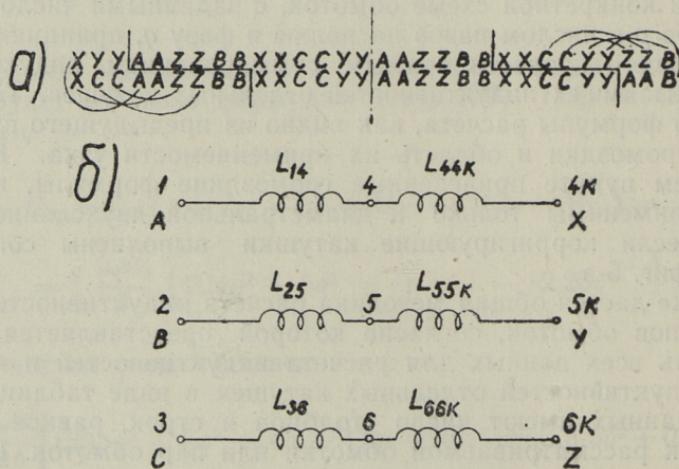
вующие данные $\pm \binom{k_x}{k_1 k_2}$ различаются только по знаку.

После сокращения сосчитаем одинаковые взаимные индуктивности, производим их расчет согласно формуле (6) и суммируем результаты.

Для индуктивности каждой фазы или для взаимной индуктивности каждой пары фаз приходится в общем случае составить свою таблицу. Однако в случае, если одна фазовая обмотка расположена симметрично относительно середины магнитопровода и две остальные фазовые обмотки совершенно идентичны по выполнению, и лишь одна из них расположена поближе к одному и другая к другому концу магнитопровода (фиг. 5), требуется определить только две индуктивности и две взаимные индуктивности, т. е. требуется составить четыре таблицы.

Из таблиц, данных для расчета индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз, можно выделить определенные части таблицы, которые определяют индуктивности и взаимные индуктивности отдельных элементов обмотки. В частности, можно определить индуктивности и взаимные индуктивности в отдельности для основной части и для корректирующей части двухслойной корректированной обмотки. В этом случае нельзя сократить величины в таблице, относящиеся к индуктивностям различных частей.

На фиг. 6-а представлена схема обмотки лабораторного электромагнитного насоса ЭМН-5 [5]. Обмотка имеет отдель-



Фиг. 6

но выведенную корригирующую часть из четырех катушек на концах магнитопровода в каждой фазе. Корригирующие катушки описываемой обмотки расположены в пазах иначе чем на схеме фиг. 5-а. Формулы, которые представлялись в п. 2, в данном случае непригодны.

На фиг. 6-б указаны обозначения зажимов и соответствующие индуктивности. Основная часть обмотки из шести катушек в каждой фазе имеет индуктивности $L_{14} = L_{25}$ и L_{36} . Индуктивности $L_{44K} = L_{55K}$ и L_{66K} принадлежат корригиру-

Таблица 1

		L_A							
3 3.3	3 4.3	-0 -6.3	-0 -6.3	0/ 6.3	0/ 6.3	-0/ 6.3	-0/ 6.3	0 6.3	0 6.3
3 3.4	4 4.4	-1 -6.4	-0 -6.4	0/ 6.4	0/ 6.4	-0/ 6.4	-0/ 6.4	0 6.4	0 6.4
-0 -3.6	-1 -4.6	6 6.6	5 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6
-0 -3.6	-0 -4.6	5 6.6	6 6.6	-1 6.6	-0 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6
0/ 3.6	0/ 4.6	-0/ 6.6	-1 6.6	6 6.6	5 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6
0/ 3.6	0/ 4.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	5 6.6	6 6.6	-1 6.6	-0 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6
-0/ 3.6	-0/ 4.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0 6.6	-1 6.6	6 6.6	5 6.6	-0 6.6	-0 6.6
-0/ 3.6	-0/ 4.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0/ 6.6	-0 6.6	5 6.6	6 6.6	-1 6.6	-0 6.6
0 3.6	0 4.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	6 6.6	5 6.6
0 3.6	0 4.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	0/ 6.6	0/ 6.6	-0/ 6.6	-0/ 6.6	5 6.6	6 6.6

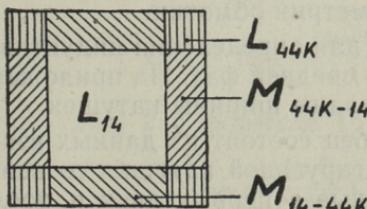
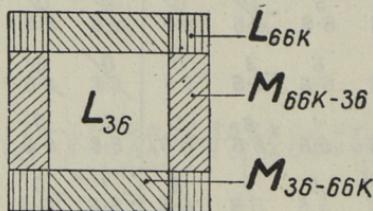


Таблица 2

		zz		cc		cc		zz		cc		cc	
5	3	5.5	3.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5
3	3	5.3	3.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3
-1	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.6	3.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	5.5	3.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5	6.5
0	0	5.3	3.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3	6.3



ющим концевым частям. Среди пятнадцати взаимных индуктивностей между шестью частями фазовых обмоток имеется много равных, благодаря симметрии обмотки.

Таблицы 1 и 2 составлены для определения индуктивностей фаз A и C , т. е. для крайней и средней фаз. На приложенных к таблицам схемах обмоток указаны ширины катушек.

На таблицах первый столбец состоит из данных взаимных индуктивностей первой корректирующей катушки со всеми катушками данной фазы. Данные в первых двух и последних

двоих строках первого столбца относятся к корригирующей части обмотки. Также относятся к корригирующей части обмотки данные в первых и последних двух строках второго, последнего и предпоследнего столбцов. Следовательно 16 взаимных индуктивностей, данные которых имеются на углах таблицы, образуют согласно табл. 1 L_{44k} и согласно табл. 2 — L_{66k} . Взаимные индуктивности, расчетные данные которых находятся в средней части 1-го, 2-го, 9-го и 10-го столбцов, образуют взаимную индуктивность между корригирующей и основной частью обмотки; табл. 1 — M_{44k-14} , табл. 2 — M_{66k-36} . Средние части 1-го, 2-го, 9-го и 10-го строк соответствуют взаимной индуктивности между основной частью и корригирующей частью обмоток: табл. 1 — M_{14-44k} , табл. 2 — M_{36-66k} . Указанные взаимные индуктивности, разумеется, равны. Средняя часть таблицы дает индуктивность основной части обмотки: табл. 1 — L_{14} , табл. 2 — L_{36} . Схемы разбивки таблицы по отдельным индуктивностям и взаимным индуктивностям даны в конце таблиц.

При определении индуктивности фазы можно выписать только половину таблицы, если обмотка несимметрична (табл. 1) и даже только четверть таблицы, если обмотка симметрична (табл. 2). Табл. 1 имеет симметрию по главной диагонали и табл. 2 — по двум диагоналям.

Согласно табл. 1 и 2 и формуле (6) имеем для индуктивности главной части обмотки, т. е. для фазы двухслойной некорригированной обмотки

$$L_{14} = L_{25} = L_{36} = 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(31 - 72 \frac{t_3}{l} \right). \quad (25)$$

Отметим, что общее выражение фазовой индуктивности некорригированной двухслойной диаметральной обмотки будет по методике предыдущего пункта

$$L' = q \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left[\frac{2}{3} p (7q^2 + 2) - (2q^2 + 1) - 9q^3 \frac{t_3}{l} \right]. \quad (26)$$

Согласно формуле (6) и табл. 1 индуктивности корригирующих частей фаз будут

$$L_{44k} = L_{55k} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(35 - \frac{361 t_3}{l} \right); \quad (27)$$

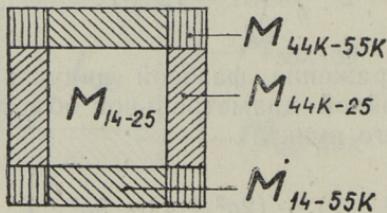
согласно табл. 2 и формуле (6)

$$L_{66k} = \frac{4\mu_0 b t_3}{\delta} \left(7 - 64 \frac{t_3}{l} \right). \quad (28)$$

Таблица 3

The diagram shows a three-phase core with two vertical legs. The left leg has a winding labeled M_{AB} with segments $XYYAA$, $BBXXX$, $YYAA$, $BBXXX$, and $YYIAB$. The right leg has a winding labeled M_{14-25} with segments AA , $BBXXX$, YY , and B . The top horizontal section is labeled $M_{44K-55K}$. The core is divided into three phases by vertical lines.

$\frac{2}{3 \cdot 6}$	$\frac{3}{4 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$-\frac{3}{6 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$0 \frac{0}{6 \cdot 6}$	$0 \frac{0}{6 \cdot 6}$
$\frac{1}{3 \cdot 6}$	$\frac{2}{4 \cdot 6}$	$-\frac{5}{6 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$0 \frac{0}{6 \cdot 6}$	$0 \frac{0}{6 \cdot 6}$
$-\frac{0}{3 \cdot 6}$	$-\frac{0}{4 \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$\frac{3}{B \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$-\frac{3}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$
$-\frac{0}{3 \cdot 6}$	$-\frac{0}{4 \cdot 6}$	$\frac{1}{6 \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$-\frac{5}{6 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$
$\frac{0}{3 \cdot 6}$	$\frac{0}{4 \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$\frac{3}{6 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$-\frac{3}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$
$\frac{0}{3 \cdot 6}$	$\frac{0}{4 \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{1}{6 \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$-\frac{5}{6 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$
$-\frac{0}{3 \cdot 6}$	$-\frac{0}{4 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$\frac{3}{B \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$	$-\frac{3}{6 \cdot 6}$
$-\frac{0}{3 \cdot 6}$	$-\frac{0}{4 \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$-\frac{0}{B \cdot 6}$	$\frac{1}{6 \cdot 6}$	$\frac{2}{6 \cdot 6}$	$-\frac{5}{6 \cdot 6}$	$-\frac{4}{6 \cdot 6}$
$0 \frac{0}{3 \cdot 4}$	$0 \frac{0}{4 \cdot 4}$	$-\frac{0}{6 \cdot 4}$	$-\frac{0}{6 \cdot 4}$	$\frac{0}{B \cdot 4}$	$\frac{0}{B \cdot 4}$	$-\frac{0}{B \cdot 4}$	$-\frac{0}{B \cdot 4}$	$2 \frac{3}{6 \cdot 4}$	$2 \frac{3}{6 \cdot 4}$
$0 \frac{0}{3 \cdot 3}$	$0 \frac{0}{4 \cdot 3}$	$-\frac{0}{6 \cdot 3}$	$-\frac{0}{6 \cdot 3}$	$\frac{0}{B \cdot 3}$	$\frac{0}{B \cdot 3}$	$-\frac{0}{B \cdot 3}$	$-\frac{0}{B \cdot 3}$	$1 \frac{2}{6 \cdot 3}$	$1 \frac{2}{6 \cdot 3}$



Взаимная индуктивность между частями фаз будет согласно формуле (6) и табл. 1

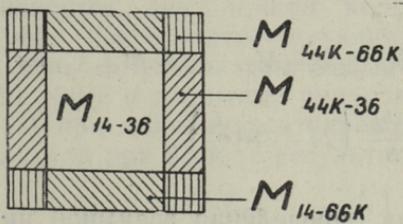
$$M_{14-44k} = M_{25-55k} = 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-1 + 114 \frac{t_3}{l} \right). \quad (29)$$

Согласно формуле (6) и табл. 2

$$M_{36-66k} = 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-1 + 91 \frac{t_3}{l} \right). \quad (30)$$

Таблица 4

M_{BC}							
X	AAZZ	XXCC	AAZZ	XXCC	ZZ		
X	CAAZZ	XXCC	AAZZ	XXCC	AA		
3	5	6	6	3	5		
-3.5	-4.5	6.5	6.5	-0.5	-0.5	0.5	0.5
-3.3	-4.3	6.3	6.3	-0.3	-0.3	0.3	0.3
0	0	-4	-5	2	1	-0	0
3.6	4.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	-3	-4	3	2	-0	0
3.6	4.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
-0	-0	0	0	-4	-5	1	-0
3.6	4.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
-0	-0	0	0	-3	-4	3	2
3.6	4.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	-0	-0	0	0	-4	-5
3.6	4.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6	6.6
0	0	0	0	0	0	3	2
3.5	4.5	6.5	6.5	-0.5	-0.5	0.5	0.5
-3.3	-4.3	6.3	6.3	-0.3	-0.3	0.3	0.3



Индуктивности фаз (таблицы 1 и 2 полностью) будут

$$L_A = L_B = L_{14} + L_{44K} + 2M_{14-44K} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(93 - 49 \frac{t_3}{l} \right), \quad (31)$$

$$L_C = L_{36} + L_{66K} + 2M_{36-66K} = 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(43 - 8 \frac{t_3}{l} \right). \quad (32)$$

Табл. 3 составлена для определения взаимной индуктивности между крайними фазами *A* и *B*. Каждой катушке фазы

A соответствует один столбец в таблице. Каждой катушке фазы *B* соответствует одна строка. Средняя часть таблицы дает взаимную индуктивность между основными частями обмоток, т. е. взаимную индуктивность между фазами некорригированной двухслойной обмотки M_{14-25} . По углам таблицы имеем данные для взаимной индуктивности корригирующих частей $M_{44k-55k}$. Средние части двух крайних столбцов с обеих сторон дают M_{44k-25} и средние части двух крайних строк соответственно M_{14-55} . Таблица взаимной индуктивности двух одинаковых, друг к другу симметрично расположенных обмоток имеет симметрию по второй диагонали. Следовательно, может быть выписана только половина таблицы.

Из таблицы 3 согласно формуле (6) получим для взаимных индуктивностей между частями обмоток

$$M_{14-25} = -4 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(2 + 36 \frac{t_3}{l} \right), \quad (33)$$

$$M_{44k-55k} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(16 - 361 \frac{t_3}{l} \right), \quad (34)$$

$$M_{14-55k} = M_{44k-25k} = 4 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-4 + 57 \frac{t_3}{l} \right). \quad (35)$$

Взаимная индуктивность между крайними фазами (таблица 3 полностью) будет

$$\begin{aligned} M_{AB} &= M_{14-25} + M_{44k-55k} + M_{14-55k} + M_{44k-25} = \\ &= -\frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(24 + 49 \frac{t_3}{l} \right). \end{aligned} \quad (36)$$

Табл. 4 составлена для определения взаимной индуктивности между средней фазой *C* и крайней фазой *A*. Каждой катушке фазы *A* соответствует один столбец. Каждой катушке фазы *C* соответствует одна строка. Средняя часть таблицы дает взаимную индуктивность между основными частями обмоток, т. е. взаимную индуктивность между фазами некорригированной двухслойной обмотки M_{14-36} . По углам таблицы имеем данные для взаимной индуктивности корригирующих частей $M_{44k-66k}$. Средние части двух крайних столбцов с обеих сторон дают M_{44k-36} и средние части двух крайних строк соответственно M_{14-66k} . Таблица 4 диагональной симметрии не имеет.

Из таблицы 4 согласно формуле (6) получим для взаимных индуктивностей между частями обмоток:

$$M_{14-36} = M_{36-25} = 16 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-2 + 9 \frac{t_3}{l} \right), \quad (37)$$

$$M_{44k-66k} = M_{66k-55k} = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-23 + 304 \frac{t_3}{l} \right), \quad (38)$$

$$M_{14-66k} = M_{66k-25} = 8 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(1 - 24 \frac{t_3}{l} \right), \quad (39)$$

$$M_{44k-36} = M_{36-55k} = 4 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(2 - 57 \frac{t_3}{l} \right). \quad (40)$$

Взаимные индуктивности средней и одной из крайних фаз (таблица 4 полностью) будут

$$\begin{aligned} M_{AC} = M_{CB} &= M_{14-36} + M_{44k-66k} + M_{14-66k} + M_{44k-36} = \\ &= - \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(39 - 28 \frac{t_3}{l} \right). \end{aligned} \quad (41)$$

Средняя эквивалентная индуктивность фазы аналогично выражению (11) согласно формулам (31), (32), (36) и (41) будет

$$L_{cp} = \frac{1}{3} \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(374 - 121 \frac{t_3}{l} \right). \quad (42)$$

Для возможности сравнения индуктивностей и взаимных индуктивностей двухслойной корrigированной обмотки со схемой фиг. 6-а с соответствующими данными обмотки со схемой фиг. 5-а, рассчитаем индуктивности фаз по формулам (31), (32), (42) и взаимные индуктивности фаз по формулам (36), (41) при длине магнитопровода $l = zt_3 = 30t_3$, как мы уже полагали при выводе результатов формул (24):

$$\begin{aligned} L_A &= L_B = \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(93 - 49 \frac{t_3}{l} \right) = 91,366 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}, \\ L_C &= 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(43 - 8 \frac{t_3}{l} \right) = 85,466 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}, \\ M_{AB} &= - \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(24 + 49 \frac{t_3}{l} \right) = - 25,634 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}, \\ M_{AC} = M_{CB} &= - \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(39 - 28 \frac{t_3}{l} \right) = - 38,067 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}, \\ L_{cp} &= \frac{1}{3} \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(374 - 121 \frac{t_3}{l} \right) = 123,322 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}. \end{aligned} \quad (43)$$

Сравнение результатов формул (24) и (43) показывает, что средняя эквивалентная индуктивность фаз и взаимные индуктивности фаз существенно не зависят от расположения корригирующих катушек в пазах. Одна взаимная индуктивность в обоих случаях меньше других около 32%. Схема фиг. 5-а имеет в расположенной симметрично относительно середины магнитопровода фазе на 14% большую индуктивность, чем в крайних фазах, а схема фиг. 6-а наоборот на 7,5% меньшую.

Представим также для сравнения параметров корригированных и некорригированных обмоток индуктивность фазы, рассчитанную по (25) и взаимные индуктивности фаз, рассчитанные по (33), (37) для некорригированной двухслойной обмотки при $l = 30t_3$:

$$L_{14} = L_{25} = L_{36} = 2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(31 - 72 \frac{t_3}{l} \right) = 57,2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta},$$

$$M_{14-25} = -4 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(2 + 36 \frac{t_3}{l} \right) = -12,8 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}, \quad (44)$$

$$M_{14-36} = M_{36-25} = 16 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(-2 + 9 \frac{t_3}{l} \right) = -27,2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta}.$$

Сравнение результатов формул (43) и (44) показывает, что в отличие от корригированной двухслойной обмотки, некорригированная двухслойная обмотка имеет во всех фазах равные индуктивности, которые составляют всего лишь 64% от средней индуктивности корригированной обмотки. При некорригированной обмотке одна взаимная индуктивность составляет от других всего лишь 47% против 68% при корригированной обмотке. Корригированная обмотка более симметрична.

ЛИТЕРАТУРА

- Л. Р. Нейман и П. Л. Калантаров. Теоретические основы электротехники, I, III ч. Госэнергоиздат, 1959.
- М. П. Костенко. Электрические машины, специальная часть. Госэнергоиздат, 1949.
- А. И. Вольдек. Пульсирующие составляющие магнитного поля индукционных машин и насосов с разомкнутым магнитопроводом. Научные доклады высшей школы. Электромеханика и автоматика № 2, 1959.
- Х. И. Янес. Исследование трехфазных индукционных регуляторов с различными схемами соединений обмоток. Кандидатская диссертация. Ленинград, 1957.
- Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт. Формуляр контрольного расчета плоского индукционного насоса. См. наст. сборник, стр. 167.

Х. И. Янес, Х. А. Лийн

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПЛОСКОГО ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА

1. Общие соображения

Режим работы заданной магнитогидродинамической машины зависит от характеристик питающей и нагрузочной систем. При рассмотрении электромагнитного насоса первичная система характеризована напряжением и частотой, а вторичная — физическими свойствами перекачиваемой жидкости и гидравлическими характеристиками тракта течения жидкости.

Согласно методике [4] и [5] определяется развиваемый индукционным насосом электромагнитный напор при следующих заданных величинах: напряжение U , частота f , удельная проводимость жидкости γ и производительность насоса. Последняя определяет среднюю скорость течения жидкости $v_{ср} = v$ и следовательно скольжение $s = 1 - \frac{v}{2\pi f}$. Так как электромагнитный напор P' и механическая мощность $P_{мех}$ насоса сильно зависят от скольжения, исследуются их зависимости от средней скорости течения при заданной частоте. Определяя для данного насоса и жидкости скорость, при которых электромагнитный напор и механическая мощность имеют максимальные значения, мы можем установить, какими электромагнитными возможностями обладает насос при данной частоте вообще, и в какой степени мы используем их в номинальном режиме.

Небезынтересно определить также зависимость коэффициента механического полезного действия $\eta = \frac{P_{мех}}{P}$ и отношения механической и полной мощностей $\eta_s = \frac{P_{мех}}{S}$ от средней скорости течения жидкости. Режим работы, при котором η имеет

максимальное значение, рекомендуется с энергетической точки зрения для больших насосов. Режим работы, при котором η_s максимальное, оправдывается в насосах с большим воздушным зазором, так как коэффициент мощности очень низок.

Все вышеописанные зависимости представляют интерес при постоянном значении первичного напряжения или при постоянном значении первичного тока. В обоих случаях изменяются потери в насосе и для практической реализации определенного режима с заданным скольжением нужно иметь в виду кроме гидравлических соображений также и тепловые.

Скольжение жидкости относительно первичного поля может быть изменено также изменением частоты. Согласно методике [5] работа насоса может быть проанализирована также в отношении частоты. Однако при этом для частот, сильно отличающихся от промышленной, потери в стали будут учтены грубо.

Ниже исследуются напор, механическая мощность, коэффициент η и отношение η_s плоского линейного электромагнитного насоса ЭМН-6 для жидкого алюминия в двух случаях: канал с непроводящими стенками имеет сверхпроводящие боковые шины вне индукторов и канал без проводящих боковых шин. В обоих случаях рассчитаны также зависимости тех-же величин от первичной частоты.

В данной работе продольный краевой эффект не учитывается.

Параметры индуктора при наличии боковых сверхпроводящих шин взяты из расчетного примера № 4 [5]. Расчет насоса с проводящими стенками канала при скорости течения 1,056 м/сек представлен примером № 5 [5].

2. Канал со сверхпроводящими шинами

Согласно [4] электромагнитный напор линейного плоского насоса рассчитывается формулой

$$p' = p_0 s k_{oc}, \quad (1)$$

где

$$p_0 = \tau l \gamma f B_\Delta^2. \quad (2)$$

Здесь B_Δ — магнитная индукция в канале от первичных токов. Она пропорциональна току I :

$$B_A = \frac{\mu_0 3 \sqrt{2} k_{oc} w}{\pi k_\delta \delta p} I. \quad (3)$$

Величина p_0 представляет собой напор, развиваемый насосом при отсутствии поперечного краевого эффекта и угла сдвига между плотностью тока и индуцированной напряженностью электрического поля, если жидкость не движется. Так называемый коэффициент ослабления напора k_{oc} [1] при наличии сверхпроводящих ($\gamma_2 = \infty$) боковых шин вне индукторов согласно (10) [2] выражается формулой

$$k_{oc} = \frac{1}{1 + \varepsilon^2}. \quad (4)$$

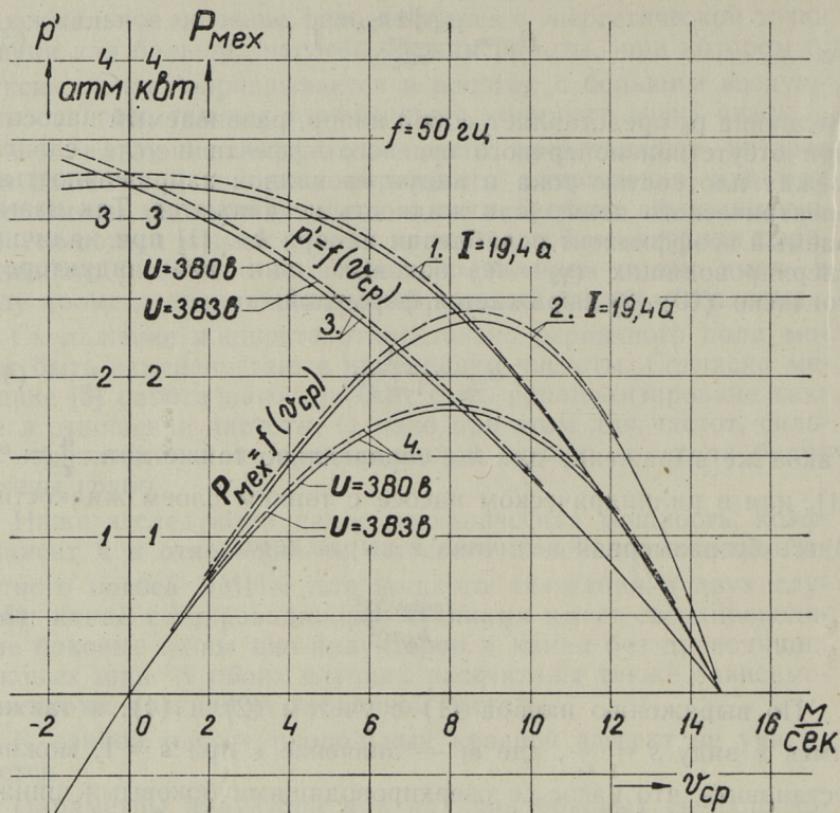
Такое же выражение для k_{oc} справедливо также при $\frac{a}{\tau} = \infty$ [1], или в цилиндрическом насосе с тонким слоем жидкости. Здесь безразмерная величина ε выражается

$$\varepsilon = \frac{s \omega \mu_0 v \Delta t^2}{k_\delta \lambda \delta^2}. \quad (5)$$

По выражению напора (1) с учетом (2) и (4), а также имея в виду $s = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_1}$, где ε_1 — значение ε при $s = 1$, можно установить, что насос со сверхпроводящими боковыми шинами в режиме $I = const$, развивает максимальный напор при $s = 1$. Если задаваться условием получения максимального напора при $s = 1$, то геометрические размеры насоса следует подобрать так, чтобы согласно (5) $\varepsilon = 1$. Такой насос аналогичен асинхронному двигателю, пусковой момент которого равняется опрокидывающему. В электромагнитном насосе ЭМН-6 толщина слоя алюминия Δ должна быть 1,023 см, если остальные величины выбраны согласно [5], пример 4.

2-а. Изменяется скорость течения

Ниже приведены расчетные характеристики насоса со сверхпроводящими боковыми шинами в зависимости от средней скорости течения металла v при частоте 50 Гц. Каждая характеристика рассчитана с учетом потерь в стали и без их учета. Последние изображены прерывистыми линиями. Имея в виду, что расчет без учета потерь в стали значительно проще, то в работе приводятся формулы для вычисления харак-



Фиг. 1

теристик согласно данной в [4] упрощенной схеме замещения. По этим формулам можно также аналитически найти экстремумы интересующих нас величин. Все сплошные кривые рассчитаны по формуляру [5].

На фиг. 1 кривые 1 показывают изменение напора. Действующее значение первичного тока при этом $I = 19,4 \text{ а}$.

На всех графиках данной работы напоры даны в атмосферах. Результаты, получаемые по формулам, которые написаны в единицах системы МКСА, умножены на $1,02 \cdot 10^{-5}$.

Прерывистая кривая рассчитана по формуле

$$p' = \frac{sp_0}{1 + (se_1)^2}, \quad (6)$$

Она получена из (1) и (4), если вместо ε подставить $\varepsilon_1 s$.
Максимальный напор возникает при скольжении

$$s_p' = \pm \frac{1}{\varepsilon_1}. \quad (7)$$

Подставляя скольжение по (7) в выражение (6) и имея в виду выражение (3), получим для максимального напора следующее выражение

$$p'_\text{макс} = \frac{p_0}{2\varepsilon_1} = \frac{9\mu_0(k_{06} w I)^2}{\Delta k_6 \delta \pi p}. \quad (8)$$

Максимальный напор в данном насосе не зависит от длины индуктора и от удельной проводимости жидкости, а зависит только от квадрата тока.

Так как в нашем случае $\varepsilon_1 = 1$, то прерывистая кривая 1 имеет максимум при $v = 0$. Максимальный напор $p'_\text{макс}$ при этом равняется 3,28 атм. Кривые 2 показывают зависимость механической мощности от скорости течения. Прерывистая кривая 2 рассчитана на основе [4] по формуле

$$P_\text{мех} = 3I^2 X_\Delta \frac{s\varepsilon_1(1-s)}{1 + (s\varepsilon_1)^2}. \quad (9)$$

Здесь X_Δ — индуктивное сопротивление от первичного поля через жидкий металл.

Это сопротивление выражается через параметры индуктора следующим образом:

$$X_\Delta = \frac{24\mu_0 \tau a f}{\pi k_6 \delta p} (k_{06} w)^2. \quad (10)$$

Механическая мощность имеет максимум при скольжении

$$s_p = -\frac{1}{\varepsilon_1^2} \pm \sqrt{\frac{1}{\varepsilon_1^4} + \frac{1}{\varepsilon_1^2}}. \quad (11)$$

В нашем случае $s_p = 0,414$, $v = 8,63$ м/сек, максимальная механическая мощность равна 2,4 квт.

Кривые 3 и 4 (фиг. 1) представляют зависимости напора и механической мощности при постоянном значении приложенного напряжения. Прерывистые кривые 3 и 4 рассчитаны на основе [4] по следующим формулам:

$$p' = \frac{s}{1 + (se_1)^2} \frac{z_1^2}{z^2} p_0, \quad (12)$$

$$P_{\text{мех}} = \frac{3(1-s) x_{\Delta} z_1^2}{\left(se_1 + \frac{1}{se_1}\right) z^2} I^2, \quad (13)$$

где z_1 — полное сопротивление цепи при $s = 1$, а полное сопротивление цепи равно

$$z = \sqrt{\left(r + \frac{se_1}{1 + (se_1)^2} x_{\Delta}\right)^2 + \left(x - \frac{(se_1)^2}{1 + (se_1)^2} x_{\Delta}\right)^2}. \quad (14)$$

Здесь r — активное и x — индуктивное сопротивления фазы обмотки индуктора.

Величину напряжения можно найти по току при одной из скоростей. Если задаваться условием, чтобы кривые рассчитанные при $I = \text{const}$ и кривые при $U = \text{const}$ пересекались при скольжении $s = 1$, т. е. $v = 0$, то

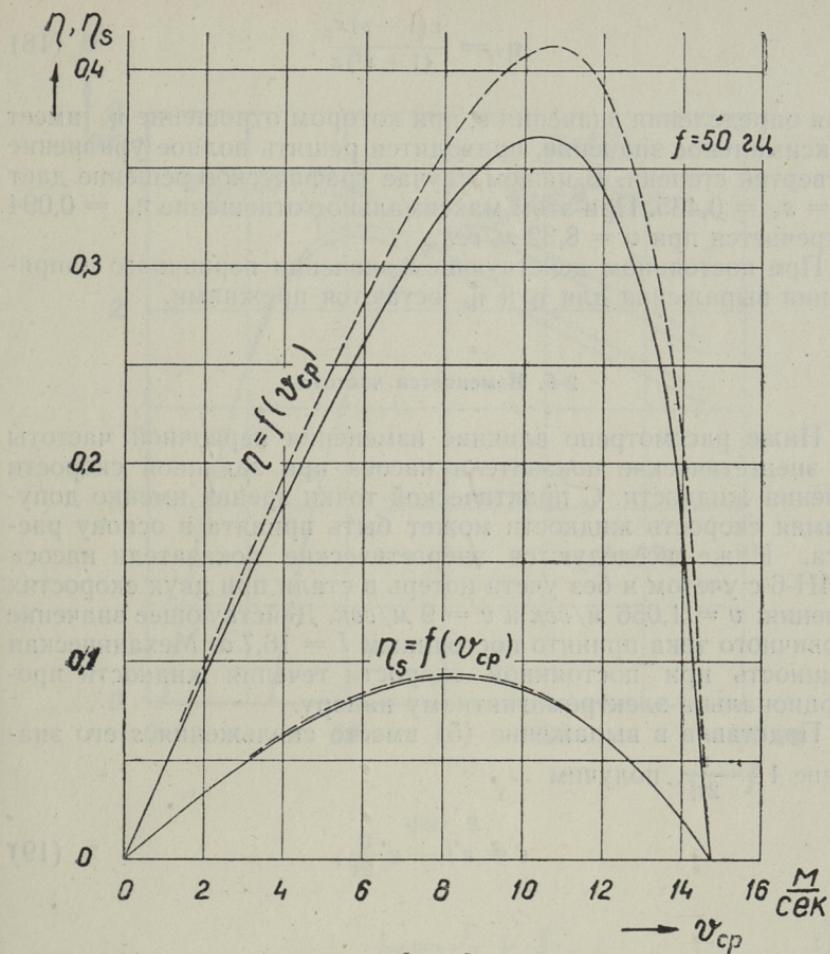
$$U = I \sqrt{\left(r + \frac{e_1}{1 + e_1^2} x_{\Delta}\right)^2 + \left(x - \frac{e_1^2}{1 + e_1^2} x_{\Delta}\right)^2}. \quad (15)$$

В нашем случае при $s = 1$ и $I = 19,4 \text{ а}$, напряжение $U = 383 \text{ в}$, если не учитывать потерь в стали, а $U = 380 \text{ в}$ с учетом этих потерь согласно расчету по [5].

По кривым 2 и 4 фиг. 1 видно, что максимум механической мощности при заданном напряжении ($v = 8,2 \text{ м/сек}$, $P_{\text{мех}} = 1,825 \text{ квт}$) сдвинут несколько в сторону меньшей скорости и имеет значительно меньшее значение по сравнению с механической мощностью при заданном токе. Максимум напора p' находится в области отрицательных скоростей течения металла. В этой области напор больше напора при заданном токе. Эти явления связаны с увеличением токов при возрастании скольжения.

На фиг. 2 представлены зависимости к. п. д. η и отношения η_s от скорости течения жидкости с учетом и без учета (прерывистые кривые) потерь в стали. Прерывистая кривая $\eta = f(v)$ рассчитана на основе [4] по формуле

$$\eta = \frac{1-s}{1 + \frac{r}{x_{\Delta}} \left(se_1 + \frac{1}{se_1}\right)}. \quad (16)$$



Фиг. 2

К. п. д. имеет максимум при скольжении

$$s_{\eta} = - \frac{r}{\varepsilon_1(x_{\Delta} + r\varepsilon_1)} \pm \sqrt{\frac{r^2}{\varepsilon_1^2(x_{\Delta} + r\varepsilon_1)^2} + \frac{r}{\varepsilon_1(x_{\Delta} + r\varepsilon_1)}}. \quad (17)$$

В данном случае максимальный к. п. д. равен $\eta_{\max} = 0,4125$ при $s_{\eta} = 0,272$ и $v = 10,73$ м/сек. Отношение механической и полной мощностей в зависимости от скорости течения металла, $\eta_s = f(v)$, дано на фиг. 3 и рассчитано без учета потерь в стали по следующему выражению

$$\eta_s = \frac{\epsilon(1-s)x_\Delta}{(1+\epsilon^2)z} . \quad (18)$$

Для определения значения ϵ , при котором отношение η_s имеет максимальное значение, приходится решить полное уравнение четвертой степени. В нашем случае графическое решение дает $\eta_s = s_s = 0,435$. При этом максимальное отношение $\eta_s = 0,094$ встречается при $v = 8,32 \text{ м/сек}$.

При постоянном действующем значении первичного напряжения выражения для η и η_s остаются прежними.

2-б. Изменяется частота

Ниже рассмотрено влияние изменения первичной частоты на энергетические показатели насоса при заданной скорости течения жидкости. С практической точки зрения именно допустимая скорость жидкости может быть принята в основу расчета. Ниже исследуются энергетические показатели насоса ЭМН-6 с учетом и без учета потерь в стали при двух скоростях течения: $v = 1,056 \text{ м/сек}$ и $v = 9 \text{ м/сек}$. Действующее значение первичного тока принято постоянным $I = 16,7 \text{ а}$. Механическая мощность при постоянной скорости течения жидкости пропорциональна электромагнитному напору.

Подставив в выражение (5) вместо скольжения s его значение $1 - \frac{v}{2\tau_f}$, получим

$$\epsilon = \epsilon' f - \epsilon' \frac{v}{2\tau}, \quad (19)$$

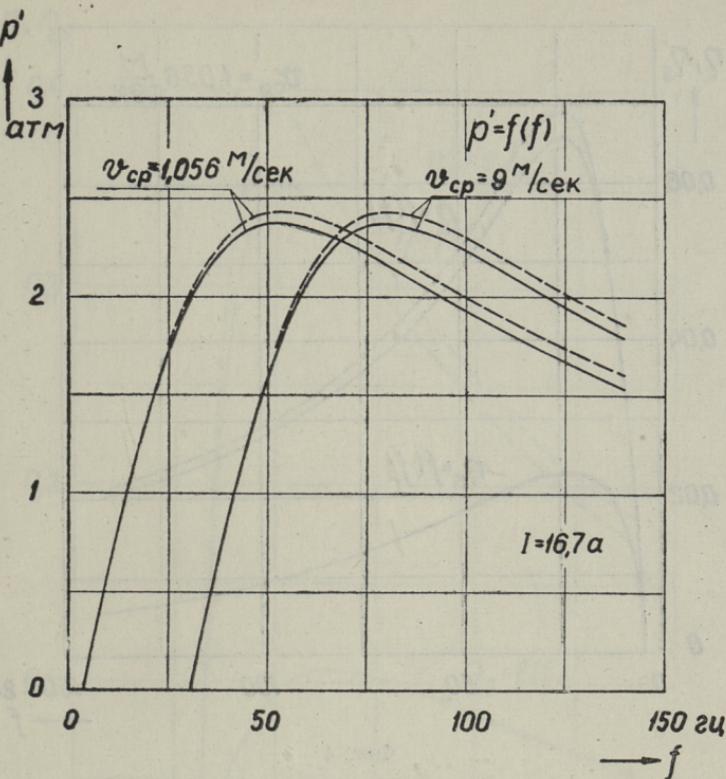
где

$$\epsilon' = \frac{\epsilon_1}{f} = \frac{2\mu_0 \gamma \Delta \tau^2}{k_\delta \delta \pi} . \quad (20)$$

По формулам (1), (4) и (19) получим без учета потерь в стали для электромагнитного напора следующее выражение

$$p' = \frac{p_0 \left(1 - \frac{v}{2\tau_f} \right)}{1 + \left(\epsilon' f - \frac{\epsilon' v}{2\tau} \right)^2} . \quad (21)$$

Напор положителен $p' > 0$, если $f > \frac{v}{2\tau}$. Электромагнитный напор имеет максимум при частоте

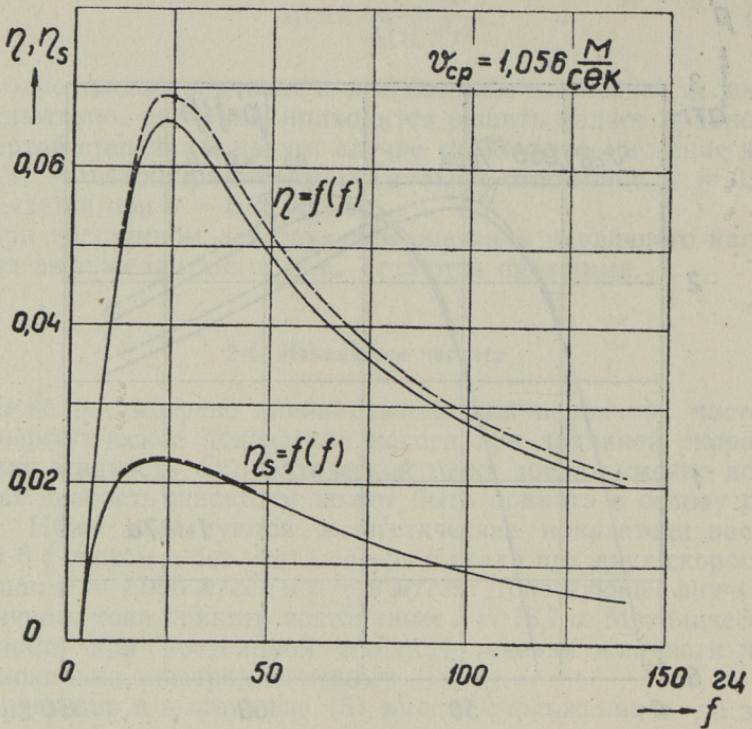


Фиг. 3

$$f_p' = \frac{1}{\varepsilon'} + \frac{v}{2\tau}. \quad (22)$$

Подставляя частоту по (22) в выражение напора (21) и имея в виду (3), получим выражение максимального напора, которое совпадает с выражением (8). Следовательно в данном насосе максимальный напор по скорости течения жидкости и по частоте совпадают. При этом следует отметить, что максимальное значение напора не зависит от заданной скорости течения.

На фиг. 3 имеются зависимости электромагнитного напора от частоты. Если $v = 1,056 \text{ м/сек}$, то максимум напора наступает при частоте $f_p' = 53,6 \text{ гц}$, а если $v = 9 \text{ м/сек}$, то $f_p' = 80,55 \text{ гц}$. Эти кривые и их максимумы сдвинуты на $\frac{v_1 - v_2}{2\tau} = 27 \text{ гц}$. В обоих случаях максимальный напор



Фиг. 4

$p'_{\max} = 2,435 \text{ atm}$. Максимальная механическая мощность в первом случае равна 0,309, а во втором — 2,63 квт.

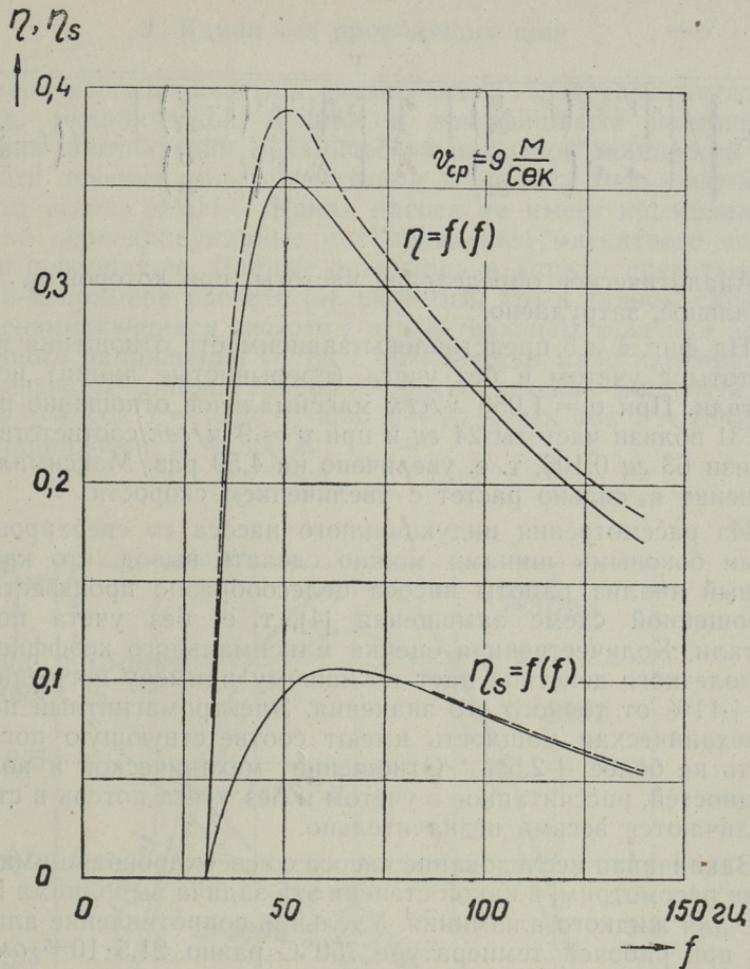
Выражение для коэффициента полезного действия в зависимости от частоты получается по выражениям (16) и (19) в следующем виде

$$\eta = \frac{v}{2\tau \left[f + \frac{r}{x_{\Delta 1}} \left(\epsilon' f - \frac{\epsilon' v}{2\tau} + \frac{1}{\epsilon' f - \frac{\epsilon' v}{2\tau}} \right) \right]}, \quad (23)$$

где $x_{\Delta 1}$ — значение x_{Δ} при частоте 1 гц.

К. п. д. имеет максимум при частоте

$$f_{\eta} = \frac{v}{2\tau} + \sqrt{\frac{r}{\epsilon' x_{\Delta 1} + r \epsilon'^2}}. \quad (24)$$



Фиг. 5

На фиг. 4 и 5 представлены кривые коэффициента полезного действия с учетом и без учета (прерывистые линии) потерь в стали. Если $v = 1,056 \text{ м/сек}$, то максимум к. п. д. 0,069 наступает при частоте 23,7 Гц, а если $v = 9 \text{ м/сек}$, то при частоте 50,7 Гц $\eta_{\max} = 0,390$, т. е. увеличен на 5,65 раз. Разность этих частот составляет опять 27 Гц.

Выражение для отношения механической и полной мощностей η_s в зависимости от частоты получим по выражениям (18) и (19) в следующем виде

$\eta_s =$

$$= \frac{v}{2\tau} \sqrt{\left\{ \frac{r \left[1 + \epsilon^2 \left(f - \frac{v}{2\tau} \right)^2 \right]}{x_{\Delta 1} \epsilon' \left(f - \frac{v}{2\tau} \right)} + f \right\}^2 + \left\{ \frac{x_1 f \left[1 + \epsilon'^2 \left(f - \frac{v}{2\tau} \right)^2 \right]}{x_{\Delta 1} \epsilon' \left(f - \frac{v}{2\tau} \right)} - \epsilon' f \left(f - \frac{v}{2\tau} \right) \right\}^2} \quad (25)$$

Аналитическое определение частоты, при которой η_s максимальное, затруднено.

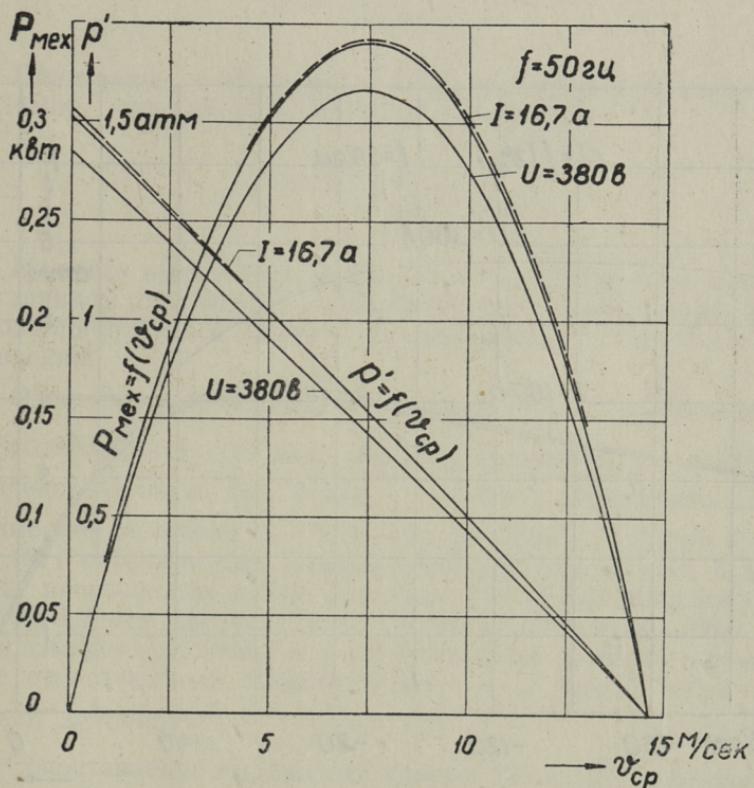
На фиг. 4 и 5 представлены зависимости отношения η_s от частоты с учетом и без учета (прерывистые линии) потерь в стали. При $v = 1,056$ м/сек максимальное отношение равно 0,0231 вблизи частоты 24 гц и при $v = 9$ м/сек соответственно вблизи 63 гц 0,106, т. е. увеличено на 4,59 раз. Максимальное значение η_s сильно растет с увеличением скорости.

Из рассмотрения индукционного насоса со сверхпроводящими боковыми шинами можно сделать вывод, что качественный анализ работы насоса целесообразно произвести по упрощенной схеме замещения [4], т. е. без учета потерь в стали. Количественная оценка максимального коэффициента полезного действия дает по нашему примеру погрешность до $+11\%$ от точного его значения. Электромагнитный напор и механическая мощность имеют соответствующую погрешность не более $+2,5\%$. Отношение механической и полной мощностей, рассчитанное с учетом и без учета потерь в стали, различаются весьма незначительно.

Заканчивая исследование насоса со сверхпроводящими шинами рассмотрим, в какой степени эта задача выполнима в насосе для жидкого алюминия. Удельное сопротивление алюминия при рабочей температуре 750°C равно $21,5 \cdot 10^{-6}$ ом см. Если использовать медные шины (не говоря о мероприятиях коррозионной защиты), можно при охлаждении их до температуры 72°C получить отношение удельных проводимостей 10. Подставляя в формулу (10) [2] $\frac{y_2}{y_1} = 10, \epsilon = 1, \tau = 0,1473, a = 0,06$ и $t = 0,09$, получим коэффициент ослабления $k_a = k_{oc} = 0,495$, вместо $k_a = 0,5$ согласно (4) и реактивный коэффициент $k_p = -0,44$, вместо $k_p = -0,5$ согласно [2] при $\frac{y_2}{y_1} = \infty$. Хотя k_{oc} не имеет существенного отклонения по сравнению со случаем сверхпроводящих шин, отклонение k_p на 12% вносит более существенные изменения в режимы насоса. Реализовать насос со «сверхпроводящими» шинами легче всего для ртути.

3. Канал без проводящих шин

Ниже рассматриваются зависимости электромагнитного напора, механической мощности, коэффициента полезного действия и отношения механической и полной мощностей от скорости течения жидкого металла и частоты f для алюминиевого насоса ЭМН-6. Канал насоса не имеет проводящих шин, но перпендикулярные к направлению магнитного поля стенки проводящие. Данные индуктора и канала представлены в 5-м примере расчета [5]. Отметим, что в данном случае при неизменяющихся частоте f и действующем значении приложенного напряжения U ток I практически мало изменяется с изменением положительной скорости течения жидкости v . При $v = 0$ ток $I = 16,22 \text{ а}$; при $v = 10 \text{ м/сек}$ ток $I = 16,08 \text{ а}$, если напряжение $U = 380 \text{ в}$.

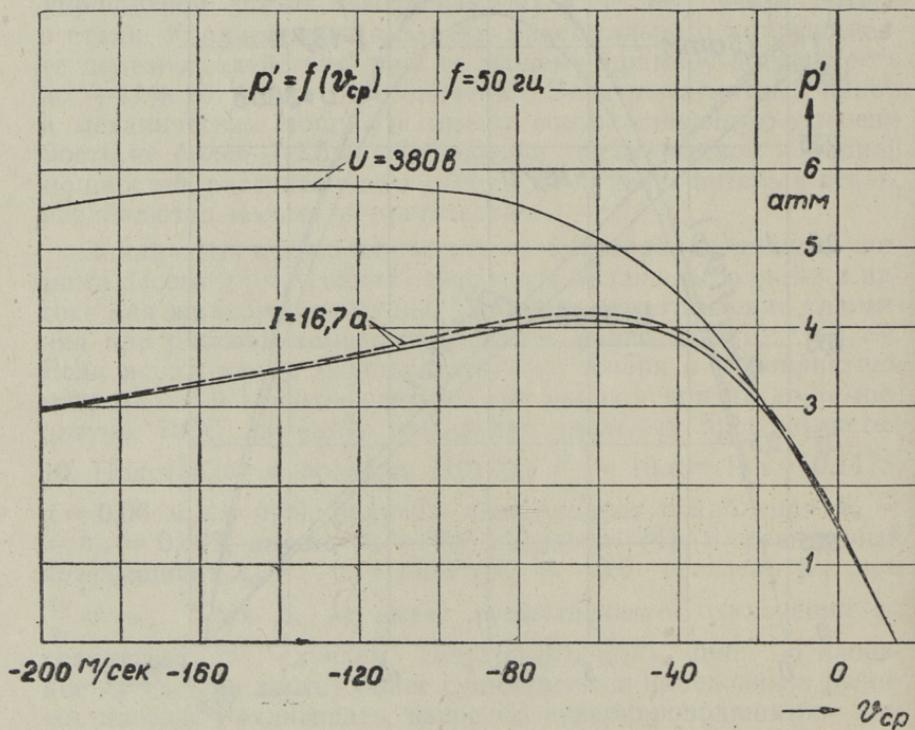


Фиг. 6

3-а. Изменяется скорость течения

На фиг. 6 представлены зависимости напора p' и механической мощности $P_{\text{мех}}$ от положительной скорости течения жидкости v при заданном напряжении 380 в и при заданном токе 16,7 а. Напор p' в этой области падает с увеличением скорости практически линейно. Механическая мощность при заданном напряжении имеет максимальное значение 0,316 квт при скорости $v = 7,4 \text{ м/сек}$.

На фиг. 7 показана зависимость напора p' в режиме тормоза, т. е. при отрицательных скоростях течения при заданном напряжении 380 в и при заданном токе 16,7 а. Максимальное значение напора 5,8 атм достигается при $v \approx -125 \text{ м/сек}$, т. е. при очень большой отрицательной скорости течения, если задано напряжение. В этом режиме ток имеет значение около 21 а. Максимальный напор 4,1 атм при заданном токе 16,7 а имеет место при $v = -63 \text{ м/сек}$. Отсюда явствует, что с точки



Фиг. 7

зрения использования максимального напора насос ЭМН-6 спроектирован неудачно.

Определяем также зависимость электромагнитного напора p' от скорости движения жидкости v по упрощенной схеме замещения без учета потерь в стали и в проводящих стенах канала. Через вносимое активное сопротивление Δr на основании [4] имеем для электромагнитного напора следующее выражение:

$$p' = \frac{3I^2\Delta r(1-s)}{v2a\Delta}. \quad (26)$$

Учитывая, что $1-s = \frac{v}{2\tau f}$ и выражая вносимое активное сопротивление через его относительную величину $\frac{\Delta r}{x_\Delta}$, получим

$$p' = \frac{3I^2x_\Delta}{4\tau a\Delta} \left(\frac{\Delta r}{x_\Delta} \right). \quad (27)$$

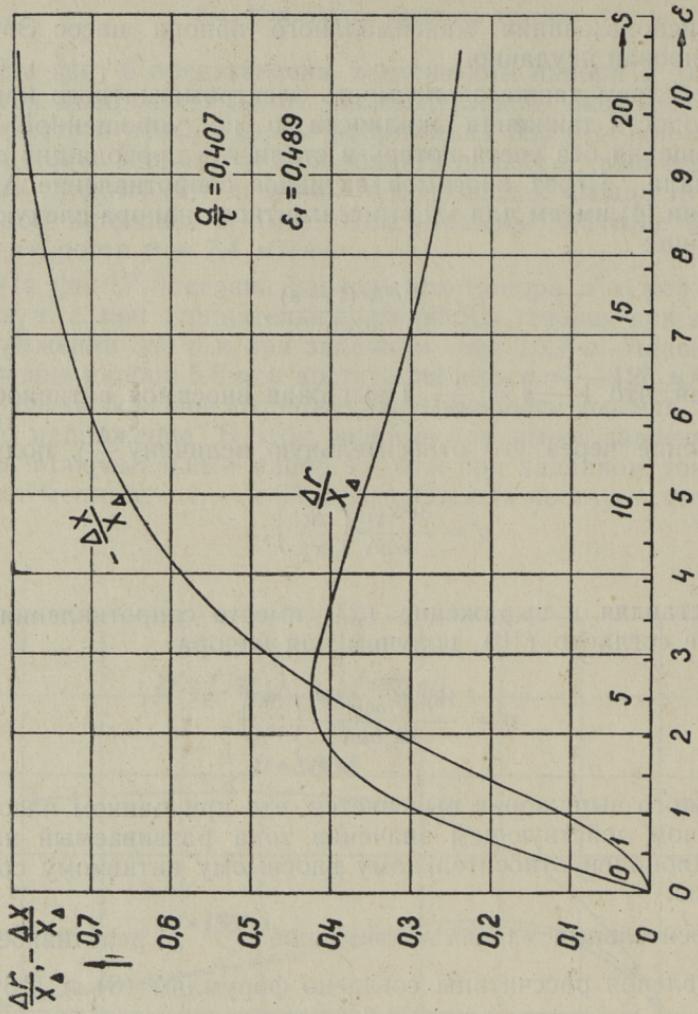
Подставляя в выражение (27) вместо сопротивления его значение согласно (10), получим для напора

$$p' = \frac{18\mu_0(k_{00}wI)^2}{\pi k_\delta \delta p \Delta} \left(\frac{\Delta r}{x_\Delta} \right). \quad (28)$$

Из этого выражения выясняется, что при данном насосе и постоянном действующем значении тока развиваемый напор пропорционален относительному вносимому активному сопротивлению.

Относительные вносимые активное $\frac{\Delta r}{x_\Delta}$ и реактивное $\frac{\Delta x}{x_\Delta}$ сопротивления рассчитаны согласно формулам (8) и (16) [4] и представлены на фиг. 8 при $\frac{a}{\tau} = 0,407$ в зависимости от безразмерной величины $\varepsilon = 0,489 s$ ($\varepsilon_1 = 0,489$). Согласно формуле (27) рассчитанные напоры представлены на фиг. 6 и 7 в виде прерывистых линий для тока $I = 16,7 a$. Максимальный напор 4,2 атм наступает при скорости —64 м/сек. При этом безразмерная величина $\varepsilon = 2,6$ и вносимые активное и реактивное относительные сопротивления равны между собой [4] и имеют величину $\frac{\Delta r}{x_\Delta} = -\frac{\Delta x}{x_\Delta} = 0,423$.

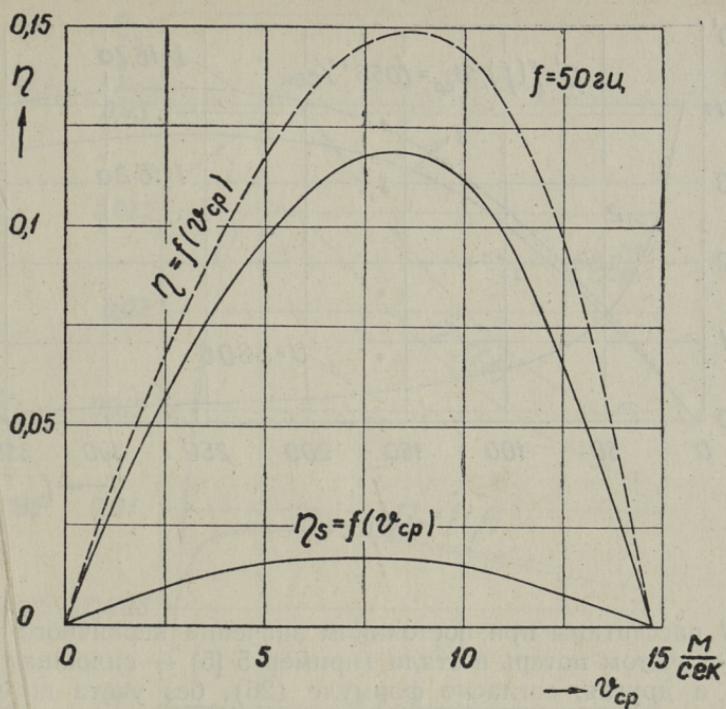
Сопоставление выражений напора (8) и (28) покажет, что максимальное относительное активное вносимое сопротивление насоса со сверхпроводящими шинами равняется 0,5 [4].



Фиг. 8

Зависимости коэффициента полезного действия η и отношения η_s , с учетом потерь в стали, от скорости течения жидкости v рассчитаны согласно [5] и представлены на фиг. 9. Максимум к. п. д. 0,119 наблюдается при скорости $v = 8,3$ м/сек.

На фиг. 9 представлена также зависимость коэффициента полезного действия от скорости течения жидкости без учета потерь в стали и в стенках канала в виде прерывистой кривой. Она рассчитана по формуле



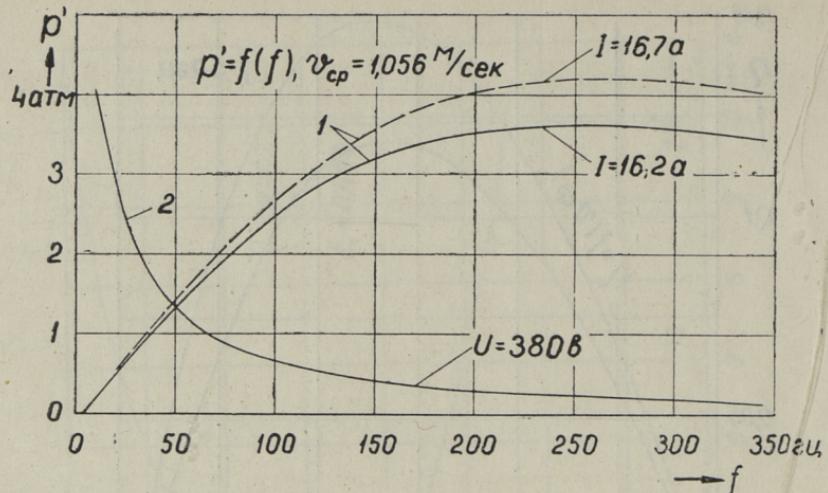
Фиг. 9

$$\eta = \frac{v \left(\frac{\Delta r}{x_\Delta} \right)}{2\pi f \left(\frac{r}{x_\Delta} + \frac{\Delta r}{x_\Delta} \right)}. \quad (29)$$

Вносимое относительное активное сопротивление определено из соответствующей кривой фиг. 8 по величинам ε , которые найдены согласно (5). Максимальное значение к. п. д. 0,149 наблюдается при скорости 8,7 м/сек. Разница максимумов прерывистой и сплошной кривой составляет 25,2%. Отношение η_s имеет максимальное значение 0,0172 вблизи скорости $v = 7,5$ м/сек. Пренебрежение потерями эту кривую практически не изменяет.

3-б. Изменяется частота

Зависимость напора от частоты сети при скорости течения жидкого алюминия 1,056 м/сек представлена на фиг. 10. Кри-



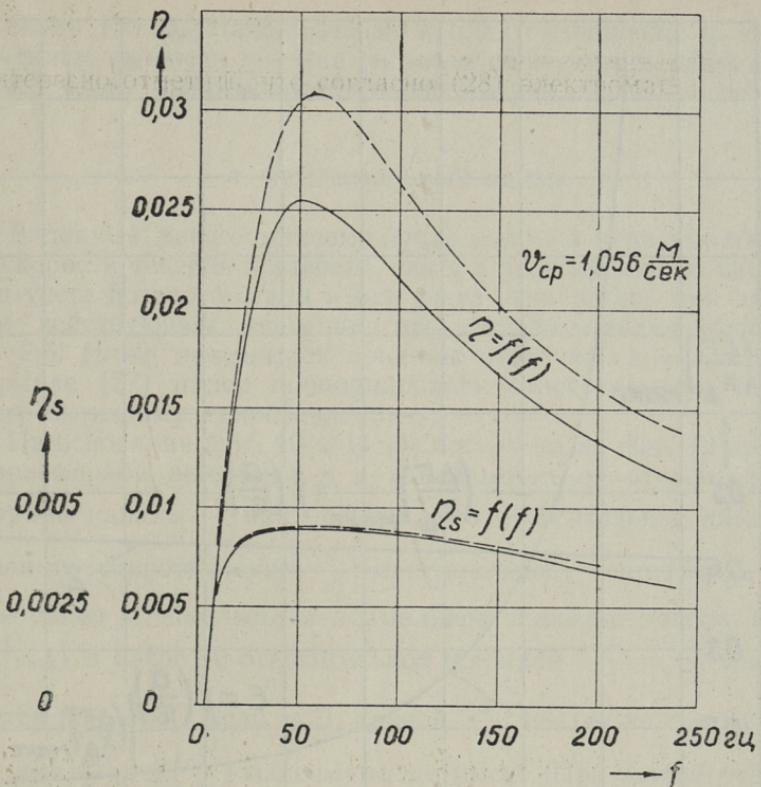
Фиг. 10

вые 1 рассчитаны при постоянном значении первичного тока: одна с учетом потерь в стали (пример 5 [5] — сплошная кривая), а другая, согласно формуле (26), без учета потерь в стали и потерь в проводящих стенках канала (прерывистая кривая).

Относительные вносимые активные сопротивления $\frac{\Delta r}{x_\Delta}$ взяты из фиг. 8 по величинам ε , которые определены согласно формулам (19) и (20) в зависимости от частоты f при заданной скорости v . Величина действующего значения тока взята для сравнения с предыдущими случаями равным 16,7 а. Максимальное значение напора 4,2 atm наступает при $f = 270$ гц. При этом безразмерная величина ε , как раньше, равняется 2,6. Сплошная кривая зависимости напора от частоты при заданном токе $I = 16,2$ а (номинальный ток) имеет максимум 3,63 atm вблизи частоты 254 гц. При этом безразмерная величина ε также равна 2,60.

Кривая электромагнитного напора 2 фиг. 10 рассчитана согласно [5] при напряжении сети 380 в. Эта кривая в области частот, намного отличающихся от 50 гц, не представляет практического интереса, так как токи при малых частотах чрезмерно велики. На больших частотах токи ничтожно малы.

Зависимость коэффициента полезного действия η и отношения η_s при скорости жидкости $v = 1,056$ м/сек от частоты показаны на фиг. 11. η и η_s , рассчитанные по методике [5],

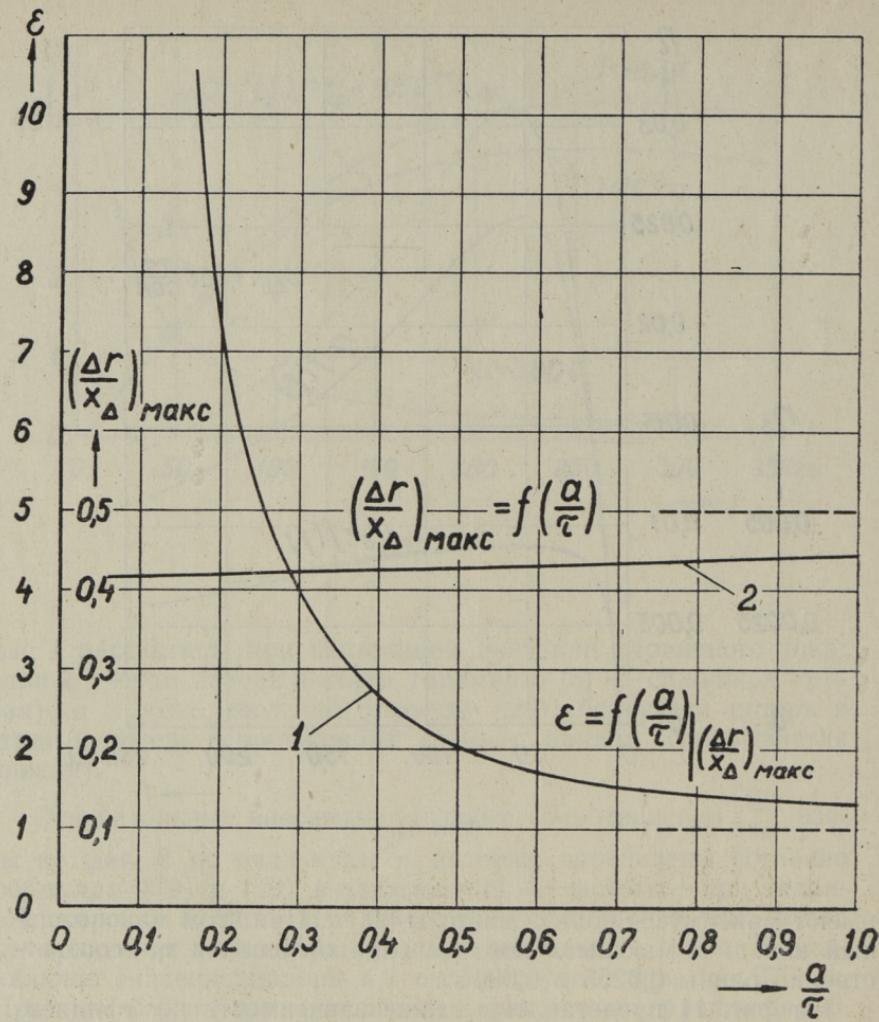


Фиг. 11

имеют максимумы вблизи частоты 50 гц. При этом максимальный к. п. д. и максимальное значение отношения η_s соответственно равны 0,0255 и 0,00445.

На фиг. 11 представлены также зависимости коэффициента полезного действия η и отношения η_s от частоты без учета потерь в стали и в стенках канала (прерывистые линии). Кривая $\eta = f(f)$ рассчитана согласно формуле (29), где вносимое относительное сопротивление определено из соответствующей кривой фиг. 8 по величинам ε , которые рассчитаны по формуле (19). Максимальный к. п. д., равный 0,0308, наблюдается при 60 гц. Разница максимумов прерывистой и сплошной кривых составляет 21%. Прерывистая кривая отношения η_s рассчитана по формуле

$$\eta_s = \frac{vx_{\Delta I}}{2\tau z} \left(\frac{\Delta r}{x_{\Delta}} \right). \quad (30)$$



Фиг. 12

Вносимые относительные сопротивления найдены аналогично определению η . Прерывистая кривая η_s существенно не отличается от более точно рассчитанной кривой.

Так как даже максимальные значения коэффициента полезного действия и отношения механической и полной мощностей в зависимости от частоты при скорости 1,056 м/сек весьма малы, то эти зависимости рассчитаны без учета потерь в стали и в стенках канала также при скорости 8,3 м/сек. Максимальное значение к. п. д. 0,2 наступает при частоте 80 гц и максимальное значение отношения $\eta_s = 0,028$ — при частоте

те около 150 гц. Максимальные к. п. д. и отношение η_s с увеличением скорости течения металла от значения 1,056 м/сек до 8,3 м/сек. увеличиваются около 6,5 раз.

4. Максимальный напор

В данном насосе максимальный напор в зависимости как от скорости течения жидкости, так и в зависимости от частоты при учете потерь в стали и без учета этих потерь при заданном действующем значении тока всегда наблюдается при $\varepsilon = 2,6$. Ниже поясняются причины этого явления. Согласно формуле (27) напор пропорционален относительному вносимому активному сопротивлению.

На основании фиг. 10 и 11 [4] построена на фиг. 12 кривая безразмерной величины ε в зависимости от относительной ширины канала $\frac{a}{\tau}$ при условии, что относительное активное вносимое сопротивление $\frac{\Delta r}{x_\Delta}$ максимальное — кривая 1. Как уже ранее выяснилось, максимальное значение напора (т. е. $\frac{\Delta r}{x_\Delta} \Big|_{\text{макс}}$) в насосе с относительной шириной $\frac{a}{\tau} = \infty$ наблюдается при $\varepsilon = 1$. Если $\varepsilon < 1$, кривой $\frac{a}{\tau} = f(\varepsilon)$ не существует, так как $\frac{\Delta r}{x_\Delta} = f\left(\frac{a}{\tau}\right)$ максимума не имеет. При любой относительной ширине канала $\frac{a}{\tau}$ зависимость $\frac{\Delta r}{x_\Delta} = f\left(\frac{a}{\tau}\right)$ имеет максимум и по кривой 1 фиг. 12 может быть найдена соответствующая безразмерная величина $\varepsilon > 1$. В нашем случае $\frac{a}{\tau} = 0,407$ и соответствующее значение $\varepsilon = 2,6$. На той же фигуре представлена кривая 2 — $\left(\frac{\Delta r}{x_\Delta}\right)_{\text{макс}} = f\left(\frac{a}{\tau}\right)$, которая показывает зависимость максимального вносимого активного сопротивления от относительной ширины канала. С увеличением $\frac{a}{\tau}$ кривая асимптотически приближается к значению 0,5.

Результирующая электромагнитная сила F , действующая на жидкий металл при данном индукторе, ширине канала и постоянном действующем значении тока, имеет согласно (28) выражение

$$F = p'2a\Delta = \frac{18\mu_0 2a(k_{06} w I)^2}{\pi k_\delta \delta p} \left(\frac{\Delta r}{x_\Delta} \right). \quad (31)$$

Эта сила пропорциональна ширине канала $2a$ и она не зависит от толщины слоя жидкости Δ и от удельной проводимости жидкости. Интересно отметить, что согласно (28) электромагнитный напор обратно пропорционален толщине слоя жидкости Δ и максимальное значение его мало зависит от ширины канала, так как кривая 2 фиг. 12 очень пологая. Максимальное значение электромагнитной силы наступает при максимуме относительного активного вносимого сопротивления, т. е. в случае, когда относительная ширина канала $\frac{a}{\tau}$ и безразмерная величина ε соответствуют кривой 1 фиг. 12. Поэтому максимальные напоры у насоса при заданном первичном токе в зависимости от скорости движения жидкости и в зависимости от частоты равны между собою.

5. Сопоставление результатов

В таблице 1 приведены максимальные значения электромагнитного напора, электромагнитной силы, механической мощности, коэффициента полезного действия и отношения механической и полной мощностей насоса ЭМН-6 во всех выше рассмотренных режимах при заданном токе $16,7 \text{ а}$. Строки №№ 1, 2 и 3 относятся к случаю, когда канал имеет сверхпроводящие боковые шины и строки №№ 4, 5 и 6 — ко случаю канала без проводящих боковых шин. В №№ 1 и 4 рассматривается насос при промышленной частоте и изменяющейся скорости течения жидкости v . Под каждой максимальной величиной в таблице указана величина скорости, при которой наблюдается максимум. В №№ 2, 3, 5 и 6 рассматривается насос при заданных скоростях течения жидкости и изменяющейся частоте. Под каждой максимальной величиной в таблице указана величина частоты, при которой встречается максимум. Каждому максимальному значению выделено три графы. В первой из них представлены данные, полученные из кривых, рассчитанных с учетом потерь в стали (№№ 1, 2 и 3) или с учетом потерь в стали и в проводящих стенках канала (№№ 4, 5 и 6). Во второй приведены данные, полученные без учета упомянутых потерь. Если в данной статье некоторые кривые были рассчитаны при других токах, то в таблице 1 все величины приведены к току $16,7 \text{ а}$. В третьей графе каждого максимального значения представлена процентная разница величин, полученных двумя упомянутыми путями. Основой взята величина, которая определена с учетом потерь.

На основании приведенного исследования насоса ЭМН-6, без проводящих боковых шин канала, в зависимости от скo-

Таблица 1

Максимальные значения при токе $I = 16,7 \text{ а}$

№ 24 качес- тво	f v м/сек	p' , атм		F , $\kappa\Gamma$		$P_{\text{мех}}$, квт		η , %		η_s , %								
		с учё- том учета		без учета		с учё- том учета		без учета		с учё- том учета								
		%	%	%	%	%	%	%	%	%	%							
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11							
1	Сверх- пропо- дящие	50	var	2,38 0	2,435 0	2,31 0	29,2 0	29,9 0	2,4 0	1,740 8,63	1,776 8,63	2,07 10,4	36,6 10,4	41,2 10,73	12,6 3,18	9,2 8,3	9,4 8,32	2,17 0,24
2	"	var	1,056	2,38 53,6	2,435 53,6	2,31 0	29,2 53,6	29,9 53,6	2,4 0	0,303 53,6	0,309 53,6	1,98 0	6,58 23	6,9 23	4,87 23,7	2,29 3,05	2,31 24	0,87 0
3	"	var	9,0	2,38 80,6	2,435 80,6	2,31 0,00	29,2 80,6	29,9 80,6	2,4 0	2,58 80,6	2,63 80,6	1,94 0	35,6 50	39,0 50,7	9,55 1,4	10,6 63	10,6 63	0 0
4	Осьт- ствую	50	var	4,1 -63	4,2 -64	2,44 1,59	24,6 -63	25,2 -64	2,44 1,59	0,340 7,7	0,342 7,7	0,59 0	11,9 8,3	14,9 8,7	25,2 4,8	1,72 7,5	1,73 7,5	0,58 0
5	"	var	1,056	3,86	4,2	8,8	23,2	25,2	8,8	0,240 254	0,261 270	8,8 6,3	2,55 270	3,08 6,3	20,8 50	0,445 60	0,451 60	-1,35 20
6	"	var	8,3			4,2			25,2		20,5		20		2,9		160	

ности течения и частоты можно сделать вывод, что этот насос используется наилучшим образом, если при частоте 50 гц и напряжении 380 в скорость течения жидкого алюминия равняется 8,3 м/сек. Насос развивает при этом напор 0,635 атм и имеет к. п. д. 11,9% и отношение механической и полной мощностей 1,7%.

При номинальном режиме 50 гц 380 в и при заданной нормальной скорости течения 1,056 м/сек насос имеет максимальное значение коэффициента полезного действия 2,55% и отношения механической и полной мощностей 0,445%. В номинальном режиме напор насоса составляет 1,32 атм, т. е. увеличен в сравнении с предыдущим режимом на 2,08 раза.

6. Общие выводы

По приведенному в статье анализу можно сделать для насоса с каналом без проводящих стенок следующие общие выводы.

1. Данный электромагнитный насос с заданным током способен развивать одну и ту же максимальную электромагнитную силу в его канале в зависимости от скорости течения при заданной частоте или в зависимости от частоты при заданной скорости течения жидкости. Величина этой силы не зависит при заданном немагнитном зазоре от удельной проводимости жидкости и от толщины канала. От этих величин зависит скорость течения жидкости или частота, при которой максимальная сила наблюдается.

2. Данный электромагнитный насос с заданным током способен развивать один и тот же максимальный электромагнитный напор в зависимости от скорости течения при заданной частоте или в зависимости от частоты при заданной скорости течения. Величина этого напора не зависит при заданном немагнитном зазоре от удельной проводимости жидкости. Она обратно пропорциональна толщине канала. От удельной проводимости и толщины канала зависит скорость течения жидкости или частота, при которой наблюдается максимальный напор.

3. Максимальная электромагнитная сила или максимальный электромагнитный напор и максимальная механическая мощность при заданной скорости течения жидкости встречаются в заданном насосе с заданным током в таком режиме, в котором относительная ширина канала $\frac{a}{t}$ и величина ε соот-

ветствуют кривой 1 на фиг. 12. В насосе со сверхпроводящими боковыми шинами $\left(\frac{a}{\tau} = \infty\right)$ или в цилиндрическом насосе с тонким слоем жидкости, величина ε должна равняться единице ($\varepsilon = 1$). Эти максимальные величины при использовании сверхпроводящих боковых шин могут быть увеличены по сравнению с насосом, канал которого не имеет проводящих шин, не более 20%, так как максимальное значение относительного вносимого активного сопротивления согласно кривой 2 фиг. 12 практически изменяется в пределах от 0,42 $\left(\frac{a}{\tau} = 0,1\right)$ до 0,5 $\left(\frac{a}{\tau} = \infty\right)$.

4. Если частота задана, то режим, в котором наблюдается максимальное значение электромагнитного напора или электромагнитной силы и режимы, в которых механическая мощность, коэффициент полезного действия и отношение механической и полной мощностей максимальны, в общем случае не совпадают. Электромагнитный напор и сила имеют максимальные значения при значительно меньшей скорости (даже при отрицательной, если величина ε_1 меньше величины ε по кривой 1 фиг. 12 для данного отношения $\frac{a}{\tau}$).

5. При заданной частоте максимальные значения механической мощности, коэффициента полезного действия и отношения механической и полной мощностей наблюдаются при скольжении $0 < s < 0,5$. Для увеличения этих величин требуется, чтобы ε был в этой области скольжений возможно больше. Это говорит о том, что чем больше удельная проводимость жидкости, тем больше к. п. д. Двухкратное значение величины ε_1 по сравнению с величиной ε по кривой 1 фиг. 12 обеспечит максимальный напор при $s = 0,5$. Если ε_1 больше величины ε по кривой 1 фиг. 12, то электромагнитный напор при стоящей жидкости меньше максимального и увеличится уменьшением скольжения.

6. Если задана скорость течения жидкости, то максимум напора, механической силы и мощности наступают при одной и той же, но большей частоте, чем коэффициент полезного действия и отношение механической и полной мощностей. С увеличением заданной скорости течения увеличиваются частоты, при которых рассматриваемые характеристики имеют максимумы и увеличиваются максимальное значение коэффициента полезного действия и отношения механической и полной мощностей.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика № 1, 1959.
2. А. И. Вольдек, Х. И. Янес. Поперечный краевой эффект в плоском индукционном насосе с электропроводящим каналом. См. наст. сборник, стр. 23.
3. Н. М. Охременко. Оптимальные геометрические соотношения в индукционных насосах для жидких металлов. «Электричество» № 9, 1961.
4. Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине. См. наст. сборник стр. 37.
5. Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт. Формуляр контрольного расчета плоского индукционного насоса. См. наст. сборник стр. 167.

X. A. Тийсмус

ОБ УПРАВЛЕНИИ РАБОТОЙ ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА

1. Постановка задачи

В литературе по электромагнитным насосам обычно подчеркивается, что одним преимуществом внедрения этих насосов для транспорта расплавленных металлов является возможность полной автоматизации процессов горизонтального и вертикального перемещения жидких металлов. Такие задачи возникают в металлургическом и литьевом производстве. Электромагнитные насосы приобретают особое значение при обеспечении непрерывности процессов подачи металла. Возможность электрического регулирования производительности насоса в заданном диапазоне вплоть до прекращения потока и его реверсирования сулит большие выгоды в установках непрерывного литья.

Учитывая высказанное многими авторами мнение, что жидкий металл должен транспортироваться по трубопроводам, следует отметить, что электромагнитные насосы наилучшим образом соответствуют этой задаче.

Вторая наиболее важная область возможного применения электромагнитных насосов охватывает процессы дозировки жидкого металла при его разливке или обработке.

В этом случае потребуется подача определенной порции металла в дискретные промежутки времени. Подаваемая порция металла должна поддерживаться постоянной с заданной точностью или изменяться по заданной программе в соответствии с производственным процессом. Электромагнитные насосы позволяют решить и эту задачу.

В связи с трубопроводным транспортом жидких металлов возникает много проблем, подлежащих решению соответствующими специалистами. Прежде всего встает задача вы-

бора и разработки материалов, выдерживающих длительное время воздействия жидкого металла. Если транспортируемый металл очень агрессивен, необходимо иметь надежные покрытия внутренних поверхностей трубопроводов, канала насоса и сосудов. Система защиты всей установки должна постоянно контролировать состояние тракта жидкого металла и реагировать на его дефекты.

Следующей отличительной чертой трубопровода для жидких металлов является необходимость подогрева всего тракта перед пуском. Наиболее удобное решение вопроса достигается применением электрического обогрева косвенного или прямого действия. Прямой подогрев всего трубопровода с каналом насоса связан с некоторыми трудностями: для толстостенных труб потребуются значительные токи и весь тракт должен иметь одинаковое поперечное сечение и тепловую изоляцию. Невыполнение этих условий может привести к местным перегревам или застыванию металла в трубопроводе.

Нагрев тракта при помощи секционированных нагревательных элементов позволяет гибко регулировать температуру трубопровода и таким образом исключить местные перегревы. Кроме того, нагревательные элементы косвенного действия могут совмещать функции датчиков течи, если при транспорте металла обогрев труб не потребуется.

Изготовление надежной тепловой изоляции трубопровода не является непреодолимой задачей. В настоящее время уже работают теплосиловые установки с высокими параметрами, в которых температура передаваемого по трубам пара достигает 580°C . Аналогичная, но несколько усиленная тепловая изоляция потребуется для труб, предназначенных для транспорта таких расплавленных металлов, как алюминий и магний.

Труднее изготовить тепловую изоляцию для канала насоса, где ограниченный немагнитный зазор и непосредственная близость обмоток насоса заставляют искать иные пути. Прежде всего канал насоса необходимо изолировать высококачественной тепловой изоляцией с малым коэффициентом теплоизделия. Поддержание температуры обмоток насоса на допустимом уровне достигается также соответствующим охлаждением обмоток.

Наиболее эффективным методом решения этой задачи является перевод обмоток насоса в напряженный температурный режим. Это достигается использованием обмоточного материала с оксидной изоляцией. По имеющимся в литературе сведениям алюминиевые проводники с оксидной изоляцией могут удовлетворительно работать при температуре $500\dots 600^{\circ}\text{C}$.

Использование такой обмотки позволяет существенно упростить тепловую изоляцию канала насоса и уменьшить немагнитный зазор.

Таким образом, установка для транспорта жидкого металла с электромагнитным насосом является сложным агрегатом, в котором электрическая энергия превращается в кинетическую энергию движущегося металла и тепло. Весь процесс может протекать только при определенном температурном режиме всей установки.

Все перечисленные особенности работы, а также и режим насоса накладывают свои требования к системе управления работой насоса. Для контроля и управления работой насоса потребуются различные датчики: скорости движения жидкого металла, напора, температуры, производительности и уровня. В наиболее сложных системах регулирования необходимы также различные элементы логического действия, усилители, преобразователи и исполнительные механизмы, т. е. весь арсенал средств современной автоматики. Схема управления агрегатом должна определенным образом связать систему энергопитания с жидкотемпературной системой в едином производственном процессе с соблюдением требований последнего и выполнением условий контроля и защиты.

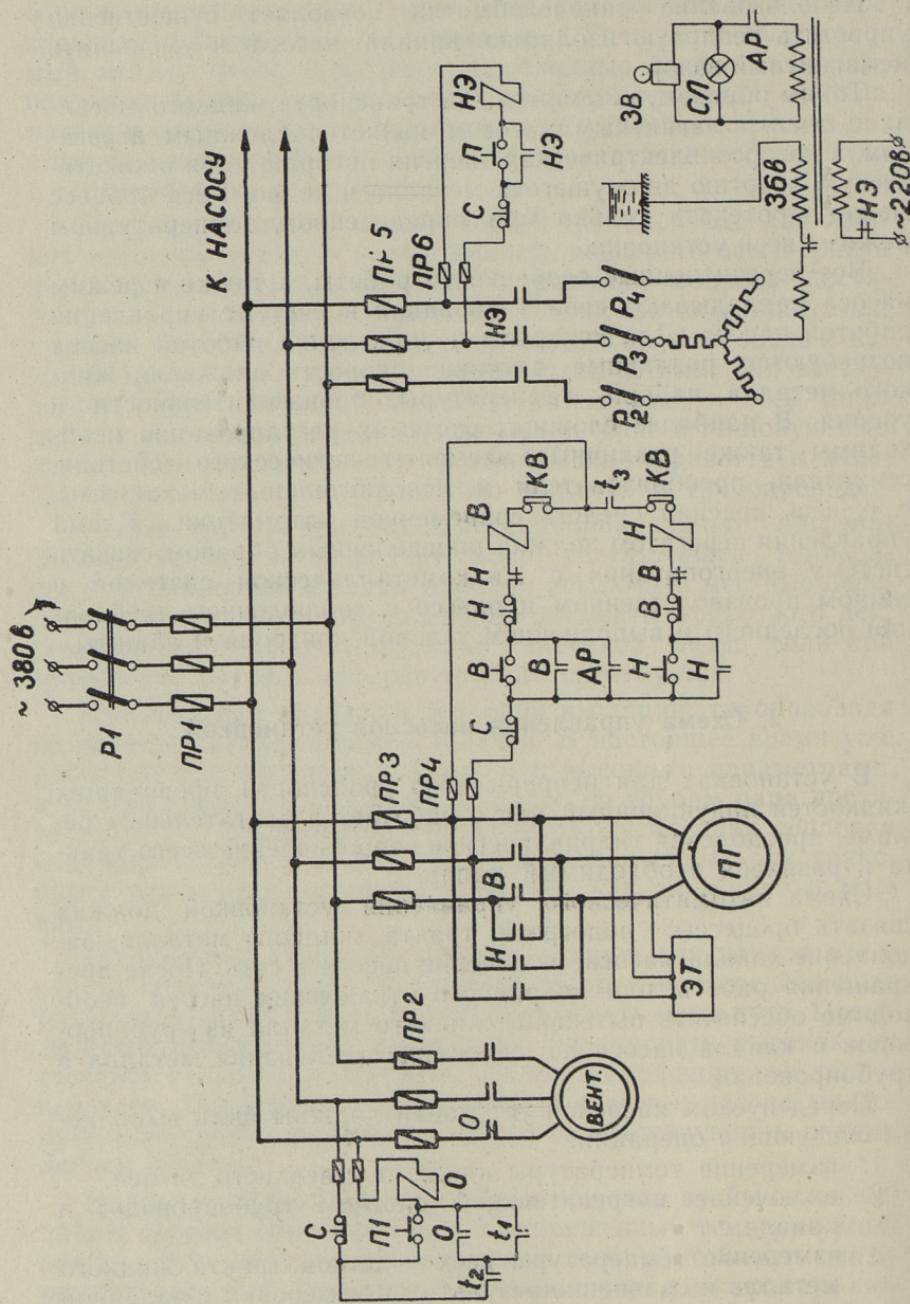
2. Схема управления насосной установкой

В установках для непрерывного транспорта проводящих жидкостей индукционный насос работает в двигательном режиме, преодолевая гидравлическое сопротивление всего тракта и развивая необходимый напор.

Схема автоматического управления установкой должна связать процессы: подогрева тракта жидкого металла, заполнение канала насоса, включение насоса в сеть. После прекращения работы или аварийного отключения насоса необходимо обеспечить вытекание жидкого металла из трубопроводов и канала насоса во избежание застывания металла в трубопроводах.

Перед пуском насосной установки должны быть выполнены следующие операции:

1. измерение температуры нижнего и верхнего тиглей,
2. включение нагревательной системы трубопроводов и канала,
3. измерение температуры всех участков тракта жидкого металла и сравнение результатов измерений с заданной величиной,
4. заполнение канала насоса жидким металлом,



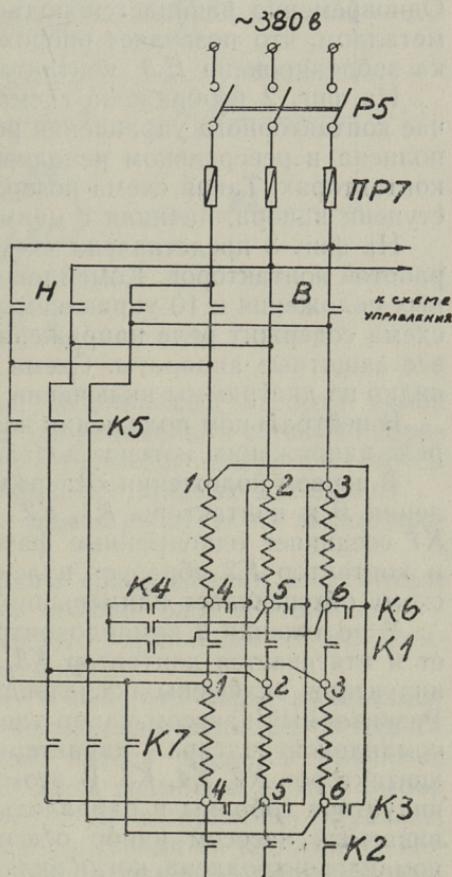
5. включение насоса в сеть.

При работе насоса необходимо постоянно проверять отсутствие течи в трубопроводах и запускать устройство охлаждения обмоток насоса в зависимости от температуры.

Система автоматического управления, контроля и защиты, связывающая все эти операции, будет довольно сложной и дорогой. Поэтому к малым насосам целесообразно применить полуавтоматическое управление, рассматриваемое ниже.

На фиг. 1 изображена принципиальная схема управления вспомогательными устройствами насосной установки. Рубильник $P1$ предназначен для подачи напряжения на главные шины распределительного щита. Вентилятор для охлаждения обмоток насоса получает питание через предохранители $PR2$ и магнитный пускатель O . Работой вентилятора управляют два термореле t_1 и t_2 . По мере нарастания температуры сначала включается t_2 при 150°C , чем подготавливается пуск вентилятора. Затем при температуре 180°C сработает t_1 и запускает вентилятор. Остановка вентилятора происходит при температуре 150°C после отпадания реле t_2 . Пусковая кнопка $P1$ служит для контроля работы вентилятора.

Привод PG подъема и опускания груза для заполнения и опорожнения канала насоса питается через предохранители $PR3$ и управляемся обычным реверсивным магнитным пускателем. Привод снабжен электромагнитным тормозом $\mathcal{E}T$ с тем, чтобы установить груз G в любом положении в сосуде. Подъем груза вверх ограничивается конечным



Фиг. 2

выключателем KB . Если контроль температуры всего тракта осуществляется автоматически, то заполнение канала возможно только при замыкании контактов термореле t_3 .

Нагревательные элементы канала и трубопровода управляются нереверсивным магнитным пускателем $H\mathcal{E}$ и рубильниками $P2$, $P3$, $P4$. Нагревательные элементы служат при работе насоса датчиками течи тракта. В этом случае они отключены от сети питания. Цепь аварийного реле AP включена последовательно со вторичной обмоткой трансформатора. Один конец этой цепи соединен с трубопроводом, другой — с нулевой точкой нагревательных элементов, которые изолированы от трубопровода. Как только образовалась течь, эта цепочка замыкается и аварийное реле AP сработает, подавая звуковой и световой сигналы и отключая насос от сети питания. Одновременно начинается подъем груза из сосуда с жидким металлом, что позволяет опорожнить канал. Защитная цепочка заблокирована $H.3$ контактами контактора $H\mathcal{E}$.

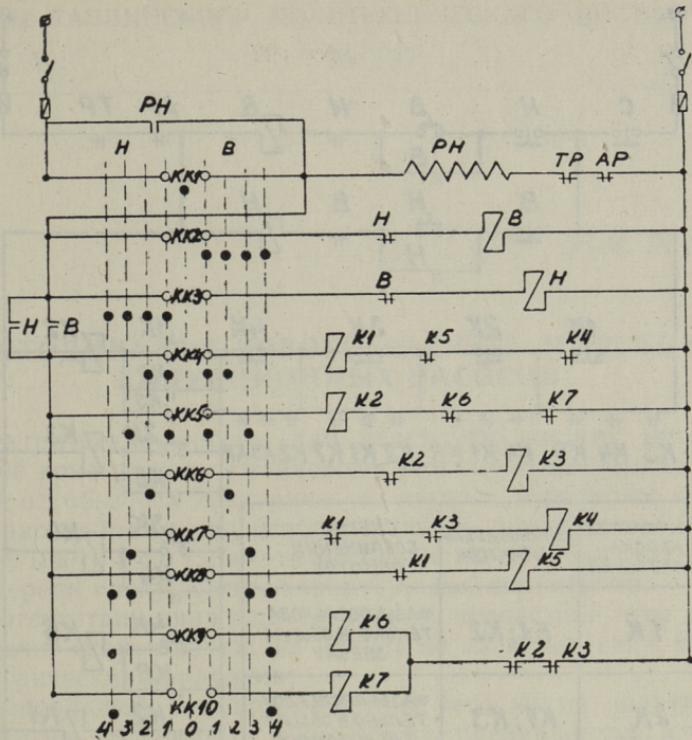
На фиг. 2 изображена схема силовой части насоса в случае контакторного управления режимом его работы. Схема выполнена в реверсивном исполнении на девяти трехполюсных контакторах. Такая схема позволяет произвести пуск в четыре ступени напора, начиная с наименьшего значения.

На фиг. 3 представлена схема контроллерного управления работой контакторов. Командоконтроллер имеет 4 фиксированные положения и 10 управляемых цепочек. Кроме контакторов схема содержит реле напряжения, на цепь которого работают все защитные аппараты. Схема управления симметрична, что видно из диаграммы включения командоконтроллера.

В нейтральном положении командоконтроллера включается реле напряжения, которое подготовливает пуск насоса.

В первом положении «Вперед» сработает контактор направления B и контакторы $K1$, $K2$. В результате этого контактор $K1$ соединяет одноименные фазы индуктора последовательно и контактор $K2$ образует нулевую точку общей звезды. Эта схема обеспечивает наименьший напор, развиваемый насосом.

В положении 2 командоконтроллера контактор $K2$ выпадает и втягивается контактор $K3$. При этом одноименные фазы индуктора включены последовательно в общий треугольник. Развиваемый насосом напор увеличивается. Третье положение командоконтроллера характеризуется рабочим состоянием контакторов $K2$, $K4$, $K5$. В этом случае обмотки двух половин индуктора собраны в параллельную звезду. Наибольший развиваемый насосом напор обеспечивает четвертое положение командоконтроллера, когда включены контакторы $K5$, $K6$ и $K7$. При этом обмотки половин индуктора соединены в параллельный треугольник. При переходе от первой к четвертой схеме



Фиг. 3

включения обмоток индуктора, развиваемый насосом напор увеличивается примерно 12 раз при неизменном сетевом напряжении питания. Такой диапазон изменения напора достаточен в большинстве случаев при транспорте жидких металлов.

Следует отметить, что насос может работать на любой промежуточной ступени.

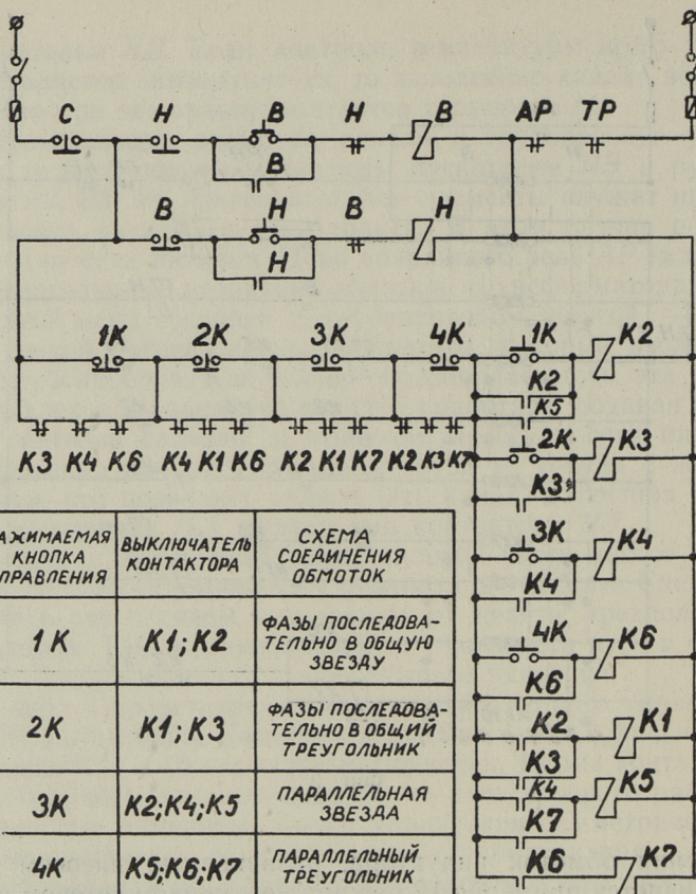
Во избежание одновременного срабатывания контакторы блокированы между собой при помощи блок-контактов.

На фиг. 4 дана схема кнопочного управления работой контакторов, включенных по схеме фиг. 2.

Отличие этой схемы состоит в том, что перед пуском выбирается направление перекачки металла кнопками *B* или *H*.

После такого выбора режим насоса задается кнопками управления *1K*, *2K*, *3K* или *4K*. Здесь возможен прямой выбор желаемого режима без включения промежуточных ступеней.

Отклонение всех контакторов производится кнопкой *C*. Последующий пуск начинается опять с выбора желаемого направления.



Фиг. 4

Сравнивая схемы контроллерного и кнопочного управления работой насоса следует отметить, что первая из них может быть легко переведена на полностью автоматизированный цикл с использованием сервомотора.

Аппараты защиты работают на отключение всех контактов.

Предлагаемые схемы управления насосной установкой для транспорта жидкого металла предусматривают наличие обслуживающего персонала, производящего необходимые изменения режима работы насосной установки в соответствии с технологическим процессом.

Э. М. Ристхейн

МЕТОДИКА ТЕПЛОВОГО РАСЧЕТА ПЛОСКИХ ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ

Электрические насосы для перекачки жидких металлов по своей конструкции и тепловому режиму существенно отличаются от обычных электрических машин и поэтому их тепловой расчет имеет ряд особенностей. У плоских индукционных насосов эти особенности обусловлены в первую очередь следующими характерными свойствами:

1) отсутствие движущихся частей, вследствие чего тепловой расчет скорее похож на расчет не электрических машин, а электрических аппаратов;

2) небольшой к. п. д., вследствие чего часто практически вся энергия, подводимая к индуктору, превращается в тепло;

3) очень высокая и равномерно распределенная¹ температура перекачиваемого металла, доходящая в насосах для легких металлов до 800°C , а в насосах для стали, чугуна, меди и т. п. — до 1300°C ;

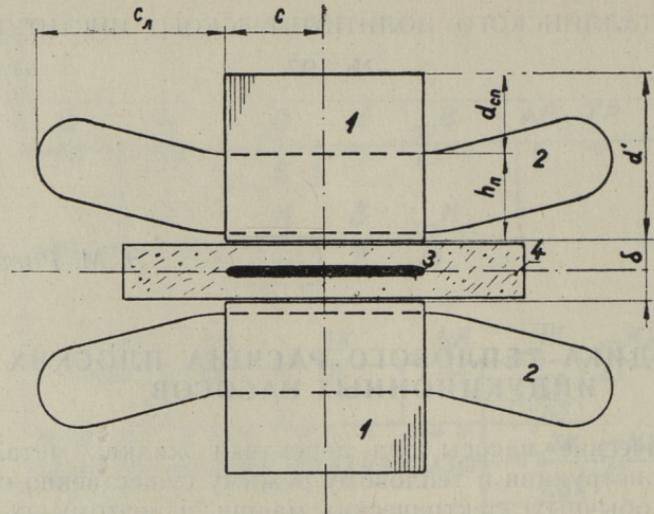
4) относительно малая доля потерь в стали;

5) наличие в насосе одновременно тепловой изоляции (во избежание остывания перекачиваемого металла) и устройств охлаждения (во избежание перегрева обмоток);

6) плоская конструкция и достаточно большая длина, позволяющие, как правило, считать температурное поле в насосе плоскопараллельным.

Поперечный разрез типичного плоского индукционного насоса приведен на фиг. 1. Геометрические размеры и соотношения такого типа насосов в настоящее время еще не установлены и можно полагать, что они во многом будут определяться тепловым режимом насоса. Существующие насосы для алюминия и магния имеют, однако, примерно следующие размеры и соотношения:

¹ Разность температур на входе и на выходе насоса по [5] обычно не превышает 1 град.



Фиг. 1. 1 — магнитопровод; 2 — лобовые части обмоток; 3 — канал; 4 — тепловая изоляция канала

1) толщина слоя жидкого металла в канале не превышает 5—8 мм;

2) отношение высоты индуктора к его ширине находится в пределах

$$\frac{d'}{2c} = 0,8 \dots 1,2;$$

отметим, что половина ширины индуктора c является одним из основных размеров насоса в электромагнитном расчете;

3) отношение высоты спинки к высоте паза тоже находится в пределах

$$\frac{d_{cp}}{h_n} = 0,8 \dots 1,2;$$

4) отношение высоты паза к ширине немагнитного зазора находится в пределах

$$\frac{h_n}{\delta} = 1,5 \dots 2;$$

5) отношение ширины зубца индуктора к ширине паза находится в пределах

$$\frac{b_3}{b_n} = 0,3 \dots 0,5;$$

6) отношение ширины лобовых соединений к половине ширины индуктора находится в пределах

$$\frac{c_L}{c} = 2 \dots 2,5.$$

В настоящей статье будут рассматриваться основные расчетные приемы, применяемые в анализе теплового режима плоских индукционных насосов. При составлении формул всегда в первую очередь имелись в виду насосы для перекачки металлов в области так называемых средних температур (порядка 500—800°C). Числовые примеры относятся к насосам с расчетной температурой канала 700—800°C (насосы для алюминия и магния).

В статье (кроме редких, специально оговоренных случаев) применяется следующая система единиц измерения:

для линейных размеров — *м*,

для тепловых потоков, отнесенных к единице поверхности — *квт/м²*,

для полных тепловых потоков — *квт*,

для разностей температур — *град*,

для коэффициентов теплопроводности — *вт/град м*,

для коэффициентов теплоотдачи — *вт/град м²*,

для тепловых сопротивлений, отнесенных к единице поверхности, — *град м²/квт*,

для полных тепловых сопротивлений — *град/квт*.

1. Термическая схема замещения

Термическая схема замещения составляется для того, чтобы придать расчету необходимую наглядность. По очертанию такая схема отличается от обычных электрических схем только тем, что в ней не вычерчено ветвей с так называемым нулевым потенциалом; при анализе и преобразованиях схемы применимы все законы и формулы обычных электрических цепей. Нужно только иметь в виду, что схема составлена для исследования стационарных режимов.

При составлении схемы можно исходить из следующих допущений:

1) насос симметричен относительно трех координатных плоскостей как в конструктивном, так и в тепловом отношении (термическая несимметрия может быть вызвана только не

вполне одинаковыми условиями охлаждения); следовательно, схему замещения можно составить для одной четверти насоса;

2) потери в стали сосредоточены в зубцах, так как индукция в спинке значительно меньше, чем индукция в зубцах, а теплопроводность индуктора намного больше, чем других частей насоса;

3) температура меди по всей обмотке одинакова¹;

4) температура по длине насоса постоянна (отсутствует теплоотдача через торцы); следовательно, схему замещения достаточно составить или для единицы длины насоса, или для единицы поверхности немагнитного зазора.

Схемы, составленные для единицы поверхности немагнитного зазора, очень удобны при анализе теплового режима насоса, а также для сравнения между собой разных типов насосов. В настоящей статье рассматриваются именно такие схемы.

Для определения температур и тепловых потоков в каком-либо конкретном насосе лучше пользоваться полной схемой замещения, составленной для насоса в целом. Тепловые сопротивления такой схемы связаны с тепловыми сопротивлениями предыдущей схемы формулой

$$R = \frac{r}{4cl'}, \quad (1)$$

где R — полное тепловое сопротивление какого-либо участка насоса;

r — тепловое сопротивление того же участка, отнесенное к единице поверхности немагнитного зазора;

c — половина ширины индуктора;

l' — длина индуктора.

Аналогичная формула связывает тепловые потоки обеих схем замещения:

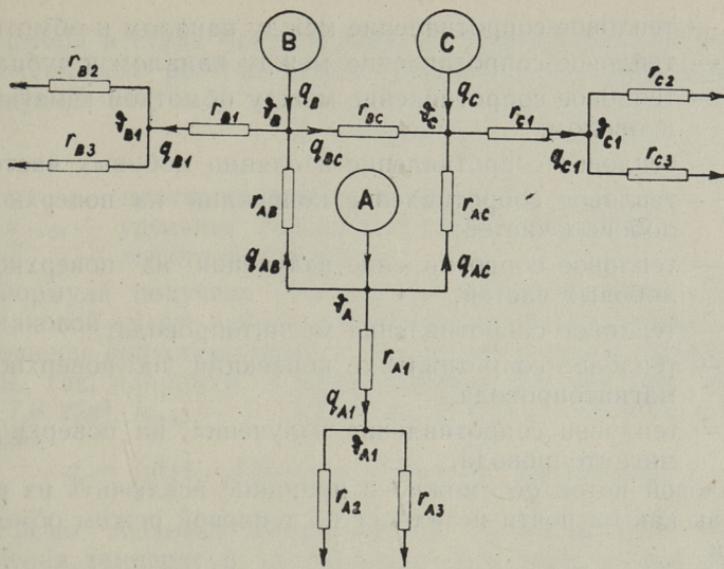
$$Q = 4cl'q, \quad (2)$$

где Q — полный тепловой поток;

q — тепловой поток, отнесенный к единице поверхности немагнитного зазора.

Схема замещения должна иметь три источника тепла (канал, обмотка, магнитопровод) и три отвода тепла (спинка, поверхность лобовых частей, боковая поверхность канала). Одна из возможных схем, содержащая все основные элемен-

¹ По [6] максимальная разница температур меди по сечению паза составляет примерно 15 град, а по длине витка — примерно 5 град.



Фиг. 2

ты, имеющие значение с точки зрения теплового режима насоса, изображена на фиг. 2.

На схеме приняты следующие обозначения:

- A — жидкий металл;
- B — обмотка;
- C — магнитопровод;
- q_A — тепловой поток от жидкого металла;
- q_B — потери в обмотке;
- q_C — потери в стали;
- q_{A1} — тепловой поток через боковую поверхность канала;
- q_{AB} — тепловой поток от канала к обмотке;
- q_{AC} — тепловой поток от канала к зубцам;
- q_{BC} — тепловой поток от обмотки к магнитопроводу;
- q_{B1} — тепловой поток через лобовые части обмотки;
- q_{C1} — тепловой поток через магнитопровод;
- r_{A1} — тепловое сопротивление боковой тепловой изоляции канала;
- r_{A2} — тепловое сопротивление конвекции на поверхности боковой изоляции канала;
- r_{A3} — тепловое сопротивление излучения на поверхности боковой изоляции канала;

- r_{AB} — тепловое сопротивление между каналом и обмоткой;
 r_{AC} — тепловое сопротивление между каналом и зубцами;
 r_{BC} — тепловое сопротивление между обмоткой и магнитопроводом;
 r_{B1} — тепловое сопротивление изоляции лобовых частей;
 r_{B2} — тепловое сопротивление конвекции на поверхности лобовых частей;
 r_{B3} — тепловое сопротивление излучения на поверхности лобовых частей;
 r_{C1} — тепловое сопротивление магнитопровода;
 r_{C2} — тепловое сопротивление конвекции на поверхности магнитопровода;
 r_{C3} — тепловое сопротивление излучения на поверхности магнитопровода.

Тепловой поток q_{AI} можно в принципе исключить из расчета, так как он почти не влияет на тепловой режим обмоток и стали.

Тепловые потоки q_{AB} и q_{AC} зависят от сопротивлений схемы замещения и от тепловых потоков q_B и q_C ; их определение является одной из задач расчета.

Тепловой поток q_B определяется электрическим расчетом. Если известны линейная нагрузка A и плотность тока в обмотке j , то поток q_B может определяться формулой:

$$q_B = \rho j A \frac{l_{cp}}{2c}, \quad (3)$$

где ρ — удельное сопротивление материала обмотки, $\text{ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$;
 j — плотность тока в обмотке, $\text{а}/\text{мм}^2$;
 A — линейная нагрузка индуктора, $\text{а}/\text{мм}$;
 l_{cp} — средняя длина полувитка обмотки;
 c — половина ширины индуктора.

В некоторых случаях тепловой расчет может вестись и в ином порядке. Так, например, конечной целью расчета может ставиться определение допустимого значения потока q_B . По полученному значению q_B могут, в свою очередь, определяться допустимые значения j и A .

До настоящего времени в насосах применялась медная обмотка, работающая при температуре 150—200°C ($\rho = 0,026 \dots 0,030 \text{ ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$). Плотность тока находилась в пределах 2,5—3,5 $\text{а}/\text{мм}^2$, линейная нагрузка составляла 40—50 $\text{а}/\text{мм}$, соотношение $l_{cp}/2c = 2,5 \dots 3$. Следовательно, в этих насосах

$$q_B = (0,026 \dots 0,030) (2,5 \dots 3,5) (40 \dots 50) (2,5 \dots 3) = \\ = 6,5 \dots 16 \text{ квт}/\text{м}^2.$$

Потери в стали берутся тоже из электрического расчета. Для теплового расчета можно пользоваться и приближенной формулой

$$q_C = \gamma k_{ст\,сп} d', \quad (4)$$

где γ — плотность пакета стали, t/m^3 ;

$k_{ст\,сп}$ — удельные потери в стали спинки, $вт/кг$;

d' — высота индуктора.

Формула получена при грубом предположении, что при одинаковой высоте зубцов и спинки потери в них равны. Такое упрощение допустимо потому, что потери в стали вообще очень малы. Так, например, в изготовленных до сих пор насосах $\gamma = 7,6 \text{ t/m}^3$, $k_{ст\,сп} = 1\dots 1,5 \text{ вт/кг}$, $d = 0,1\dots 0,3 \text{ м}$ и, следовательно,

$$q_C = 7,6(1\dots 1,5)(0,1\dots 0,3) = 1\dots 3,5 \text{ квт/м}^2.$$

Расчет тепловых сопротивлений затрудняется тем, что значения температур, необходимые для определения коэффициентов теплопроводности и теплоотдачи, в начале расчета еще не известны. Поэтому приходится температуры сперва задавать, ориентируясь на их наиболее вероятные значения. Если в конце расчета выяснится, что температуры выбраны неправильно и что их значения сильно сказываются на расчете, то следует произвести повторный расчет, с уже уточненными предполагаемыми значениями температур.

Во избежание повторных расчетов можно было бы представить тепловые сопротивления в качестве зависящих от температуры величин. Но в дальнейшем, при определении тепловых потоков, это привело бы к нелинейным системам уравнений, решение которых стало бы по меньшей мере очень трудоемким.

Ниже приводятся некоторые формулы и соображения по определению сопротивлений схемы замещения, изображенной на фиг. 2.

2. Тепловые сопротивления, определяемые теплопроводностью

А) Текущее сопротивление между каналом и обмоткой может определяться формулой

$$r_{AB} = \frac{b_n + b_3}{b_n} \left(\frac{\delta_k}{\lambda_k} + \frac{\delta_n}{\lambda_n} \right) \cdot 10^3, \quad (5)$$

а между каналом и зубцами — формулой

$$r_{AC} = \frac{b_n + b_3}{b_3} \frac{\delta_k}{\lambda_k} \cdot 10^3, \quad (6)$$

где b_n — ширина паза;

b_3 — ширина зубца;

δ_k — толщина изоляции канала;

δ_n — толщина изоляции паза, включая пазовый клин;

λ_k — коэффициент теплопроводности изоляции канала;

λ_n — коэффициент теплопроводности изоляции паза.

Формулы получены исходя из предположения, что тепловой поток везде направлен перпендикулярно к плоскости канала. Такое предположение можно считать оправданным, когда величина δ_n в несколько раз меньше, чем δ_k .

Обычно $b_n/b_3 = 2 \dots 3$, $\delta_k = 5 \dots 15 \text{ мм}$ и $\delta_n = 2 \dots 5 \text{ мм}$. При высокоеффективной теплоизоляции канала $\lambda_k = 0,14 \dots 0,20 \text{ вт/град м}$; коэффициент теплопроводности электрической изоляции класса Н можно считать равным $\lambda_n = 0,25 \dots 0,30 \text{ вт/град м}$. Следовательно,

$$r_{AB} = \left(1 + \frac{1}{2 \dots 3} \right) \left(\frac{5 \dots 15}{0,14 \dots 0,20} + \frac{2 \dots 5}{0,25 \dots 0,30} \right) = 57 \dots 140 \text{ град м}^2/\text{квт}$$

и

$$r_{AC} = [(2 \dots 3) + 1] \frac{5 \dots 15}{0,14 \dots 0,20} = 110 \dots 300 \text{ град м}^2/\text{квт}.$$

Точное определение теплового сопротивления боковой изоляции канала очень сложно. Однако, учитывая малое влияние этого сопротивления на тепловой режим насоса, можно определить его при помощи грубой формулы

$$r_{A1} = \frac{2 \cdot 10^3 c \delta_{kb}}{\delta \lambda_{kb}}, \quad (7)$$

где δ — немагнитный зазор насоса;

δ_{kb} — толщина боковой изоляции;

λ_{kb} — коэффициент теплопроводности боковой изоляции.

Учитывая, что обычно $\delta_{kb}/\delta = 2 \dots 4$, $c = 0,05 \dots 0,1 \text{ м}$ и $\lambda_{kb} \approx \lambda_k = 0,14 \dots 0,20 \text{ вт/град м}$, получаем, что

$$r_{A1} = \frac{2 \cdot 10^3 (0,05 \dots 0,1)}{0,14 \dots 0,20} \frac{(2 \dots 4)}{(1 \dots 6)} = (1 \dots 6) \cdot 10^3 \text{ град м}^2/\text{квт}.$$

Б) Тепловое сопротивление между сталью и обмоткой имеет для теплового режима насоса тем большее значение, чем меньше тепловые сопротивления r_{AB} и r_{AC} и допускаемая для обмотки температура. Оно может определяться упрощенной формулой

$$r_{BC} = \frac{b_n + b_3}{p_n} \frac{\delta_n}{\lambda_n} \cdot 10^3, \quad (8)$$

где p_n — периметр паза по стали ($p_n = b_n + 2h_n$, где h_n — высота паза);

δ_n — толщина пазовой изоляции.

Отметим, что для большей точности величину δ_n можно было бы определить особым расчетом, учитывая и толщину изоляции провода и воздушные прослойки между проводами и пазовой изоляцией. По расчетам, проведенным в [5] и [6], уточненное таким путем значение r_{BC} оказалось только на 15% ниже, чем значение, определенное по формуле (8). Так как величина r_{BC} , по сравнению с другими тепловыми сопротивлениями, весьма мала (см. табл. 3), то такое уточнение не имеет смысла.

Обычно $(b_n + b_3)/p_n = 0,1 \dots 0,2$, $\delta_n = 0,5 \dots 2$ мм и $\lambda_n = 0,25 \dots 0,30$ вт/град м; следовательно,

$$r_{BC} = (0,1 \dots 0,2) \frac{0,5 \dots 2}{0,25 \dots 0,30} = 0,17 \dots 1,6 \text{ град } m^2/\text{квт}.$$

Аналогичной упрощенной формулой определяется тепловое сопротивление изоляции лобовых частей обмотки:

$$r_{BI} = \frac{2c}{p_{B2} + p_{B3}} \frac{\delta_l}{\lambda_l} \cdot 10^3, \quad (9)$$

где p_{B2} — ширина поверхности лобовых частей, по которой осуществляется теплоотдача конвекцией (см. фиг. 3, а);

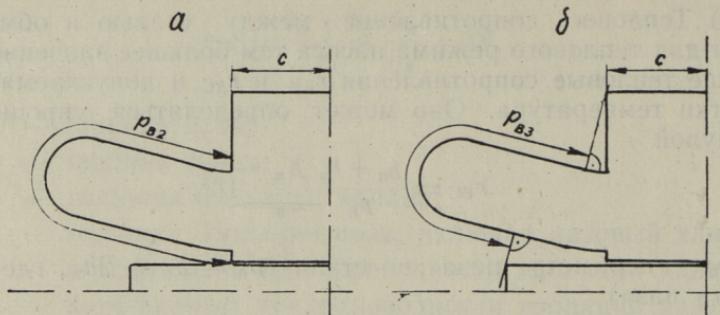
p_{B3} — ширина поверхности лобовых частей, по которой осуществляется теплоотдача излучением (см. фиг. 3, б);

c — половина ширины индуктора;

δ_l — толщина изоляции лобовых частей, включая изоляцию первого слоя провода;

λ_l — коэффициент теплопроводности изоляции лобовых частей.

Так как обычно $2c/(p_{B2} + p_{B3}) = 0,15 \dots 0,3$, $\delta_l = 0,1 \dots 0,5$ мм и $\lambda_l = 0,25 \dots 0,30$ вт/град м, то



Фиг. 3

$$r_{B1} = (0,15 \dots 0,3) \frac{0,1 \dots 0,5}{0,25 \dots 0,30} = 0,05 \dots 0,6 \text{ град } m^2/\text{квт.}$$

Тепловое сопротивление магнитопровода, вследствие его малого числового значения, достаточно определить по грубой формуле

$$r_{C1} = \frac{d'}{\lambda_{cr}} \cdot 10^3, \quad (10)$$

где λ_{cr} — коэффициент теплопроводности стали вдоль листов.

Учитывая, что обычно $d' = 0,1 \dots 0,15 \text{ м}$ и что $\lambda_{cr} = 63 \text{ вт}/\text{град } \text{м}$ [1], получаем

$$r_{C1} = \frac{0,1 \dots 0,15}{63} \cdot 10^3 = 1,6 \dots 2,4 \text{ град } m^2/\text{квт.}$$

3. Термические сопротивления, характеризующие теплоотдачу конвекцией

Термические сопротивления r_{A2} , r_{B2} и r_{C2} определяются формулой

$$r_{i2} = \frac{c}{p_{i2}} \frac{10^3}{\alpha_{i2}}, \quad (11)$$

где p_{i2} — ширина конвективной поверхности (поверхности конвективной теплоотдачи);

α_{i2} — коэффициент теплоотдачи конвекцией;

i — общий индекс (вместо индексов A , B или C).

Для определения коэффициентов α_{i2} существует много формул. Так, при естественной конвекции вертикальных поверхностей могут применяться формулы Готтера [4]

$$\alpha_{i2} = 2,4 \sqrt[4]{\tau_{i2}} \quad (12)$$

или Рихтера

$$\alpha_{i2} = 6,5 + 0,05 \tau_{i2}, \quad (13)$$

где τ_{i2} — перегрев охлаждаемой поверхности над температурой воздуха.

Числовые коэффициенты в формулах (12) и (13) приведены для температуры окружающего воздуха, равной $+35^{\circ}\text{C}$.

Высказывается мнение, что формула (13) дает завышенные значения для α_{i2} [4].

В случае принудительного обдува плоской поверхности чаще всего пользуются формулой Меркеля

$$\alpha_{i2} = bv^{0,78}l^{-0,22}, \quad (14)$$

где v — скорость воздуха, м/сек ;

l — длина поверхности вдоль воздушного потока;

b — множитель, зависящий от температур воздуха и охлаждаемой поверхности.

Формула приведена для случая, когда давление воздуха равна $1 \text{ кг}/\text{см}^2$. Она дает хорошие результаты при практически гладких поверхностях. Коэффициент b берется из табл. 1, где ϑ_{i2} — температура охлаждаемой поверхности, $^{\circ}\text{C}$, а ϑ_v — температура воздуха, $^{\circ}\text{C}$.

Таблица 1

$\frac{\vartheta_{i2} + \vartheta_v}{2}$	0	50	100	150
b	6,7	5,9	5,45	5,05

В случае индукционных насосов $\vartheta_v = 35 \dots 50^{\circ}\text{C}$ и $\vartheta_{i2} = 100 \dots 120^{\circ}\text{C}$. Коэффициент b находится, следовательно, в пределах 5,6—5,7.

Если кроме принудительного обдува возможна естественная конвекция, то по [4] могут применяться формулы

$$\alpha_{i2} = 5,7 + 4v \quad (15)$$

(для гладких поверхностей) и

$$\alpha_{i2} = 6,2 + 4,2v \quad (16)$$

(для шероховатых поверхностей).

Формулы составлены для $\vartheta_{\text{в}} = 20^{\circ}\text{C}$ и $\vartheta_{i2} = 50^{\circ}\text{C}$. Они дают хорошие результаты при $v < 5 \text{ м/сек}$. Для более общего случая может по [1] применяться формула, составленная на базе формулы (13):

$$\alpha_{i2} = (6,5 + 0,05\tau_{i2}) (1 + \sqrt{v}). \quad (17)$$

Эта формула дает, однако, несколько завышенные значения в области малых скоростей (до 1 м/сек).

Применение более сложных формул обычно не оправдывает себя. В качестве примера можно привести формулу [2]

$$\alpha_{i2} = \frac{0,61 Re^{0,67} \lambda_0}{d}. \quad (18)$$

где $Re = \frac{vd}{v}$ — число Рейнольдса;

d — характерный размер охлаждаемой поверхности (например, ширина тракта, длина, волнистость и т. д.);

λ_0 — коэффициент теплопроводности воздуха;

v — вязкость воздуха, $\text{м}^2/\text{сек}$.

Наибольшим затруднением при применении формулы (18) следует считать различное у разных авторов толкование размера d .

Вычисления по приведенным формулам показывают, что при естественной конвекции коэффициент теплоотдачи составляет обычно $5 \dots 10 \text{ вт}/\text{град} \text{ м}^2$, а в случае принудительного обдува со скоростью воздуха $1 \dots 5 \text{ м/сек} = 10 \dots 30 \text{ вт}/\text{град} \text{ м}^2$.

При двуслойной обмотке индуктора его лобовые соединения имеют весьма разветвленную поверхность и соотношение d_{B2}/c может достигать значений 4—6. Соотношение p_{C2}/c значительно меньше и находится в пределах 0,5—1. Еще меньше соотношение p_{A2}/c , так как суммарная обдуваемая поверхность канала практически не превышает 2—4-кратной ширины немагнитного зазора. Таким образом, $p_{A2}/c = 0,2 \dots 0,4$. Учитывая все это, получаем, что в случае принудительного обдува

$$r_{A2} = \frac{c}{p_{A2}} \frac{10^3}{\alpha_{A2}} = \frac{10^3}{(0,2 \dots 0,4)(10 \dots 30)} = 80 \dots 500 \text{ град} \text{ м}^2/\text{квт},$$

$$r_{B2} = \frac{c}{p_{B2}} \frac{10^3}{\alpha_{B2}} = \frac{10^3}{(4 \dots 6)(10 \dots 30)} = 6 \dots 25 \text{ град} \text{ м}^2/\text{квт},$$

$$r_{C2} = \frac{c}{p_{C2}} \frac{10^3}{\alpha_{C2}} = \frac{10^3}{(0,5 \dots 1)(10 \dots 30)} = 30 \dots 200 \text{ град} \text{ м}^2/\text{квт}.$$

4. Термические сопротивления, характеризующие теплоотдачу излучением

Термические сопротивления r_{A3} , r_{B3} и r_{C3} определяются формулой

$$r_{i3} = \frac{c}{p_{i3}} \frac{10^3}{\alpha_{i3}}, \quad (19)$$

где p_{i3} — ширина радиационной поверхности (поверхности теплоотдачи излучением);

α_{i3} — коэффициент теплоотдачи излучением.

Коэффициенты α_{i3} определяются известной формулой

$$\alpha_{i3} = 5,7 \cdot 10^{-8} \varepsilon_{i3} \frac{T_{i3}^4 - T_0^4}{T_{i3} - T_0}, \quad (20)$$

где T_{i3} — абсолютная температура радиационной поверхности, $^{\circ}K$;

T_0 — абсолютная температура принимающей излучение поверхности (например, кожуха насоса) или, при отсутствии такой поверхности, окружающего воздуха, $^{\circ}K$;

ε_{i3} — коэффициент поглощения, определяемый по формуле

$$\varepsilon_{i3} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_i} + \frac{p_{i3}}{p_0} \left(\frac{1}{\varepsilon_0} - 1 \right)}. \quad (21)$$

В последней формуле

ε_i — степень черноты радиационной поверхности;

ε_0 — степень черноты принимающей излучение поверхности;

p_0 — ширина принимающей излучение поверхности.

При отсутствии определенной поверхности, которую можно было бы считать приемником излучения (например, при отсутствии кожуха), полагают, что

$$\varepsilon_{i3} = \varepsilon_i. \quad (22)$$

Вычисления по формуле (20) могут оказаться неудобными и иногда даже неточными, так как формула содержит разности

близких по числовому значению величин. Учитывая, однако, что

$$\frac{T_{i3}^4 - T_0^4}{T_{i3} - T_0} = (T_{i3} - T_0)^3 + 4T_0(T_{i3} - T_0)^2 + 6T_0^2(T_{i3} - T_0) + 4T_0^3, \quad (23)$$

можно получить более удобную для вычислений формулу путем подстановки

$$\frac{T_{i3}^4 - T_0^4}{T_{i3} - T_0} = 4aT_0^3, \quad (24)$$

где

$$a = 1 + \frac{3}{2} \frac{T_{i3} - T_0}{T_0} + \left(\frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \right)^3. \quad (25)$$

Функция

$$a = f \left(\frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \right) = f \left(\frac{\theta_{i3} - \theta_0}{T_0} \right)$$

представлена на фиг. 4 в виде кривой.

Для определения коэффициента a могут применяться также некоторые приближенные формулы. Так, в промежутке

$$0 \leq \frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \leq 1,1$$

можно с точностью $\pm 2,5\%$ считать, что

$$a = 1 + 2,7 \left(\frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \right)^{\frac{4}{3}}, \quad (26)$$

а в промежутке

$$0,15 \leq \frac{T_{i3} - T_0}{T_0} \leq 0,7$$

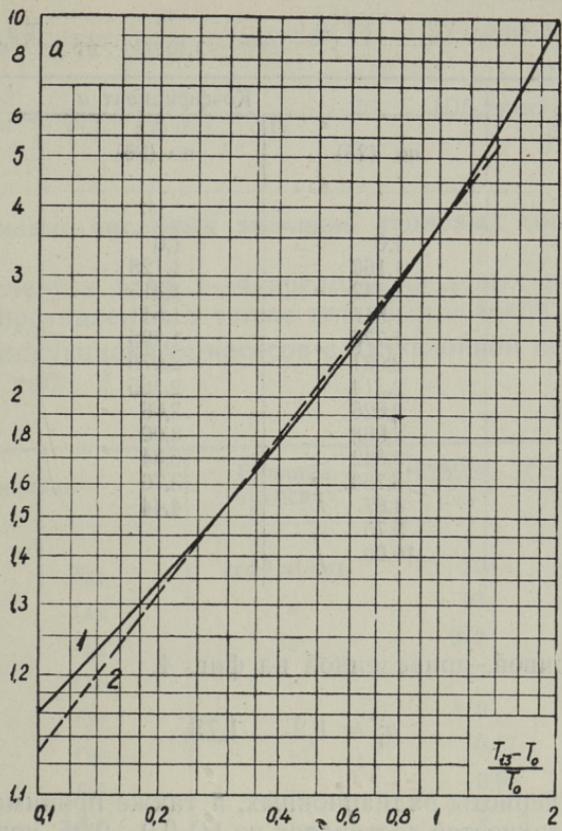
может с точностью $\pm 4\%$ приниматься более простая формула

$$a = 0,85 + 2,40 \frac{T_{i3} - T_0}{T_0}. \quad (27)$$

В табл. 2 для сравнения приведены значения коэффициента a , вычисленные по всем рассмотренным формулам.

Таким образом, для определения коэффициентов теплоотдачи излучением может рекомендоваться формула

$$a_{i3} = 23 \cdot 10^{-8} \epsilon_{i3} a_i T_0^3, \quad (28)$$



Фиг. 4. Зависимость коэффициента a от температур T_{i3} и T_0 . 1 — по формуле (25); 2 — по формуле (26)

где коэффициент a_i может определяться по кривой на фиг. 4, по формулам (26) и (27), или из таблицы 2.

Температура радиационных поверхностей (поверхностей стали, лобовых соединений и боковой изоляции канала) находится обычно в пределах 100—155°C, а температура кожуха — в пределах 35—60°C; температура окружающего воздуха может приниматься по ГОСТ 183-55 и составляет тогда 35°C. Следовательно,

$$T_{i3} - T_0 = \vartheta_{i3} - \vartheta_0 = 40 \dots 120 \text{ град},$$

$$T_0 = 308 \dots 333 \text{ } ^\circ\text{K} \text{ и}$$

$$\frac{T_{i3} - T_0}{T_0} = \frac{40 \dots 120}{308 \dots 333} = 0,12 \dots 0,39.$$

Таблица 2

$\frac{T_{i3} - T_0}{T_0}$	Коэффициент a		
	по (25)	по (26)	по (27)
0	1,0	1,0	0,85
0,1	1,160	1,128	1,09
0,2	1,342	1,315	1,33
0,3	1,547	1,541	1,57
0,4	1,776	1,795	1,81
0,5	2,031	2,070	2,05
0,6	2,314	2,365	2,29
0,7	2,626	2,68	2,53
0,8	2,968	3,00	2,77
0,9	3,342	3,34	
1,0	3,750	3,70	
1,2	4,67	4,44	
1,4	5,75		
2,0	10,00		

Тогда по кривой, приведенной на фиг. 4,

$$a_1 = 1,2 \dots 1,75.$$

Степень черноты радиационных, а также принимающих излучение поверхностей составляет по [4] 0,9—0,95, коэффициент поглощения по формуле (21) — 0,8—0,95. Следовательно, для всех трех радиационных поверхностей, по формуле (28)

$$\begin{aligned} a_{i3} &= 23 \cdot 10^{-8} (0,8 \dots 0,95) (1,2 \dots 1,75) (308 \dots 333)^3 = \\ &= 6,4 \dots 14 \text{ вт/град м}^2. \end{aligned}$$

Учитывая, что размер p_{A3} в формуле (19) практически равен половине ширины немагнитного зазора, а размер p_{B3} обычно в 1,2—1,5 раза меньше, чем размер p_{B2} (см. рис. 3), получаем, что $p_{A3}/c = 0,1 \dots 0,2$ и $p_{B3}/c = 3 \dots 5$. Радиационная поверхность магнитопровода практически равна полной поверхности спинки, вследствие чего $p_{C3}/c = 1,5 \dots 2$. Следовательно.

$$r_{A3} = \frac{10^3}{(0,1 \dots 0,2) (6,4 \dots 14)} = 360 \dots 1600 \text{ град м}^2/\text{квт},$$

$$r_{B3} = \frac{10^3}{(3 \dots 5)(6,4 \dots 14)} = 14 \dots 52 \text{ град } m^2/\text{kвт},$$

$$r_{C3} = \frac{10^3}{(1,5 \dots 2)(6,4 \dots 14)} = 36 \dots 105 \text{ град } m^2/\text{kвт}.$$

5. Сравнение числовых значений тепловых сопротивлений

Вычисленные в §§ 1—4 пределы числовых значений тепловых сопротивлений, а также тепловых потоков q_B и q_C для плоских индукционных насосов с двухслойной обмоткой приведены в табл. 3.

Таблица 3

Величина	Единица измерения	Пределы числовых значений	
		от	до
Тепловые сопротивления	r_{A1}	град $m^2/\text{kвт}$	10^3
	r_{A2}	"	80
	r_{A3}	"	360
	r_{AB}	"	57
	r_{AC}	"	110
	r_{BC}	"	0,17
	r_{B1}	"	0,05
	r_{B2}	"	6
	r_{B3}	"	14
	r_{C1}	"	1,6
	r_{C2}	"	30
	r_{C3}	"	36
Тепловые потоки	q_B	$\text{kвт}/m^2$	6,5
	q_C	"	1

Сопоставление между собой данных, приведенных в таблице, показывает, что тепловые сопротивления r_{B1} и r_{C1} по сравнению с другими очень малы, вследствие чего можно считать

$$r_{B1} = r_{C1} = 0. \quad (29)$$

При достаточно толстой боковой тепловой изоляции канала можно также считать, что

$$r_{A2} = r_{A3} \approx 0; \quad (30)$$

это грубое допущение оправдывается тем, что определение потерь тепла через боковые стенки канала может вестись весьма приближенно.

6. Проверочный тепловой расчет

Проверочный расчет проводится для определения температур обмоток и стали какого-либо конкретного насоса. При этом, как правило, заданы все размеры, все материалы и все электрические потери (q_B и q_C) насоса. Расчет может вестись в нижеизлагаемой последовательности.

1) Определяются все тепловые сопротивления насоса (см. §§ 2, 3 и 4). Температуры охлаждаемых поверхностей выбираются при этом, как уже говорилось, ориентировочно.

2) Упрощают схему замещения, придавая ей вид, изображенный на фиг. 5. Сопротивления в этой схеме определяются по элементарным формулам

$$r_A = \frac{r_{AB} r_{AC}}{r_{AB} + r_{AC} + r_{BC}} \approx \frac{r_{AB} r_{AC}}{r_{AB} + r_{AC}}, \quad (31)$$

$$r_B = \frac{r_{AB} r_{BC}}{r_{AB} + r_{AC} + r_{BC}} \approx \frac{r_{AB} r_{BC}}{r_{AB} + r_{AC}}, \quad (32)$$

$$r_C = \frac{r_{AC} r_{BC}}{r_{AB} + r_{AC} + r_{BC}} \approx \frac{r_{AC} r_{BC}}{r_{AB} + r_{AC}}, \quad (33)$$

$$r'_A = r_{A1} + \frac{r_{A2} r_{A3}}{r_{A2} + r_{A3}} \approx r_{A1}, \quad (34)$$

$$r'_B = r_{B1} + \frac{r_{B2} r_{B3}}{r_{B2} + r_{B3}} \approx \frac{r_{B2} r_{B3}}{r_{B2} + r_{B3}}, \quad (35)$$

$$r'_C = r_{C1} + \frac{r_{C2} r_{C3}}{r_{C2} + r_{C3}} \approx \frac{r_{C2} r_{C3}}{r_{C2} + r_{C3}}. \quad (36)$$

Приближенные формулы даны с учетом упрощений (29) и (30), а также того обстоятельства, что сопротивление r_{BC} очень мало по сравнению с сопротивлениями r_{AB} и r_{AC} .

Пределы, в которых могут находиться числовые значения вышеперечисленных сопротивлений в насосах с двухслойной обмоткой, вычислены исходя из данных таблицы 3 и представлены в табл. 4.

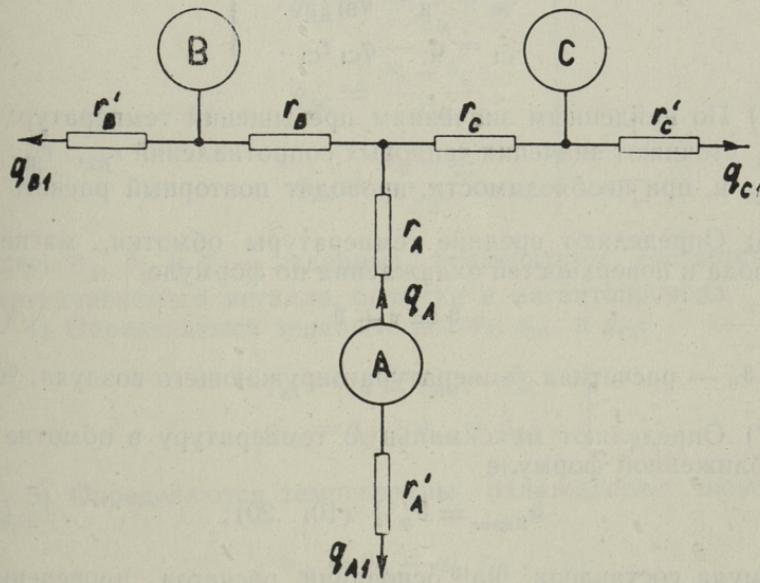
Таблица 4

Тепловое сопротивление	Единица измерения	Пределы числовых значений	
		от	до
r_A	град $m^2/квт$	37	95
r_B	"	0,06	0,5
r_C	"	0,11	1,1
r_A'	"	10^3	$6,5 \cdot 10^3$
r_B'	"	4,2	17
r_C'	"	16	69

Сравнивая между собой числовые значения, приведенные в таблице, можно прийти к выводу, что в дальнейших расчетах вполне допустимо упрощение

$$r_B = 0. \quad (37)$$

Дальнейшие упрощения рассматриваются в § 8.



Фиг. 5

3) Составляют систему уравнений для определения тепловых потоков q_A , q_{B1} и q_{C1} :

$$\left. \begin{aligned} r_A q_A + (r_B + r'_B) q_{B1} &= \tau_A + r_B q_B, \\ r_A q_A + (r_C + r'_C) q_{C1} &= \tau_A + r_C q_C, \\ q_A - q_{B1} - q_{C1} &= -q_B - q_C, \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

Тепловой поток q_{A1} определяется простой формулой

$$q_{A1} = \frac{\tau_A}{r_A}. \quad (39)$$

Здесь τ_A — превышение температуры канала над температурой окружающего воздуха.

4) После решения системы уравнений (38) определяют превышения температур обмотки, магнитопровода и поверхностей охлаждения:

$$\left. \begin{aligned} \tau_B &= q_{B1} r'_B, \\ \tau_C &= q_{C1} r'_C, \\ \tau_{B1} &= \tau_B - q_{B1} r_{B1}, \\ \tau_{C1} &= \tau_C - q_{C1} r_{C1}. \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

5) По найденным значениям превышений температур τ_{B1} и τ_{C1} уточняют значения тепловых сопротивлений r_{B2} , r_{B3} , r_{C2} и r_{C3} и, при необходимости, проводят повторный расчет.

6) Определяют средние температуры обмотки, магнитопровода и поверхностей охлаждения по формуле

$$\vartheta = \tau + \vartheta_0, \quad (41)$$

где ϑ_0 — расчетная температура окружающего воздуха, $^{\circ}\text{C}$.

7) Определяют максимальную температуру в обмотке по приближенной формуле

$$\vartheta_{B\max} = \vartheta_B + (10..20); \quad (42)$$

формула составлена на основании расчетов, проведенных в [6].

Максимальная температура стали, по опытным данным [5]

$$\vartheta_{C \text{ макс}} \approx \vartheta_C. \quad (43)$$

8) Полученные в п. 7 температуры сравниваются с допускаемыми и при необходимости разрабатываются меры по изменению системы охлаждения.

7. Проектный тепловой расчет

Порядок проектного расчета зависит от того, решаются ли электрические и тепловые проблемы совместно или раздельно. При раздельном решении этих проблем к началу теплового расчета уже известны все размеры магнитопровода, обмотки и канала; заданы также максимально допускаемые температуры обмотки и магнитопровода. Воздушный зазор задан.

Расчет проводится тогда в следующем порядке.

1) Выбирается материал и разрабатывается конструкция тепловой изоляции канала.

2) Определяются все тепловые сопротивления, за исключением сопротивлений r_{B2} , r_{B3} , r_{C2} и r_{C3} .

3) Определяются тепловые потоки q_{AB} , q_{AC} и q_{BC} , пользуясь формулами

$$\left. \begin{aligned} q_{AB} &= \frac{\vartheta_A - \vartheta_B}{r_{AB}}, \\ q_{AC} &= \frac{\vartheta_A - \vartheta_C}{r_{AC}}, \\ q_{BC} &= \frac{\vartheta_B - \vartheta_C}{r_{BC}}. \end{aligned} \right\} \quad (44)$$

Здесь ϑ_A , ϑ_B и ϑ_C — заданные температуры соответственно перекачиваемого металла, обмотки и магнитопровода.

4) Определяются тепловые потоки q_{B1} и q_{C1} :

$$\left. \begin{aligned} q_{B1} &= q_B + q_{AB} - q_{BC}, \\ q_{C1} &= q_C + q_{AC} + q_{BC}. \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

5) Определяются температуры охлаждаемых поверхностей:

$$\left. \begin{aligned} \vartheta_{B1} &= \vartheta_B - q_{B1} r_{B1}, \\ \vartheta_{C1} &= \vartheta_C - q_{C1} r_{C1}. \end{aligned} \right\} \quad (46)$$

6) По формуле (19) определяют сопротивления r_{B3} и r_{C3} , а затем — требуемые значения r_{B2} и r_{C2} :

$$\left. \begin{aligned} r_{B2} &= \frac{\tau_{B1}}{q_{B1} - \frac{\tau_{B1}}{r_{B3}}}, \\ r_{C2} &= \frac{\tau_{C1}}{q_{C1} - \frac{\tau_{C1}}{r_{C3}}}. \end{aligned} \right\} \quad (47)$$

7) По полученным требуемым значениям r_{B2} и r_{C2} выбирают конструкцию системы охлаждения и по формулам (15), (16), (17) или (18) (могут, конечно, применяться и другие формулы и методы расчета) определяют необходимую скорость и количество охлаждающего агента.

Совместное решение электрических и тепловых проблем ведет пока к очень громоздким выкладкам. Поэтому следует в таких случаях проделать расчет в нескольких вариантах с раздельным решением электрических и тепловых вопросов.

8. Упрощенный тепловой расчет

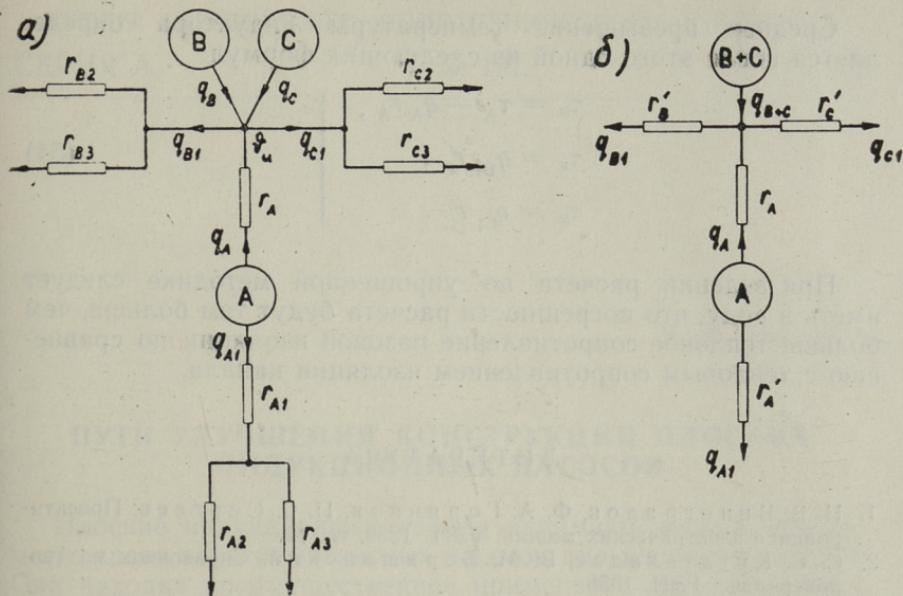
Как показывают данные таблиц 3 и 4, во многих случаях, в целях упрощения расчетов, можно было бы полагать, что в схеме замещения, изображенной на фиг. 2,

$$r_{B1} = r_{C1} = r_{BC} = 0. \quad (48)$$

Другими словами, можно было бы считать, что средние температуры обмотки и магнитопровода равны и в расчетах можно было бы их заменить средней температурой индуктора:

$$\vartheta_B = \vartheta_C = \vartheta_u. \quad (49)$$

Схема замещения, составленная с учетом этих упрощений, а также упрощения (30), изображена на фиг. 6, а. После преобразований по формулам (35) и (36) она принимает вид, изображенный на фиг. 6, б. Тепловое сопротивление r_A может определяться по формуле, приближенно учитывающей и пазовую изоляцию индуктора:



Фиг. 6

$$r_A = \left(\frac{\delta_k}{\lambda_k} + \frac{b_n}{b_n + b_3} \frac{\delta'_n}{\lambda_n} \right) \cdot 10^3; \quad (50)$$

обозначения приведены за формулой (6). Остальные тепловые сопротивления определяются по указаниям, приведенным в §§ 2, 3 и 4.

При такой схеме замещения сильно упрощаются как проверочный, так и проектный расчеты. Так, например, в проверочном расчете тепловые потоки будут определяться не из системы уравнений (38), а по достаточно простым формулам

$$q_{B1} = \frac{\frac{\tau_A}{r_A} + q_B + q_C}{1 + r'_B \left(\frac{1}{r_A} + \frac{1}{r'_C} \right)}, \quad (51)$$

$$q_{C1} = \frac{\frac{\tau_A}{r_A} + q_B + q_C}{1 + r'_C \left(\frac{1}{r_A} + \frac{1}{r'_B} \right)}, \quad (52)$$

$$q_A = q_{B1} + q_{C1} - q_B - q_C. \quad (53)$$

Среднее превышение температуры индуктора определяется после этого одной из следующих формул:

$$\left. \begin{array}{l} \tau_i = \tau_A - q_A r_A, \\ \tau_i = q_{B1} r'_B, \\ \tau_i = q_{C1} r'_C. \end{array} \right\} \quad (54)$$

При ведении расчета по упрощенной методике следует иметь в виду, что погрешности расчета будут тем больше, чем больше тепловое сопротивление пазовой изоляции по сравнению с тепловым сопротивлением изоляции канала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Н. В. Виноградов, Ф. А. Горяинов, П. С. Сергеев. Проектирование электрических машин. ГЭИ, 1956, гл. 11.
2. С. С. Кутателадзе, В. М. Боришанский. Справочник по теплопередаче. ГЭИ, 1958.
3. П. Шнейдер. Инженерные проблемы теплопроводности. Изд. иностранной литературы, 1960.
4. Г. Готтер. Нагревание и охлаждение электрических машин. ГЭИ, 1961.
5. А. Вольдек, Х. Тийсмус, Х. Янес, Э. Ристхайн, Х. Росс, Т. Веске, Х. Таммемяги, М. Саар, Х. Кеерус, А. Ильмвейер, Х. Лийн. Исследование, разработка конструкции, изготовление и испытание опытного образца электромагнитного насоса для дозировки алюминия при литье чушек в изложницы. Отчет по хоздоговорной работе № 5/59 Таллинского политехнического института. Таллин, 1961, глава 7.
6. Р. Роотамм. Теплотехнический расчет электромагнитного индукционного насоса для жидкого металла. Дипломный проект. Таллинский политехнический институт, 1961.

Э. М. Ристхейн

ПУТИ УЛУЧШЕНИЯ КОНСТРУКЦИИ ПЛОСКИХ ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ

Плоские индукционные насосы занимают весьма важное место среди электромагнитных насосов для жидких металлов. Они находят преимущественное применение для перекачки металлов с температурой плавления порядка 650°C и выше или металлов, обладающих большой коррозионной активностью. К таким металлам относятся в первую очередь алюминий и магний. Применение в таких случаях кондукционных насосов исключается в связи с быстрым растворением электродов, а применение цилиндрических индукционных насосов затруднительно в связи с размагничиванием сердечника при высоких температурах.

В настоящее время, вследствие недостаточной термической стойкости обмоток (допустимая температура выпускаемых для электромашиностроения обмоточных материалов пока не превышает 200°C), приходится предусматривать между каналом и индуктором тепловую изоляцию из высокоэффективных теплоизоляционных материалов (вермикулит, керамоперлит, пеносил и др.). Толщина тепловой изоляции составляет при этом 10—20 мм , что значительно увеличивает немагнитный зазор, намагничивающую силу, кажущуюся мощность и габариты насоса.

Известно, что при неизменной индукции в немагнитном зазоре можно считать реактивную мощность насоса пропорциональной ширине немагнитного зазора. То же самое относится и к кажущейся мощности, так как активная мощность насоса, по сравнению с реактивной, очень мала. Для проверки этого положения в нашем конкретном случае можем исходить из формулы индуктивного сопротивления намагничивающей цепи насоса

$$x_{\mu} = \frac{\omega w \Phi_{\mu}}{I}, \quad (1)$$

где ω — угловая частота приложенного напряжения,
 w — число витков обмотки,
 Φ_{μ} — магнитный поток в немагнитном зазоре,
 I — ток в обмотке.

Считая величины ω , w и Φ_{μ} постоянными, можно получить, что относительный ток¹ равен

$$I_* = \frac{I}{x_{\mu*}}. \quad (2)$$

Отсюда относительная реактивная мощность насоса

$$Q_* = I_*^2 x_{0*} = \frac{x_{0*}}{x_{\mu*}^2}. \quad (3)$$

Здесь x_{0*} — относительное реактивное сопротивление насоса, равное

$$x_{0*} = x_{\mu*} + x_{\sigma*},$$

где $x_{\sigma*}$ — относительное сопротивление рассеяния.

С достаточной точностью, как уже отмечалось, кажущаяся мощность насоса

$$S_* = Q_*. \quad (4)$$

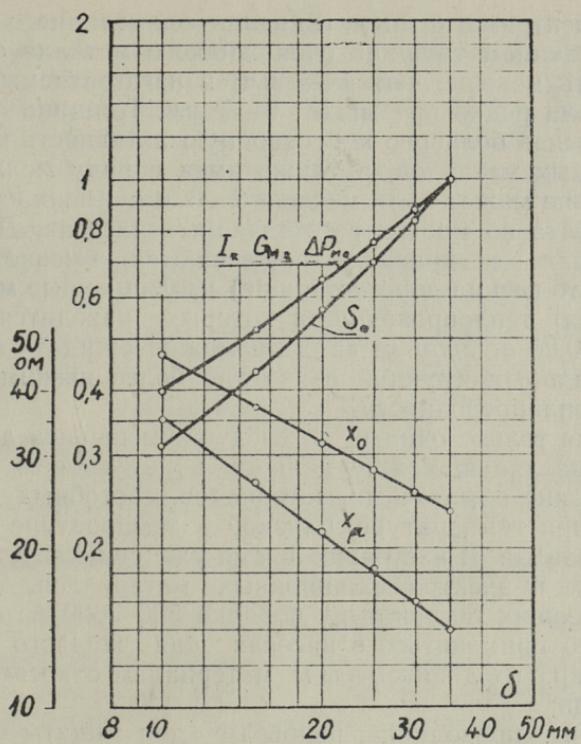
На фиг. 1 приведена зависимость относительной кажущейся мощности от ширины немагнитного зазора для насоса ЭМН-б, разработанного в ТПИ для перекачивания жидкого алюминия. Величины x_0 и x_{μ} , тоже приведенные на фиг. 1, определены расчетным путем (без учета возможного изменения размеров обмотки) и проверены экспериментально.

Если оставить плотность тока в обмотке неизменной, то относительный вес меди, а также относительные потери в меди определяются формулой

$$G_{M*} = \Delta P_{M*} = I_*^2. \quad (5)$$

Эта зависимость тоже приведена на фиг. 1. Уменьшение веса обмотки приведет, естественно, к уменьшению высоты паза и

¹ В принятой системе относительных величин единицей считаются рассматриваемые величины при каком-либо определенном немагнитном зазоре (например, при 35 мм).



Фиг. 1

зубцов, а следовательно — к некоторому уменьшению веса стали и конструктивных частей насоса. Поэтому можно считать общий вес насоса, при каком-либо определенном принципе конструкции, с достаточной точностью равным

$$G_* = S_*, \quad (6)$$

т. е., почти пропорциональным ширине немагнитного зазора δ .

Для уменьшения немагнитного зазора существуют, в принципе, следующие возможности:

- 1) уменьшение толщины слоя перекачиваемого металла,
- 2) уменьшение толщины стенок канала,
- 3) уменьшение толщины слоя теплоизоляции путем применения материалов или конструкций с особо низким коэффициентом теплопроводности.
- 4) уменьшение толщины слоя теплоизоляции, допуская при этом значительное увеличение температуры обмоток и магнитопровода индуктора.

По электромагнитным, гидравлическим и чисто конструктивным причинам толщина слоя жидкого металла обычно не может быть меньше, чем 4—5 мм; в изготовленных насосах эта величина редко превышает 6—7 мм. Толщина стенок канала, учитывая большую коррозионную активность многих перекачиваемых металлов, а также имея в виду механическую прочность, не может быть меньше 2—3 мм; именно такая толщина принята во многих изготовленных насосах. Для тепловой изоляции, как правило, применяются высокoeffективные (и часто весьма дорогостоящие) изоляционные материалы, коэффициент теплопроводности которых находится в пределах 0,14—0,20 вт/град м; вряд ли можно ожидать новых материалов или конструкций с заметно более низким коэффициентом теплопроводности.

Остается только один путь: следует уменьшить до предела тепловую изоляцию между каналом и индуктором и перейти на применение обмоточных материалов, способных длительно работать при температуре, близкой к температуре перекачиваемого металла. В настоящее время уже существует ряд проводниковых и электроизоляционных материалов, длительно выдерживающих температуру порядка 500—600°C; они могли бы успешно применяться в насосах для жидкого металла. К таким проводниковым материалам относятся, в первую очередь:

а) медные проводники, покрытые для защиты от окисления никелем [1] или серебром и алюминием [2];

б) оксидированные алюминиевые проводники [7].

Если главными требованиями, предъявляемыми к обмотке, являются высокая механическая прочность при вышеуказанных рабочих температурах и хорошая электрическая проводимость, то следует предпочитать медь. Преимуществом же алюминиевой обмотки следует считать простоту изготовления, возможность изготовления катушек с переменным сечением по длине витка [6] и дешевизну.

В качестве электроизоляционных материалов, работающих при температурах 500—600°C, могут применяться:

а) окись алюминия [2, 4, 7];

б) стекло [1, 2];

в) слюдебумага [1];

г) керамика [1, 2];

д) пигментированные полиэфиры [3];

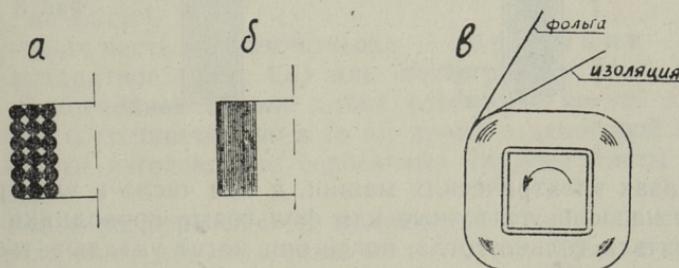
е) фториды меди или алюминия [5].

Нанесение перечисленных изоляционных материалов на круглую проволоку сопряжено с большими или меньшими тех-

нологическими трудностями. Намного лучше в этом отношении следует считать плоские проводники или даже проводники из фольги. Обмотки с проводниками из фольги в последнее время успешно внедряются в электроаппаратостроении и трансформаторостроении [6, 7, 8] и, как показывает накопленный опыт, даже при относительно низких рабочих температурах обладают рядом существенных преимуществ по сравнению с обмотками из круглой проволоки. Наиболее значительными из этих преимуществ являются:

- уменьшение виткового напряжения (при фольговой обмотке $U_w = \frac{U}{w}$, при проволочной многослойной обмотке $U_w = \frac{2U}{n}$; здесь w — число витков катушки, n — число слоев катушки, U — рабочее напряжение катушки);
- увеличение коэффициента заполнения обмотки (при фольговой обмотке предельное значение коэффициента заполнения приближается к 1, при обмотке из круглой проволоки — 0,78);
- возможность изменения сечения проводника по длине витка;
- упрощение технологии изготовления катушек.

При фольговой обмотке легко уменьшить витковое напряжение до нескольких вольт и обойтись простейшей оксидной изоляцией (особенно при обмотке из алюминиевой фольги). По данным литературы окись алюминия может выдерживать витковое напряжение 50—100 в при толщине 1—2 мк [7] и 100—400 в при толщине 4—25 мк [4].

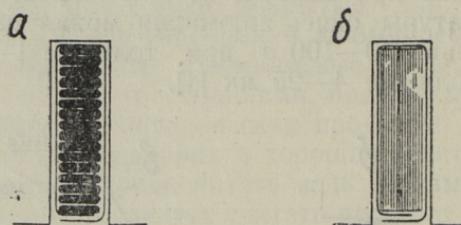


Фиг. 2

На фиг. 2 показаны, для сравнения, конструкции катушек из круглой проволоки (а) и из фольги (б). Там же показан один из способов намотки катушки из голой фольги, с дополнительной ленточной (например, слюдебумажной или стеклотканевой) изоляцией (в).

Надежная оксидная изоляционная пленка получается анодированием алюминия в слабых растворах серной или фосфорной кислот, с последующей гидратацией. Соответствующая технология доведена в настоящее время до достаточно высокого уровня. Микроструктура гибкой оксидной пленки оказывается однако пористой, вследствие чего она не может полностью защищать основной металл от окисления или других видов коррозии при высоких температурах. С этим обстоятельством следует особенно считаться при нанесении пленки Al_2O_3 на медь. Для улучшения свойств пленки необходимо заполнить поры окиси алюминия каким-либо термостойким материалом. Лучшим заполнителем оказалась аморфная окись кремния SiO_2 , позволяющая добиться исключительной термостойкости обмотки (допустимая рабочая температура по [2] — $816^{\circ}C$).

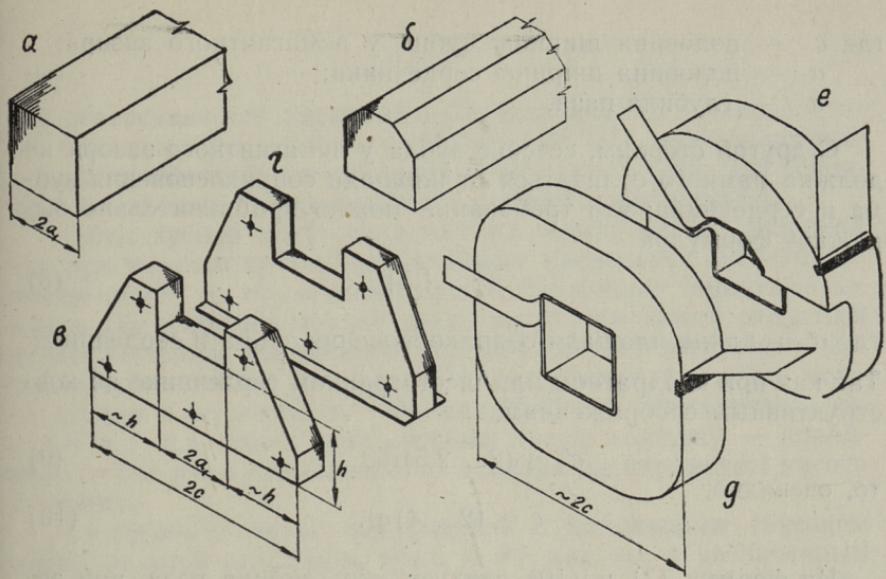
Наряду с пленкой Al_2O_3 в настоящее время исследуются возможности применения фторидных пленок (AlF_3 , CuF_2), отличающихся отсутствием пористости. Допустимая температура таких пленок несколько ниже, чем у окиси алюминия — порядка 500 — $550^{\circ}C$. Такую же термостойкость имеют и стекло, слюдобумага и пигментированные полиэфиры; цементацией обмоток можно повысить допускаемую температуру стеклянной изоляции до $650^{\circ}C$ [1].



Фиг. 3

В пазах электрических машин, в том числе и электромагнитных насосов, ленточные или фольговые проводники могут применяться только тогда, когда они могут укладываться широкой стороной ко дну паза (фиг. 3, а). Расположение проводников широкой стороной к стенкам паза (фиг. 3, б) практически исключаются из-за значительного вытеснения тока в сторону немагнитного зазора.

Расположение проводников по фиг. 3, а ведет к применению катушек, замкнутых вокруг сердечника (спинки) магнитопровода. Это в свою очередь требует применения накладных зубцов, так как в противном случае серьезно осложнятся бы обмоточные работы.



Фиг. 4

Более детальное изучение возможностей изготовления и применения накладных зубцов показывает, что вызванное ими некоторое усложнение магнитопровода не влечет за собой каких-либо существенных технологических трудностей. Некоторые возможные конструкции частей магнитопровода (сердечника и зубцов) и катушек плоского индукционного насоса показаны на фиг. 4.

Основная часть магнитопровода — сердечник — может иметь квадратное (фиг. 4, а) или шестиугольное (фиг. 4, б) сечение. В последнем случае длина «лобовых» частей катушек несколько сокращается, но в то же время в некоторой степени усложняется изготовление сердечника (нужны листы разной ширины).

Форма и размеры листов, из которых складываются зубцы, зависят от глубины паза, от толщины зубца и от чисто технологических соображений. Очевидно, что для достижения наибольшего коэффициента заполнения индуктора¹ следовало бы ширину зубца $2c$ выбрать равной ширине катушки. Другими словами,

$$c \approx a_1 + h, \quad (7)$$

¹ Под коэффициентом заполнения подразумевается отношение чистого объема всех материалов к полному конструктивному объему индуктора.

где c — половина ширины зубца у немагнитного зазора;
 a_1 — половина ширины сердечника;
 h — глубина паза.

С другой стороны, сечение зубца у немагнитного зазора не должна намного отличаться от площади соприкосновения зубца и сердечника; это требование можно приблизительно выражать формулой

$$c = (1 \dots 1,5) c', \quad (8)$$

где c' — длина площади соприкосновения зубца и сердечника. Так как при квадратном или шестиугольном сердечнике по конструктивным соображениям,

$$c' = (2 \dots 2,5) a_1, \quad (9)$$

то, очевидно,

$$c = (2 \dots 4) a_1. \quad (10)$$

Из формул (7) и (10) следует, что глубина паза, при заданной величине $2c$, может быть выбрана в пределах

$$h = (0,25 \dots 0,4) c. \quad (11)$$

Если известны толщина зубца b_3 и индукция в зубце у немагнитного зазора B_3 , то индукция в сердечнике трехфазного индуктора, при одном зубце на полюс и фазу и при отсутствии рассеяния, равна

$$B_c = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{2cb_3}{4a_1^2} B_3. \quad (12)$$

Здесь принято, что сердечник имеет квадратное сечение, а магнитный поток в зубце в $\sqrt{3}$ раз больше, чем в сердечнике. Учитывая формулу (10), получаем

$$\frac{B_c}{B_3} = (1,2 \dots 4,6) \frac{b_3}{c}. \quad (13)$$

Так как соотношение b_3/c будет, вероятно, находиться в пределах 0,1—0,3 (у насосов ЭМН-6 и ЭМН-7 это соотношение равно 0,126), то по формуле (13) можно получить, что

$$\frac{B_c}{B_3} = 0,12 \dots 1,4; \quad (14)$$

следовательно, вполне реально добиться соотношения

$$\frac{B_c}{B_3} \approx 1,$$

чем обеспечивается равномерное использование активной стали. Отметим, что у насосов ЭМН-6 и ЭМН-7, из-за конструктивных требований, соотношение B_c/B_3 равно 0,23—0,3 (спинка в магнитном отношении использована неполностью).

Листы зубцов могут закрепляться между собой заклепкой или при помощи других механических крепежных деталей. Не исключается и применение соответствующих термостойких kleев. По условиям механической жесткости может оказаться целесообразным применение утолщенных или загнутых у коронки зубца листов (фиг. 4, *г*). Изоляционная прослойка между зубцом и сердечником (термостойкий лак, стеклоткань, микалит и т. п.) может иметь весьма малую толщину — порядка 0,1—0,2 мм и существенного влияния на параметры насоса не имеет.

Катушки могут выполняться с одинаковым сечением витка по всей его длине (фиг. 4, *д*) или же с увеличенным сечением вне паза (фиг. 4, *е*). В последнем случае увеличивается коэффициент заполнения индуктора и, вместе с этим, уменьшаются его габариты.

Средняя длина витка равна

$$l_{cp} = 8a_1 + \pi h. \quad (15)$$

Учитывая формулы (10) и (11), получаем, что

$$l_{cp} = (3,2 \dots 4,8) c. \quad (16)$$

Так как у насосов ЭМН-6 и ЭМН-7 средняя длина полувитка

$$l_{cp} = (6,2 \dots 6,4) c,$$

то можно делать вывод, что предлагаемый тип обмотки и предлагаемая конструкция индуктора могут применяться и давать при этом значительную экономию активных материалов даже при обыкновенной системе тепловой изоляции канала и при обычных обмоточных материалах (с допускаемой температурой порядка 200°C).

Магнитопровод с накладными зубцами имеет перед магнитопроводом старой конструкции (с гребнесбразными пластинами) следующие преимущества:

а) ширина сердечника может быть значительно меньше ширины канала, а сечение сердечника может определяться только допускаемой магнитной индукцией; если довести индукцию в сердечнике до 1—1,5 тл, то сечение его будет в 2,5—3,5 раза

меньше, чем сечение спинки в насосах старой конструкции (индукция в спинке до сих пор составляла в среднем 0,4 тл);

б) отсутствуют сжимные щеки магнитопровода (их толщина до сих пор принималась не менее 10 мм), так как их роль выполняют сами зубцы;

в) боковые стенки пазов — гладкие;

г) отсутствуют пазовые клинья для закрепления обмотки; пазовая изоляция может накладываться на катушку в процессе ее изготовления;

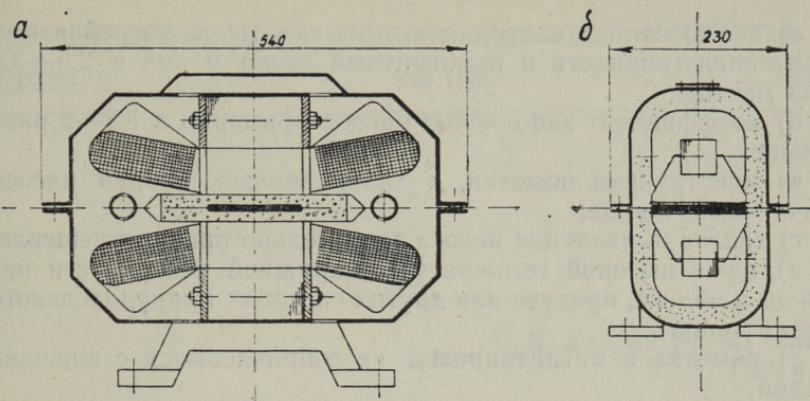
д) при одной и той же форме зубцовых листов можно модифицировать индукторы как по ширине пазов, так и по толщине зубцов;

е) упрощается технология изготовления магнитопровода и индуктора и увеличивается сборность насоса.

Допускаемая температура магнитопровода определяется только точкой Кюри и составляет 600—700°C; допускаемая температура обмотки зависит от применяемых проводниковых и изоляционных материалов и может составлять при алюминиевой обмотке 500—600°C, а при медной обмотке 500—800°C. Если температура перекачиваемого металла превышает вышеуказанные значения, то между каналом и индуктором приходится предусматривать слой тепловой изоляции. Требуемый перепад температуры в этом слое в насосах с температурой канала 800°C (насосы для алюминия и магния) будет, следовательно, порядка 100—200 град, а толщина изоляции — порядка 1—2 мм. Роль тепловой изоляции между сердечником и обмоткой может выполнять электрическая изоляция катушек.

Для общей тепловой изоляции насоса могут применяться разные насыпные материалы. Так, например, насос может размещаться в кожухе, заполненном кварцевым песком, диатомовым, перлитовым или другим теплоизоляционным порошком и т. д. Толщину общей тепловой изоляции следует выбрать так, чтобы был обеспечен отвод тепла, возникающего вследствие потерь в обмотках и в магнитопроводе. Так как электрические и магнитные нагрузки в насосе рассматриваемой конструкции могут оказаться значительно выше, чем в насосах старой конструкции, то вышеназванные потери, отнесенные на единицу активной (обращенной к каналу) поверхности индуктора, могут составлять 20—40 квт/м² (в насосах старой конструкции — 8—20 квт/м² [10]).

Температура наружной поверхности кожуха при рассматриваемой конструкции может составлять 250—350°C и даже больше. Если считать температурой окружающего воздуха 50°C, то теплоотдача от гладкой металлической поверхности кожуха в спокойном воздухе составляет 4,9—9,6 квт/м².



Фиг. 5

($3,0$ — $6,4 \text{ квт}/\text{м}^2$ излучением [10] и $1,9$ — $3,2 \text{ квт}/\text{м}^2$ конвекцией [9]). Следовательно, для отвода необходимого количества тепла достаточно иметь наружную поверхность кожуха, в 4—8 раз превышающую активную поверхность индуктора. Такое условие практически всегда выполнено, вследствие чего искусственное охлаждение не требуется. Отметим, что в насосах старой конструкции устройства искусственного охлаждения являлись обязательными.

На фиг. 5 представлены для сравнения поперечные разрезы магниевого насоса ЭМН-7 ($5 \text{ м}^3/\text{час}$, $1,5 \text{ ат}$, 30 ква , охлаждение воздухом, фиг. 5, а) и насоса новой конструкции такой же производительности и с таким же напором (фиг. 5, б). Размеры нового насоса показаны ориентировочно. Так, например, слой насыпной изоляции в средней, самой горячей зоне насоса может выбираться толще, а в нижней и верхней зонах насоса — тоньше, чем указано на фигуре. Кроме того могут применяться другие типы каналов, в частности — разборные каналы, сжимаемые половинами кожуха насоса. Тем не менее фигура наглядно демонстрирует, насколько уменьшаются габариты насоса при переходе на новую конструкцию. Следует еще учесть, что кроме размеров, видимых на фигуре, уменьшается и длина насоса. Ориентировочно можно считать, что объем насоса уменьшится не менее, чем в 3,5 раза, а вес — не менее, чем в 3 раза.

*

Из всего вышесказанного следует, что насосы с поперечными катушками и накладными зубцами обладают, по сравнению с насосами типа ЭМН, следующими преимуществами:

- а) вес активных материалов, потери в меди, потребляемая реактивная мощность и немагнитный зазор у них в 2,5—3,5 раза меньше;
- б) коэффициент заполнения насоса примерно в 1,5—2 раза больше;
- в) конструкция обмотки, а также процесс сборки насоса значительно проще;
- г) тепловая изоляция насоса значительно проще и дешевле;
- д) из-за высокой температуры наружной поверхности нет нужды в обдуве, продуве или других способах принудительного отвода тепла;
- е) обмотка и магнитопровод не соприкасаются с внешней средой.

Эти выводы распространяются и на другие плоские индукционные машины (разного рода магнитогидродинамические машины, магнитофугальные двигатели и т. п.).

Окончательные выводы о преимуществах предлагаемой конструкции и о возможностях ее применения можно делать после проведения электромагнитного расчета (который, кстати, не требует решения каких-либо новых теоретических проблем) и после построения и испытания соответствующего опытного образца.

ЛИТЕРАТУРА

1. Последние разработки в области нагревостойкой изоляции для электрических машин. Электротехническая промышленность № 5, 1961.
2. Высокотемпературная керамическая электроизоляция. Электротехническая промышленность № 2, 1961.
3. Нагревостойкий обмоточный провод с изоляцией на основе пигментированных полиэфиров. Электропромышленность и приборостроение № 22, 1960.
4. А. И. Бирюкова, Т. М. Орлович, С. С. Соломоник. Характеристики обмоточных проводов с оксидной изоляцией. Вестник электропромышленности № 1, 1961.
5. S. S. Flaschen, P. D. Cargn. Electrical Insulating Coating on Aluminium and Copper. Journal of American Ceramical Society № 12, 1959.
6. А. Л. Харинский. Алюминиевая фольга — новый материал для моточных изделий. Электропромышленность и приборостроение № 4, 1960.
7. С. И. Дискин, А. Л. Харинский. Силовые маломощные трансформаторы с обмотками из алюминиевой фольги. Электропромышленность и приборостроение № 19, 1960.
8. Столбовые трансформаторы с обмоткой низкого напряжения из широкой ленты. Электротехническая промышленность № 10, 1961.
9. Г. Готтер. Нагревание и охлаждение электрических машин. ГЭИ, 1961.
10. Э. М. Ристхейн. Методика теплового расчета плоских индукционных насосов. См. наст. сборник, стр. 119.

*X. B. Кээрус, M. M. Саар,
X. A. Тийсмус*

ОБ УСТОЙЧИВОСТИ НЕКОТОРЫХ МАТЕРИАЛОВ В ЖИДКОМ АЛЮМИНИИ

1. Введение

В заграничной практике электромагнитные насосы нашли применение в теплообменных системах с жидкотемпературным теплоносителем. Они используются для циркуляции щелочных металлов (Na , K и сплав NaK) по замкнутым трубопроводам. В литературе имеются достоверные данные об устойчивости различных конструкционных материалов в этих расплавленных металлах.

Разрабатываемые в Таллинском политехническом институте электромагнитные насосы имеют несколько иное назначение. Они предусмотрены для транспорта жидких металлов в металлургии и литьевом производстве.

Наибольший практический интерес представляет транспорт такого распространенного металла, как алюминий.

Вопросы устойчивости материалов в жидком алюминии проработаны в значительно меньшей степени, чем проблемы устойчивости конструкционных материалов в щелочных металлах.

Практически отсутствуют систематизированные данные о взаимодействии алюминия с другими материалами и данные о свойствах конструкционных материалов, способных длительное время выдерживать воздействие расплавленного алюминия. Именно в таких условиях должен работать канал насоса. Получение экспериментальных данных при высоких температурах ($700 \dots 800^\circ C$) связано со значительными трудностями. Проблема усложняется еще и тем, что каналу насоса предъявляются специфические требования.

Эти требования относятся как к конструкции, так и к материалу канала насоса для жидкого алюминия.

Требования, предъявляемые к конструкции канала.

1. Активная зона канала плоского индукционного насоса должна иметь щелевидное поперечное сечение с внутренней толщиной 5...10 мм, внутренней шириной 100...200 мм и длиной 500...1500 мм для малых и средних насосов.

2. Канал насоса должен быть герметичным и обеспечить герметичное соединение с внешним трубопроводом цилиндрического сечения. При этом можно применить фланцевые, сварные или другие соединения.

3. Переходы щелевидного канала к цилиндрическим трубопроводам должны быть плавными и гладкими, чтобы обеспечить минимальное гидравлическое сопротивление.

4. Желательно, чтобы поперечное сечение трубопровода на выходе насоса не превышало поперечного сечения активной зоны канала более трех раз (по соображениям гидравлики).

5. Сечение и конструкция питающего трубопровода должны быть такими, чтобы обеспечить при работе насоса на входе канала избыточное давление (абсолютное давление более 1 ат).

6. Толщина стенки канала должна выбираться минимальной по условиям механической прочности и износостойчивости. Следует учесть, что распирающие усилия, создаваемые давлением (до 4 ат) внутри канала, могут восприниматься через тепловую изоляцию индукторами насоса. Расстояние между индукторами насоса может составлять 20...40 мм.

7. Канал насоса должен сохранять первоначальную форму и размеры в условиях эксплуатации.

Требования, предъявляемые к материалу канала.

1. Материал канала должен быть немагнитным при рабочей температуре канала (700...800°C).

2. Материал или внутренняя поверхность канала должны выдерживать воздействие расплавленного алюминия при средней скорости течения алюминия до 8 метров в секунду.

3. Удельное электрическое сопротивление материала канала должно составлять при рабочей температуре не менее 10^{-4} ом см.

4. Материал канала должен выдерживать циклическое изменение температуры в диапазоне от 20 до 800°C и внезапное изменение температуры от 660 до 800°C.

5. Материал или поверхности канала не должны окисляться в среде окружающего воздуха вплоть до рабочей температуры насоса.

Прежде, чем выбрать тот или другой материал в качестве исходного для канала, необходимо провести обширные экспериментальные исследования как в статическом, так и динамическом режимах (в покоящемся и в движущемся жидким металле). Статические испытания материалов проводились путем погружения исследуемого образца в неподвижный жидкий алюминий при определенной температуре. Эти испытания позволяют предварительно выбрать наиболее перспективные материалы, с тем чтобы затем испытать их в динамических режимах. Эти испытания проводились при движении металла в насосе с последующим изучением изменений внутренней поверхности канала.

Устойчивость материалов в условиях циклического изменения температуры определялась путем нагревания до $730\ldots800^{\circ}\text{C}$ и последующего охлаждения до комнатной температуры. Быстрое охлаждение материала дает приближенные данные о способности выдерживать термический удар.

Изменения поверхности опытного образца определялись визуально и микроскопом.

В ходе работы испытывались опытные образцы из чугуна, стали, никеля, никрома, хромистой стали, молибдена, вольфрама и др.

Полученные результаты вполне совпадают с литературными данными о том, что чистые металлы и их сплавы не оказывают заметного сопротивления координирующему воздействию расплавленного алюминия.

2. Поведение неметаллов в расплавленном алюминии

Ниже дается обзор свойств некоторых материалов, которые могли бы работать при температуре порядка 800°C .

Фарфор. Наполненный алюминием фарфоровый тигель нагревался в электропечи в течение 9 часов при температуре 800°C . При медленном охлаждении тигля с алюминием в стенках его образовались трещины. Внутренняя поверхность тигля потемнела. Темные пятна проникли местами на наружную поверхность. Таким образом алюминий, повидимому, диффундирует в толщу фарфора, вступая в реакцию с SiO_2 . Аналогично происходит разрушение образца из электротехнической керамики.

Кварц. Опытный образец из кварца нагревался в жидком алюминии с температурой 790°C в течение 7 часов. После опыта были обнаружены трещины и изменение цвета поверхности.

Ситалл. Этот пирокерамический материал по данным литературы обладает жаростойкостью, прочностью и устойчивостью термическому удару. Испытывался опытный образец со следующими характеристиками:

температура размягчения	— 950°C,
прочность на изгиб	— 2000 кгс/см ² ,
рабочая температура	— 800°C.

Образец нагревался в течение 31 часа в жидким алюминии с температурой 780°C. За это время производилось 5 циклов охлаждения вместе с алюминием. По окончании опыта образец быстро охлаждался.

При температуре застывания алюминия образец разрушился. Поверхности осколков имели черносерый цвет в местах соприкосновения с жидким алюминием. Ситалл вероятно реагирует с алюминием и не выдерживает ударных нагрузок.

Графит. Исследование проводилось на электродном и плотном графите марки АГ и АТМ. Образцы выдерживались в расплавленном алюминии при температуре 800°C в течение 25 часов с 3...4 охлаждениями. Образцы показали хорошую устойчивость и не разрушались. На поверхности графита не обнаружено заметных изменений.

Однако, графит подвержен усиленному окислению в воздухе при температуре 400°C и выше. Поэтому немыслимо его использование без защитного чехла или покрытия снаружи. Одновременно чехол должен нести механические нагрузки (напор в канале и возможные напряжения изгиба). По этой причине канал из графита нельзя изготовить с тонкими стенками, что влечет за собой увеличение немагнитного зазора насоса.

Корунд. Корунд обладает значительной твердостью, химической инертностью и может работать при весьма высоких температурах. По данным литературы он устойчив в среде жидкого алюминия. При опытах использовался корунд, содержащий TiO_2 и изготовленный электроплавкой (зинтеркорунд).

Опыты показали, что корунд не реагирует с жидким алюминием. Однако, он чувствителен к изменениям температуры, особенно ее резким изменениям. Так, из 6 опытных образцов медленное нагревание и охлаждение выдержали только 2. Остальные 4 дали трещины при первом или последующих охлаждениях.

Магнезит. В ходе опытов выявлена удовлетворительная стойкость магнезита в жидком алюминии. Он менее чувстви-

тelen также к колебаниям температуры. Изготовление канала из магнезита связано с большими трудностями из-за сложной конфигурации канала.

По литературным данным достаточной устойчивостью в жидком алюминии обладают также нитриды алюминия, окись алюминия и карбиды кремния, но они не удовлетворяют другим требованиям, предъявляемым к материалу канала.

3. Защитные покрытия металлов

Использование защитных покрытий на металлоконструкциях, работающих в жидком алюминии, позволяет объединить положительные свойства металлов (прочность, пластичность, возможность обработки и т. д.) с положительными свойствами неметаллических материалов.

В качестве основы выбирались стали 1Х13, 1Х17 и 1Х18Н9Т, способные работать при повышенных температурах. Опытные образцы из этих сталей подвергались окислению, цементации и хромированию с последующим испытанием их в жидком алюминии.

Упомянутые покрытия несколько увеличивают устойчивость, но в явно недостаточной степени. Неудовлетворительный результат дали также опыты с покрытиями, применяемыми для защиты сталей при высоких температурах в газовой среде.

В литературе имеются сведения, что разработаны эмали для покрытия внутренних поверхностей сосудов для хранения жидкого алюминия. Покрытие состоит из двух слоев: грунтовой эмали и защитной эмали, соприкасающейся с жидким алюминием.

Авторы предлагают следующий состав этих эмалей:

Грунтовая эмаль	Защитная эмаль
SiO_2 — 46,96%	SiO_2 — 69,32%
Na_2O — 18,07%	Al_2O_3 — 2,81%
K_2O — 3,24%	CaO — 4,75%
B_2O_3 — 19,86%	Na_2O — 16,11%
Al_2O_3 — 5,93%	B_2O_3 — 1,70%
CaF_2 — 4,20%	TiO_2 — 4,27%
CaO — 0,16%	K_2O — 4,19%
CoO — 0,68%	CaF_2 — 2,00%
NiO — 0,68%	Cr_2O_3 — 0,42%
Fe_2O_3 — 0,22%	CoO — 0,32%
	NiO — 0,11%

На обработанный соляной кислотой стальной образец насысились слои эмали при температурах 800...1200°C. Получ-

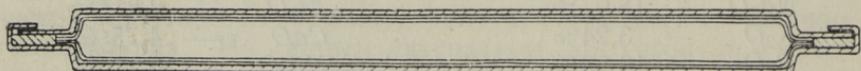
ченные опытные образцы испытывались в жидким алюминии. Эмаль защищает основу от воздействия алюминия. Однако, нам не удалось добиться надежного соединения между основой и эмалью. При первом охлаждении эмаль отскакивала от основы.

Окись алюминия в качестве защитного покрытия

Расплавленный в газовой или плазменной горелке порошкообразный Al_2O_3 наносится на горячую основу путем напыления. Покрытие из Al_2O_3 на металлической основе может быть получено также методом алитирования. Этот метод обычно применяется для повышения жаростойкости металлов. Металлический слой алюминия на поверхности основного металла сжигается при температуре $950^{\circ}C$. В результате получается тонкий слой ($0,1 \dots 0,3\text{ mm}$) оксида алюминия на поверхности основного металла.

4. Конструкция и технология изготовления канала насоса

Принцип работы плоского индукционного насоса предопределяет в основном форму канала. В поперечном сечении он имеет вид широкой и узкой щели, как показано на фиг. 1. Такая форма канала диктуется многими факторами. От ширины его зависит активная длина пути тока, непосредственно участвующего в создании электромагнитного напора в жидком металле. С другой стороны, высота канала в направлении основного магнитного потока вместе с тепловой изоляцией определяет величину немагнитного зазора между двумя индукторами насоса. Чем меньше этот зазор, тем лучше энергетические показатели насоса. Кроме того, высота слоя жидкого металла не может быть большой из-за затухания электромагнитной волны при прохождении через металл. Глубина проникновения определяется частотой и свойствами металла.



Фиг. 1

Такая форма канала предопределяет большое гидравлическое сопротивление. Обычно высота и ширина канала определяется соотношением $1:10 \dots 1:30$.

Длина канала несколько превышает длину индукторов: она определяет развиваемый насосом напор.

Исходя из необходимости нанесения защитного покрытия на внутренние поверхности, канал насоса изготавливается из

двух половинок. В качестве материала основы нами принята нержавеющая сталь марки 1Х18Н9Т толщиной 0,8 мм.

Толщина стенки канала из проводящего материала не должна быть чрезмерно большой, так как в стенке наводятся токи, не участвующие в создании полезного напора.

Половинки канала соответствующей формы обрабатываются пескоструйным аппаратом. Мелкий песок направляется через сопло диаметром 3 мм на обрабатываемую поверхность при давлении воздуха 0,5 атмосферы. Непосредственно перед металлизацией поверхности очищаются растворителем 40% этанола и 60% ацетона). После этого на поверхности металлизатором наносится тонкий слой алюминия. В металлизаторе ЭМ-3А использовался алюминиевый провод диаметром 1,4 мм при токе около 80 а и давление воздуха 6 атм.

Для получения равномерной толщины производилось трехкратное покрытие поверхности. Расстояние между обрабатываемой поверхностью и металлизатором равнялось 7...10 см. При такой технологии получается слой алюминия около 0,3 мм.

Металлизированные половинки канала помещаются в электропечь с температурой 350...400°C. Скорость повышения температуры составляет 100°C в час. Затем канал выдерживается при температуре 950°C в течение 1,5...2 часов. Охлаждение до 300°C производилось в печи в течение 20 часов.

Для уплотнения полученного покрытия использовалась паста из окиси бора, окиси никеля и окиси хрома. Нанесенная на поверхность детали паста сушилась при 20°C в течение 24 часов и при 50°C — столько же.

Затем половинки канала подверглись вторичной термической обработке по вышеописанной программе при температуре 950°C.

Половинки канала сваривались по краям точечной электросваркой. Полоса для сварки очищалась механически от покрытия. Следует отметить, что слабым местом и очагом повреждений канала является полоса, очищенная от покрытия под сварку. Жидкий алюминий проникает в эту область и разъедает непокрытый металл.

Весьма заманчива и перспективна конструкция канала без сварки. При наличии устойчивого покрытия такой канал не имеет слабых мест. Такой канал можно изготовить различными способами. Одной возможностью является использование замораживающихся уплотнений, которые применяются в механических насосах для уплотнения шеек валов.

4 сварных канала были испытаны при работе индукционного насоса с жидким алюминием. Обнаружены дефекты в

непокрытой области сварки. Покрытые области внутренних поверхностей каналов не имели дефектов за исключением одного случая, когда покрытие было нарушено повидимому при выемке ребра жесткости.

Следует отметить, что жесткость испытанных каналов была недостаточной, т. к. зазор всасывающего конца уменьшался в ходе опытов.

Из дефектных и целых областей стенки канала были сделаны разрезы, которые исследовались под микроскопом.



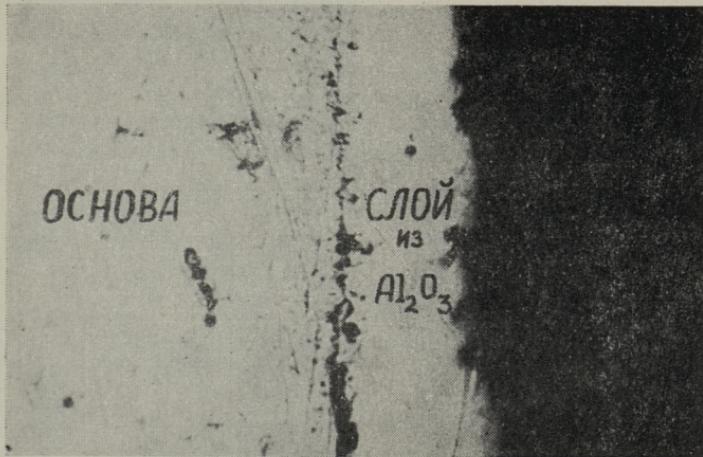
Фиг. 2

На фиг. 2 приведена фотография разреза непокрытой стенки канала. Левая белая область является материалом основы. Средняя черная область изображает трещину между материалом канала (1Х18Н9Т) и застывшим алюминием (правая область). Темные пятна в толще алюминия повидимому представляют собой сплавы никеля и железа с алюминием.

Таким образом, коррозия металла основы происходит за счет дифузии никеля, железа и хрома в алюминии. Обратная дифузия алюминия едва заметна.

Фотографии разрезов покрытых стенок даны на фигурах 3, 4 и 5.

Защитный слой из окиси алюминия на поверхности канала очень тонок ($0,02 \dots 0,05 \text{ mm}$) и неравномерен, что обусловлено несовершенством технологии с использованием металлизатора.



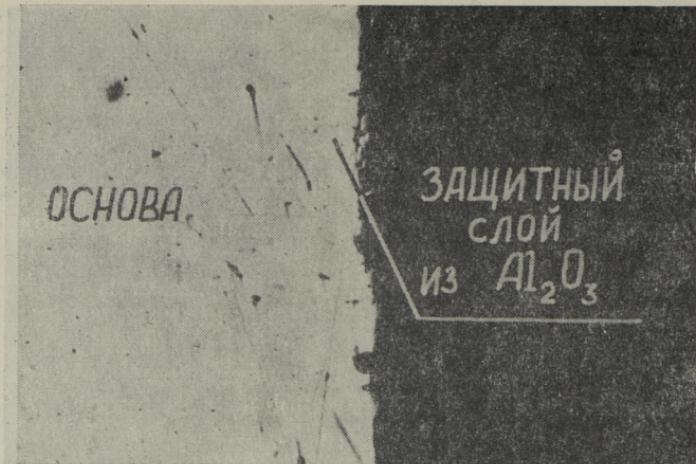
Фиг. 3



Фиг. 4

На фиг. 4 и 5 видны едва заметные трещины сквозь толщу покрытия.

Связь покрытия с металлом основы неравномерна. Она зависит от качества предварительной и термической обработки. Наилучшая связь покрытия с металлом наблюдается на фиг. 5.



Фиг. 5

Пока не выяснено влияние уплотняющей пасты. Однако, статические испытания опытных образцов показали, что паста имеет положительное влияние на стойкость основы. Она должна заполнить тонкие трещины в толще покрытия, из которых могут развиваться очаги разрушения. Поэтому, надежность покрытия зависит от технологии нанесения и свойств уплотняющей пасты.

В заключение следует отметить, что результаты выполненной работы не являются решением проблемы разработки вполне надежного канала для алюминия.

Однако, они позволяют утверждать, что дальнейшее исследование покрытий металлов может дать положительные результаты и решение проблемы.

Наряду с покрытиями необходимо продолжать работы по созданию керамического или графитового канала для алюминия, удовлетворяющего поставленным требованиям.

ЛИТЕРАТУРА

1. N. N. Ault, L. H. Milligan. Alumina radanes by flamespray process. «Journal of the American Ceramic Society» N 8, 1959.
2. R. W. Brown, C. R. Landback. Application of special refractories in The Aluminium industry. «Journal of the American Ceramic Society» N 7, 1959.
3. H. H. Hausner. Powder Metallurgy in Nuclear Engineering. Cleveland Ohio, 1959.
4. Liquid-Metals Handbook, June 1950, Atomic Energy Comission. Department of the Navy. Washington, D. C.
5. G. Long, L. M. Foster. Aluminium Nitride as Refractori for Aluminium 2000° C. «Journal of the American Ceramic Society» N 2, 1959.
6. H. Mayer. Über das Flammspritzen von Aluminiumoxyd. «Werkstoffe und Korrosion» N 10, 1960.
7. W. D. Wilkinson, W. F. Murphy. Nuclear Reactor Metallurgy. Argonne National Laboratory, 1958.
8. Г. В. Куcoleв, В. Н. Тарасенко. Жаростойкие эмалевые покрытия, устойчивые при воздействии расплавленного алюминия. «Литейное производство» № 3, 1959.
9. П. А. Андреев, А. А. Канаев, Е. Д. Федорович. Жидкотемпературные теплоносители ядерных реакторов. Судпромгиз, 1959.

Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт

ФОРМУЛЯР КОНТРОЛЬНОГО РАСЧЕТА ПЛОСКОГО ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА

В данном расчетном формуляре сочетаются результаты опубликованных работ профессора А. И. Вольдека в области электромагнитных насосов [1, 2, 3, 4, 5] и результаты научных отчетов коллектива электриков ТПИ [6, 7] с общими принципами проектирования электрических машин [8]. В формуляре учтены также все результаты статей данного сборника [9, 10, 11].

При определении главных индуктивностей и средних магнитных индукций в канале учитывается выпучивание магнитных линий из воздушного зазора в поперечном направлении по методу конформных преобразований.

Потери в стали рассчитываются согласно [8] с учетом увеличения потерь за счет короткозамкнутых контуров, образующихся на магнитопроводе при фрезировке зубцов в пакетах магнитопровода. Соответствующий коэффициент $k_{\text{тех}}$ определен экспериментально.

В данном формуляре не учитывается продольный краевой эффект во вторичной цепи. Параметры обмотки определяются как средние по всем трем фазам.

Предлагаемый формуляр предназначен для контрольного расчета плоского индукционного насоса с двухсторонним индуктором, трехфазная двухслойная диаметральная обмотка которого размещена в открытых пазах. По концам магнитопровода предвидены корректирующие катушки для компенсации пульсирующей составляющей первичного поля, которая распределена по закону гиперболического косинуса [3].

Формулы определения средних главных индуктивностей принципиально точны для обмотки, в которой имеется наибольшее число нормальных двухслойных катушек и корректи-

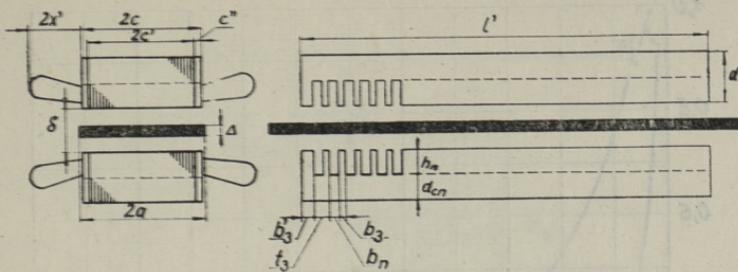
рующие катушки которой концентрические, как показано на фиг. 5 [11]. Для других двухслойных корригированных обмоток погрешность при расчете средней главной индуктивности, как показывает исследование этого вопроса, не достигает более 0,5%.

Режимы со вторичной системой рассматриваются в трех вариантах: а) стенки канала непроводящие, б) перпендикулярно к направлению магнитного поля стенки канала проводящие — учитываются потери в этих стенках, в) канал имеет боковые проводящие шины вне индукторов, но стенки канала непроводящие — учитывается увеличение напора от этих шин и потери в них.

Из прилагаемых 6 цифровых примеров 1, 2 и 3 относятся к лабораторному насосу ЭМН-5 с шириной индуктора 143 мм и при величине немагнитного зазора 35 мм. Вторичной системой служит латунная пластина с шириной: пример 1 — 120 мм, пример 2 — 140 мм и пример 3 — 200 мм. Расчет примера 3 проведен для насоса с боковыми проводящими шинами при условии, что удельная проводимость шины равна удельной проводимости перекачиваемой жидкости.

Примеры 4, 5 и 6 относятся к насосу ЭМН-6 с шириной индуктора 119 мм. Примеры 4 и 5 рассчитаны с производительностью 2,28 м³ алюминия в час при немагнитном зазоре 35 мм. Разница между этими вариантами заключается в том, что канал в 5-ом варианте имеет проводящие стенки, а в 4-м — канал выбран из непроводящего материала. В примере 6 тот же насос рассчитан с проводящим каналом для ртути при толщине немагнитного зазора 15 мм. Во всех этих примерах ширина слоя жидкости 120 мм, т. е. близка к ширине индуктора.

В формуляре применяются общепринятые в практике расчета электрических машин единицы.



Фиг. 1

$2\rho\tau$

$\alpha)$

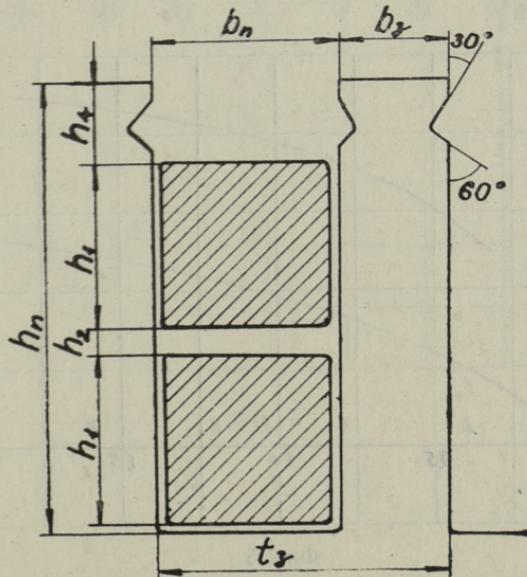
CYY|AAZ|ZZB|BBX|XXCC|YY|AAZ|ZZB|BBX|XXCC|YY|BBZ
CXX|AAZ|ZZB|BBX|XXCC|YY|AAZ|ZZB|BBX|XXCC|YY|AAZ

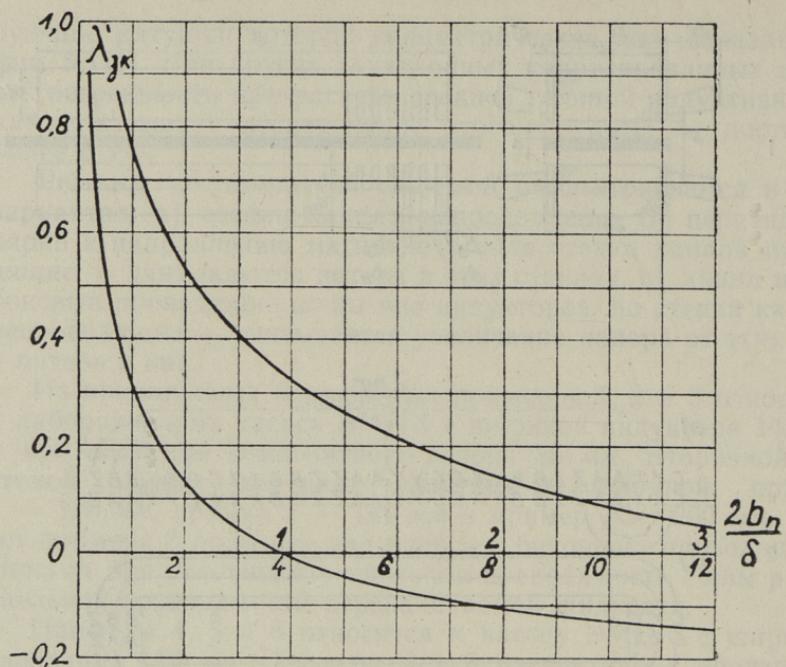
Фиг. 2

$\delta)$

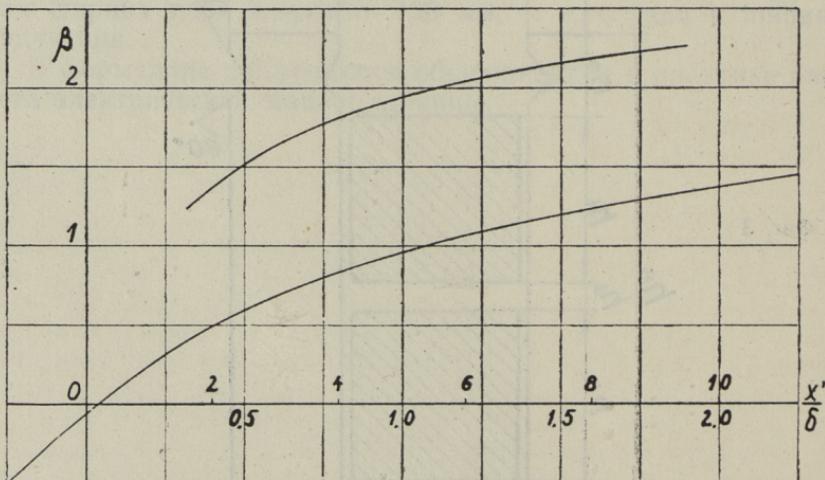
CYY|
CXX|
|BBZ
|AAZ

Фиг. 3

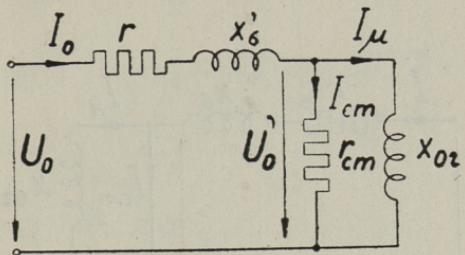




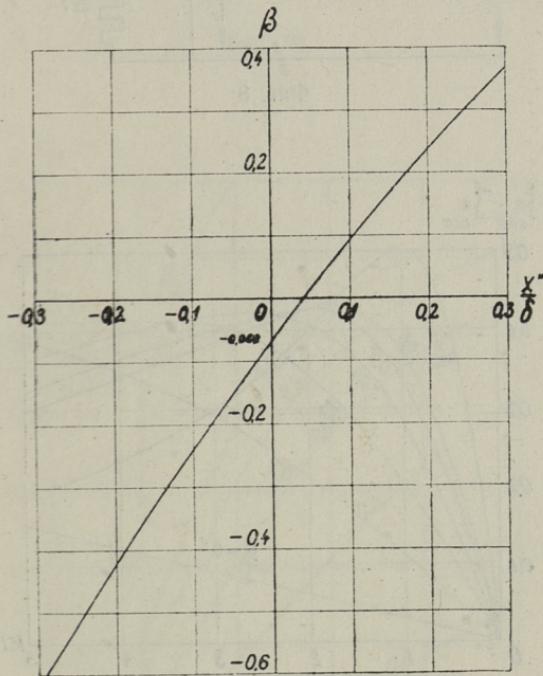
Фиг. 4



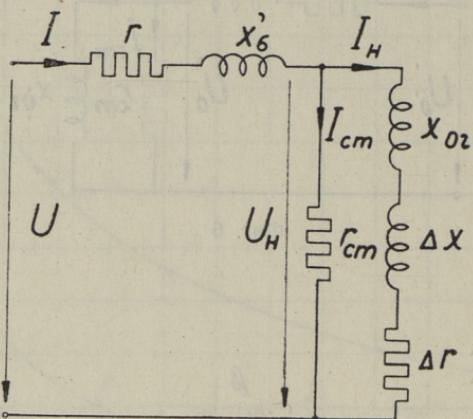
Фиг. 5



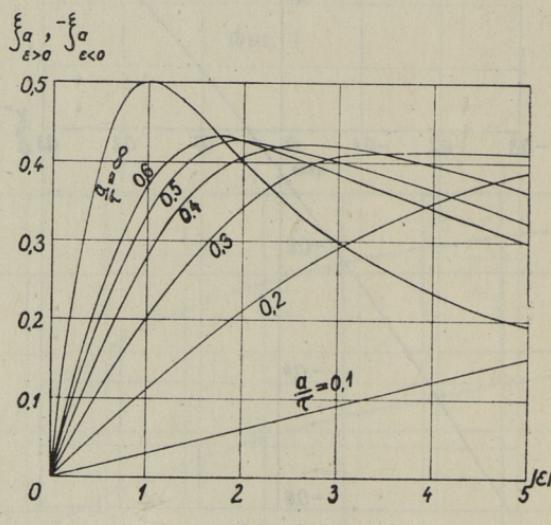
Фиг. 6



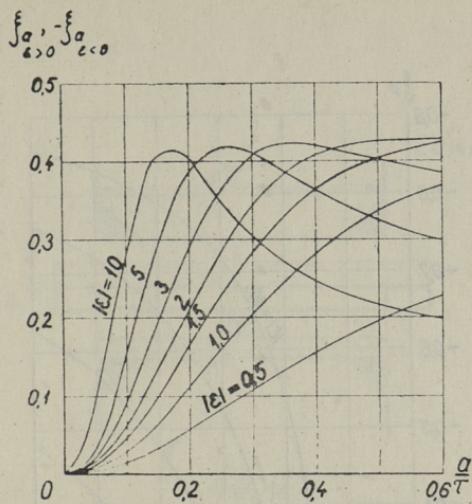
Фиг. 7



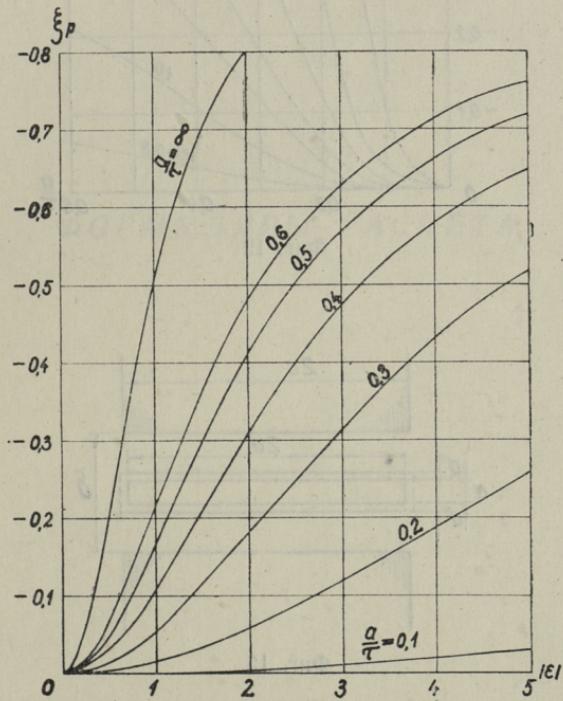
Фиг. 8



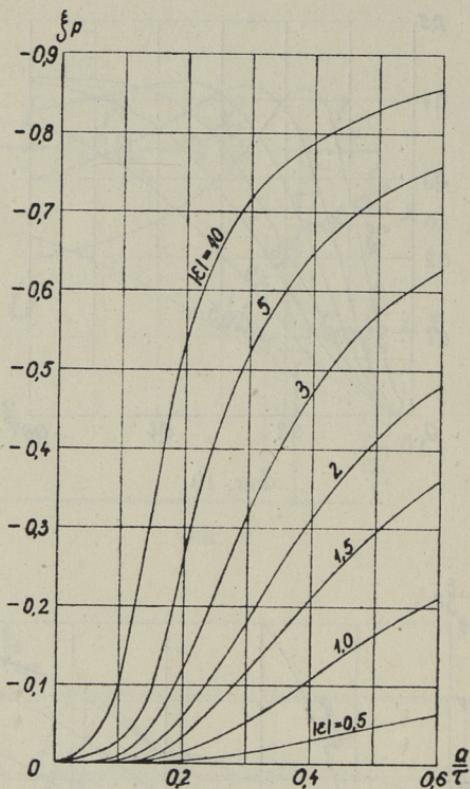
Фиг. 9



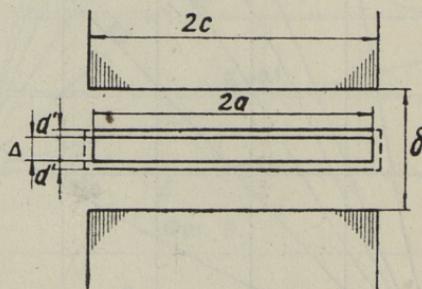
Фиг. 10



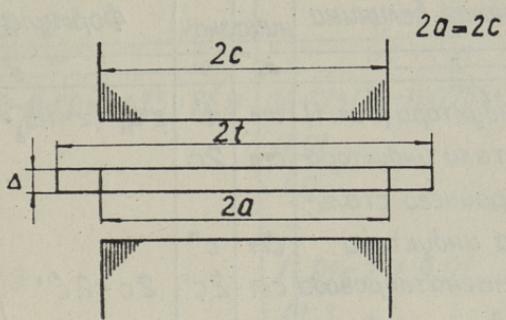
Фиг. 11



Фиг. 12



Фиг. 13



Фиг. 14

ФОРМУЛЯРЫ РАСЧЕТА

1. Данные магнитной цепи.

Nº	Определяемая величина	Единица изм.	Обознач.	Формула
1	2	3	4	5
1	Длина индуктора (Фиг. 1)	см	l'	$z'b_n + (z' - 1)b_3 + 2b'_3$
2	Ширина стали индуктора	см	$2c$	
3	Ширина крайнего стального листа индуктора	см	c''	
4	Ширина магнитопровода	см	$2c'$	$2c - 2c''$
5	Высота одной половины индуктора	см	d	
6	Число пазов	-	z'	
7	Ширина паза	см	b_n	
8	Ширина зубца	см	b_3	
9	Ширина крайнего зубца	см	b'_3	
10	Зубцовый шаг	см	t_3	$b_n + b_3 = \frac{l' + b_3 - 2b'_3}{z'}$
11	Глубина паза	см	h_n	
12	Высота спинки	см	d_{cn}	$d - h_n$
13	Марка стали, толщина листа, удельный вес	мм $\text{г}/\text{см}^3$	- γ_1	
14	Коэффициент заполнения стали	-	k_{ct}	
15	Удельные потери в стали при частоте f_1 и индукции B_1	$\frac{\text{Вт}}{\text{кг}}$	σ f_1 B_1	
16	Ширина индуктора по чистой стали	см	c_0	$2c'k_{ct} + 2c''$
17	Вес зубцов	кг	G_3	$2c_0h_n\gamma_1[(z' - 1)b_3 - 2b'_3] \cdot 10^{-3}$
18	Вес спинок	кг	G_{cn}	$2c_0d_{cn}l'\gamma_1 \cdot 10^{-3}$

№	Пример расчета	
	1, 2, 3	4, 5, 6
	I, II, III	IV, V, VI
1	$30 \cdot 1,25 + (30-1) \cdot 1,2 + 2 \cdot 1,35 = 75,0$	$30 \cdot 1,7 + (30-1) \cdot 0,755 + 2 \cdot 1,03 = 74,96$
2	14,3	11,91
3	1,0	1,0
4	$14,3 - 2 = 12,3$	$11,91 - 2 = 9,91$
5	14,2	12,3
6	30	30
7	1,25	1,7
8	1,2	0,755
9	1,35	1,03
10	$1,25 + 1,2 = 2,45$	$1,7 + 0,755 = 2,455$
11	5,2	5,86
12	$14,2 - 5,2 = 9,0$	$12,3 - 5,86 = 6,44$
13	3-11-0,5	3-11-0,5
	7,80	7,80
14	0,98	0,97
15	1,0	1,0
	50	50
	5000	5000
16	$12,3 \cdot 0,98 + 2 \cdot 1 = 14,05$	$9,91 \cdot 0,97 + 2 \cdot 1 = 11,62$
17	$2 \cdot 14,05 \cdot 5,2 \cdot 7,80 [(30-1) \cdot 1,2 + 2 \cdot 1,35] \cdot 10^{-3} = 42,8$	$2 \cdot 11,62 \cdot 5,86 \cdot 7,80 [(30-1) \cdot 0,755 + 2 \cdot 1,03] \cdot 10^{-3} = 25,5$
18	$2 \cdot 14,05 \cdot 9,75 \cdot 7,80 \cdot 10^{-3} = 147,8$	$2 \cdot 11,62 \cdot 6,44 \cdot 74,96 \cdot 7,80 \cdot 10^{-3} = 87,5$

2. Данные и параметры обмотки

№	Определяемая величина	Еди-	Обо-	Формула																
1	2	3	4	5																
1	Число пазов на полюс и фазу (фиг. 2-а)	-	q	2	Обмоточный коэффициент	-	k_{ob}	3	Полюсное деление	см	τ	4	Число пар полюсов	-	p	5	Число пазов в активной зоне	-	z	брд
6	Активная длина индуктора	см	l	zt_3																
	при четном q			$l - 3qb_n - (3q-1)b_3 - 2b_3'$																
	при нечетном q			$l - (3q+1)b_n - 3qb_3 - 2b_3'$																
7	Активный провод, число параллельных элементарных проводов	-	-	8	Число активных проводов в пазу	-	s_n	9	Число параллельных ветвей	-	a_w	10	Расчетное число витков в активной зоне	-	w	$\frac{2pq s_n}{a_w}$				
11	Число витков в фазе	-	w'	$\frac{2z's_n}{6a_w}$																
12	Число витков на фазу, условно охватывающих все полюсы (фиг. 2-б)	-	$w'w$	$\frac{q \cdot c_n}{a_w}$																
13	Число катушек двух сторон индукторов с шириной	{ двойхслойных (4,5q-k)t_3}	-	$n_{4,5q-k}$																
	однослоиных		-	$n_{4,5q-k}$																

Пример расчета

<i>Nº</i>	1, 2, 3 <i>i, II, III</i>	4, 5, 6 <i>IV, V, VI</i>
1	2 рис. 6-а [л. 11]	2 рис. 2-а
2	0,966	0,966
3	$3 \cdot 2 \cdot 2,45 = 14,7$	$3 \cdot 2 \cdot 2,455 = 14,73$
4	2	2
5	$6 \cdot 2 \cdot 2 = 24$	$6 \cdot 2 \cdot 2 = 24$
6	$24 \cdot 2,45 = 58,8$ $75,0 - 3 \cdot 2 \cdot 1,25 - (3 \cdot 2 - 1) \cdot 1,2 -$ $- 2 \cdot 1,35 = 58,8$	$24 \cdot 2,455 = 58,92$ $74,96 - 3 \cdot 2 \cdot 1,7 - (3 \cdot 2 - 1) \cdot 0,755 -$ $- 2 \cdot 1,03 = 58,92$
7	ПСД; $\Phi = 1,62$; 3	ПСДК; $\Phi = 1,62$; 3
8	38	58
9	1	1
10	$\frac{2 \cdot 2 \cdot 2 \cdot 38}{1} = 304$	$\frac{2 \cdot 2 \cdot 2 \cdot 58}{1} = 464$
11	$\frac{2 \cdot 30 \cdot 38}{6 \cdot 1} = 380$	$\frac{2 \cdot 30 \cdot 58}{6 \cdot 1} = 580$
12	$\frac{2 \cdot 38}{1} = 76$ фиг. 6-а [л. 11] и фиг. 2-б	$\frac{2 \cdot 58}{1} = 116$ рис. 2-б
13	$n_8 = 0$ $n_6 = 32$ $n'_6 = 12$	$n_8 = 0$ $n_7 = 22$ $n_6 = 4$

1	2	3	4	5
	с шириной $\begin{cases} \text{двухслойных} \\ (4,5q-k-1)t_3 \end{cases}$ $\begin{cases} \text{однослоиных} \\ t_3 \end{cases}$	-	$\begin{cases} l_{4,5q-k} \\ l_{4,5q-k+1} \end{cases}$	
	с шириной $\begin{cases} \text{двухслойных} \\ t_3 \end{cases}$ $\begin{cases} \text{однослоиных} \\ t_3 \end{cases}$	-	n_i)
	Вспомогательная величина $k=1$, если q -четное число $k=0,5$, если q -нечетное число	-	n'_i	
14	Результирующее число катушек	-	n	$\sum_{i=1}^{4,5q-k} (n_i + n'_i) = 6q(2p+1)$
15	Длина лобовой части полувитка в катушке	см	$l_{4,5q-k}$	
	с шириной $\begin{cases} \text{двухслойных} \\ (4,5q-k)t_3 \end{cases}$ $\begin{cases} \text{однослоиных} \\ t_3 \end{cases}$	см	$l_{4,5q-k+1}$	
	с шириной $\begin{cases} \text{двухслойных} \\ (4,5q-k-1)t_3 \end{cases}$ $\begin{cases} \text{однослоиных} \\ t_3 \end{cases}$	см	$l_{4,5q-k+1}$	
	с шириной $\begin{cases} \text{двухслойных} \\ t_3 \end{cases}$ $\begin{cases} \text{однослоиных} \\ t_3 \end{cases}$	см	l_i	
		см	l'_i	
16	Результирующая длина лобовых частей	см	$l_{n\Sigma}$	$2 \sum_{i=1}^{4,5q-k} (n_i l_i + n'_i l'_i)$
17	Средняя длина лобовой части полувитка	см	l_n	$\frac{l_{n\Sigma}}{2n}$
18	Средняя длина полувитка	см	l_{cp}	$2c + l_n$
19	Длина фазной обмотки	см	l_Φ	$2w' l_{cp}$
20	Сечение эффективного проводника в пазу	мм ²	S_{np}	
21	Удельное сопротивление меди (материала провода) при заданной температуре, где заданная темпера- тура	омм ² /м	S_t	$\frac{0,0175(235+t)}{250}$
		°C	t	

	I, II, III	IV, V, VI
	$n'_s = 4$ $n'_s = 4$	$n_s = 22$ $n'_s = 4$
	$n_3 = 4$ $n'_3 = 4$	$n'_3 = 4$ $n'_1 = 4$
14	$6 \cdot 2(2 \cdot 2 + 1) = 60$	$6 \cdot 2(2 \cdot 2 + 1) = 60$
15	$l_6 = 25,5$ $l'_6 = 27,0$ $l'_5 = 21,3$ $l'_4 = 20,5$ $l_3 = 19,0$ $l'_3 = 15,0$	$l_7 = 30,8$ $l_6 = 27,1$ $l_5 = 24,1$ $l'_5 = 22,1$ $l'_3 = 15,1$ $l'_1 = 8,85$
16	$2(32 \cdot 25,5 + 12 \cdot 27,0 + 4 \cdot 21,3 +$ $+ 4 \cdot 20,5 + 4 \cdot 19 + 4 \cdot 15) = 2886,4$	$2(22 \cdot 30,8 + 4 \cdot 27,1 + 22 \cdot 24,1 + 4 \cdot 22,1 +$ $+ 4 \cdot 15,1 + 4 \cdot 8,85) = 3000,8$
17	$\frac{2886,4}{2 \cdot 60} = 24,05$	$\frac{3000,8}{2 \cdot 60} = 25$
18	$14,3 + 24,05 = 38,35$	$11,91 + 25 = 36,91$
19	$2 \cdot 380 \cdot 38,35 = 29200$	$2 \cdot 580 \cdot 36,91 = 42800$
20	$3 \cdot 2,06 = 6,18$	$3 \cdot 2,06 = 6,18$
21	$\frac{0,0175(235+20)}{250} = 0,01786$ $t_1 = 20$	$\frac{0,0175(235+20)}{250} = 0,01786$ $t = 20$ $\frac{0,0175(235+100)}{250} = 0,0234$ $t_1 = 100$ $\frac{0,0175(235+175)}{250} = 0,0287$ $t_2 = 175$

1	2	3	4	5
22	Сопротивление фазы	ом	г	$\Omega_t = \frac{l_\phi}{S_{np}} 10^{-2}$
23	Вес меди	кг	G_m	$8,9 S_{np} S_n (2z' 2c + \frac{1}{2} l_{n\sigma} a_w) \cdot 10^{-5}$
24	Длины для определения пазовой проводимости рассеяния (фиг. 3)	см	h_1 h_2 h_4	
25	Коэффициент проводимости пазового рассеяния [л. 8]	-	λ	$\frac{1}{4b_n} (2,67h_1 + h_2 + 4h_4)$
26	Немагнитный зазор	см	δ	
27	Коэффициент проводимости рассеяния по коронкам зубцов (фиг. 4)	-	$\lambda_{зк}$	
	Вспомогательная величина	-	$\frac{2b_n}{\delta}$	
28	Коэффициент проводимости рассеяния лобовых частей	-	λ_n	$A \frac{q}{2c} (l_n - 0,64\tau)$
	Вспомогательная величина	-	A	$0,175 - \frac{\delta}{100}$
29	Суммарный коэффициент проводимости рассеяния	-	λ_Σ	$\frac{z'}{2z} (\lambda_n + \lambda_{зк}) + \lambda_n$
30	Частота	гц	f	
31	Скорость магнитного поля	%/сек	v_i	$2\tau f \cdot 10^{-2}$
32	Эквивалентная глубина проникновения для меди (материала провода)	мм	b_{np}	$504 \sqrt{\frac{\Omega_t}{f}}$
33	Размер элементарного проводника по глубине паза	мм	b'_{np}	$b'_{np} \ll b_{np}$

	I I, III	IV, V	VI
22	$0,01786 \frac{29200}{6,18} 10^{-2} = 0,845$	$r_{20} = 0,01786 \frac{42800}{6,18} 10^{-2} = 1,236$ $r_{100} = 0,0234 \frac{42800}{6,18} 10^{-2} = 1,62$ $r_{75} = 0,0287 \frac{42800}{6,18} 10^{-2} = 1,99$	
23	$8,9 \cdot 6,18 \cdot 38(2 \cdot 30 \cdot 14,3 + 0,5 \cdot 2886,4 \cdot 1) 10^{-5} = 48,2$	$8,9 \cdot 6,18 \cdot 58(2 \cdot 30 \cdot 11,91 + 0,5 \cdot 3000,8 \cdot 1) 10^{-5} = 70,6$	
24	2,37 0,06 0,46	2,59 0,055 0,56	
25	$\frac{1}{4 \cdot 1,25} (2,67 \cdot 2,37 + 0,06 + 4 \cdot 0,46) = 1,65$	$\frac{1}{4 \cdot 1,7} (2,67 \cdot 2,59 + 0,055 + 4 \cdot 0,56) = 1,355$	
26	3,5	3,5	1,5
27	0,36	0,34	0,105
	$\frac{2 \cdot 1,25}{3,5} = 0,715$	$\frac{2 \cdot 1,7}{3,5} = 0,972$	$\frac{2 \cdot 1,7}{1,5} = 2,27$
28	$0,14 \frac{2}{14,3} (24,05 - 0,64 \cdot 14,7) = 0,287$ $0,175 - \frac{3,5}{100} = 0,14$	$0,14 \frac{2}{11,91} (25 - 0,64 \cdot 14,73) = 0,366$ $0,175 - \frac{3,5}{100} = 0,14$	$0,16 \frac{2}{11,91} (25 - 0,64 \cdot 14,73) = 0,418$ $0,175 - \frac{1,5}{100} = 0,16$
29	$\frac{30}{2 \cdot 24} (1,65 + 0,36) + 0,287 = 1,543$	$\frac{30}{2 \cdot 24} (1,355 + 0,34) + 0,366 = 1,426$	$\frac{30}{2 \cdot 24} (1,355 + 0,105) + 0,418 = 1,331$
30	50	50	50
31	$2 \cdot 14,7 \cdot 50 \cdot 10^{-2} = 14,7$	$2 \cdot 14,73 \cdot 50 \cdot 10^{-2} = 14,73$	$2 \cdot 14,73 \cdot 50 \cdot 10^{-2} = 14,73$
32	$504 \sqrt{\frac{0,01786}{50}} = 9,5$	$504 \sqrt{\frac{0,01786}{50}} = 9,5$	$504 \sqrt{\frac{0,0234}{50}} = 10,92$
33	$1,62 \ll 9,5$	$1,62 \ll 9,5$	$1,62 \ll 10,92$

1	2	3	4	5
34	Индуктивное сопротивление рассеяния без учета рассеяния через немагнитный зазор	ом	x'_σ	$0,158 \frac{f}{100} \left(\frac{w}{100} \right)^2 \frac{2c}{pq} \lambda_\Sigma$
35	Коэффициент зубчатости	-	k'_δ	$\frac{t_3}{t_3 - 0,5\gamma\delta}$
	Вспомогательная величина	-	γ	$\frac{\left(\frac{2b_n}{\delta} \right)^2}{5 + \frac{2b_n}{\delta}}$
36	Коэффициент учитывающий изменение магнитной индукции в зазоре на намагничивающую силу [Л.1]	"	k_δ	$sh \frac{\alpha\delta}{2}$
	Вспомогательная величина	см	α	$\frac{\pi}{\tau}$
37	Коэффициент учитывающий изменение магнитной индукции в зазоре	-	k_n	$ch \frac{\alpha\delta}{2}$
38	Эквивалентная ширина индуктора	см	$2c_\delta$	$2c + \beta\delta$
	Вспомогательная величина (фиг. 5)	-	β	
	Вспомогательная величина	-	$\frac{x'}{\delta}$	
	Половина вылета лобовой части (фиг 1)	см	x'	
39	Средняя эквивалентная индуктивность фазы: при четном q	гн	L_{cp}	$\frac{q}{3} \frac{4\pi 2c_s t_3 s_n^2}{\delta k'_\delta} \left[20pq^2 + 5q^2 + 4p + 1 - 12,25q^3 \frac{t_3}{l'} \right] 10^{-9}$

	I ", " "	IV. v	V
34	$0,158 \frac{50(304)^2}{100(100)} \frac{14,3}{22} / 1,543 = 4,03$	$0,158 \frac{50(464)^2}{100(100)} \frac{11,91}{22} / 1,426 = 7,22$	$0,158 \frac{50(464)^2}{100(100)} \frac{11,91}{22} / 1,331 = 6,78$
35	$\frac{2,45}{2455 - 0,5 \cdot 0,0893 \cdot 3,5} = 1,07$ $\frac{(2 \cdot 1,25)^2}{3,5} = 0,0893$ $5 + \frac{2 \cdot 1,25}{3,5}$ $sh\left(\frac{0,2135 \cdot 3,5}{2}\right)$	$\frac{2,455}{2455 - 0,5 \cdot 0,158 \cdot 3,5} = 1,13$ $\frac{(2 \cdot 1,7)^2}{3,5} = 0,158$ $5 + \frac{2 \cdot 1,7}{3,5}$ $sh\left(\frac{0,213 \cdot 3,5}{2}\right)$	$\frac{2,455}{2455 - 0,5 \cdot 0,709 \cdot 1,5} = 1,276$ $\frac{(2 \cdot 1,7)^2}{1,5} = 0,709$ $5 + \frac{2 \cdot 1,7}{1,5}$ $sh\left(\frac{0,213 \cdot 1,5}{2}\right)$
36	$\frac{0,2135 \cdot 3,5}{2} = 1,04$ $\frac{3,14}{14,7} = 0,2135$	$\frac{0,213 \cdot 3,5}{2} = 1,024$ $\frac{3,14}{14,73} = 0,213$	$\frac{0,213 \cdot 1,5}{2} = 1,005$ $\frac{3,14}{14,73} = 0,213$
37	$ch\left(\frac{0,2135 \cdot 3,5}{2}\right) = 1,06$	$ch\left(\frac{0,213 \cdot 3,5}{2}\right) = 1,07$	$ch\left(\frac{0,213 \cdot 1,5}{2}\right) = 1,013$
38	$14,3 + 1,172 \cdot 3,5 = 18,4$ $1,172$	$11,91 + 1,172 \cdot 3,5 = 16,01$ $1,172$	$11,91 + 1,7 \cdot 1,5 = 14,46$ $1,7$
	$\frac{5}{3,5} = 1,43$	$\frac{5}{3,5} = 1,43$	$\frac{5}{1,5} = 3,33$
	5	5	5
39	$\frac{2}{3} \cdot \frac{4\pi \cdot 18,4 \cdot 2,45 \cdot 3,8^2 \cdot 10^{-9}}{3,5 \cdot 1,07} \cdot [(20 \cdot 2 \cdot 2^2 + 5 \cdot 2^2 + 4 \cdot 2 + 1) - 12,25 \cdot 2^3 \frac{2,45}{75}] = 2,7 \cdot 10^{-2}$	$\frac{2}{3} \cdot \frac{4\pi \cdot 16,01 \cdot 2,455 \cdot 5,8^2 \cdot 10^{-9}}{3,5 \cdot 1,13} \cdot [(20 \cdot 2 \cdot 2^2 + 5 \cdot 2^2 + 4 \cdot 2 + 1) - 12,25 \cdot 2^3 \frac{2,455}{74,96}] = 5,2 \cdot 10^{-2}$	$\frac{2}{3} \cdot \frac{4\pi \cdot 14,46 \cdot 2,455 \cdot 5,8^2 \cdot 10^{-9}}{1,5 \cdot 1,276} \cdot [(20 \cdot 2 \cdot 2^2 + 5 \cdot 2^2 + 4 \cdot 2 + 1) - 12,25 \cdot 2^3 \frac{2,455}{74,96}] = 9,58 \cdot 10^{-2}$

1	2	3	4	5
				$\frac{4\pi \cdot 2C_{st}t_3S_n^2}{3\delta K_s} \left[(20pq^2 + 5q^2 + 4p+1)q - (12,25q^4 + 3,5q^2 + 0,25) \frac{t_3}{l'} \right] \cdot 10^{-9}$
	при нечетном q			
40	Эквивалентное индуктивное сопротивление от потока в зазоре при симметричных токах	ом	x_{02}	$2\pi f L_{cp}$
41	Индуктивное сопротивление от первой гармоники в зазоре	ом	x_{01}	$4,8 \frac{f 2C_{st}Tw^2K_{ob}^2 \cdot 10^{-8}}{P \cdot \delta \cdot K_s' \cdot K_s''}$
42	Индуктивное сопротивление от потока рассеяния гармоник и наличия индуктирующих концов индуктора	ом	x_{50}	$x_{02} - x_{01}$
43	Результирующее индуктивное сопротивление рассеяния	ом	x_{σ}	$x_{50} + x_{\sigma}$
44	Индуктивное сопротивление холостого хода	ом	x_0	$x_{02} + x_{\sigma}' = x_{01} + x_{\sigma}$
45	Эквивалентное сопротивление потерь в стали согласно схеме замещения фиг.6	ом	Γ_{ct}	$\frac{1,0535}{K_{tex}GG_{ce}} \left(\frac{2C^3x_{02}B_1K_{ct}\delta K_s' K_s'' P}{2C_s K_n W K_{ob}} \right)^2$
	Эквивалентный вес активной стали	кг	G_{ce}	$\left(\frac{f}{f_1} \right)^{13} \left[1,8 \left(\frac{t_2}{b_2} \right)^2 G_3 + 1,5 \left(\frac{2\tau}{\pi d_{cn}} \right)^2 G_{cn} \right]$
	Коэффициент учитывающий технологию магнитопровода	-	K_{teh}	1, при выштампованных зубцах 1,8...3,0, при фрезерованных зубцах

	I, II, III	IV, V	VI
40	$2\pi \cdot 50 \cdot 2,7 \cdot 10^{-2} = 8,48$	$2\pi \cdot 50 \cdot 5,2 \cdot 10^{-2} = 16,33$	$2\pi \cdot 50 \cdot 9,58 \cdot 10^{-2} = 30,5$
41	$4,8 \frac{50 \cdot 18,4 \cdot 14,7 \cdot 304^2}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,07} \cdot \frac{0,966^2 \cdot 10^{-8}}{1,04} = 7,18$	$4,8 \frac{50 \cdot 16,01 \cdot 14,73}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,13} \cdot \frac{464^2 \cdot 0,966^2 \cdot 10^{-8}}{1,024} = 14,03$	$4,8 \frac{50 \cdot 14,46 \cdot 14,73}{2 \cdot 1,5 \cdot 1,276} \cdot \frac{464^2 \cdot 0,966^2 \cdot 10^{-8}}{1,005} = 26,7$
42	$8,48 - 7,18 = 1,30$	$16,33 - 14,03 = 2,30$	$30,5 - 26,7 = 3,8$
43	$1,30 + 4,03 = 5,33$	$2,30 + 7,22 = 9,52$	$3,8 + 6,76 = 10,56$
44	$8,48 + 4,03 = 12,51$	$16,33 + 7,22 = 23,55$	$30,5 + 6,76 = 37,26$
45	$\frac{1,0535}{3 \cdot 560} \left(\frac{123,848 \cdot 5000}{18,4 \cdot 1,06} \cdot \frac{0,98 \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,04 \cdot 2}{304 \cdot 0,966} \right)^2 = 300$	$\frac{1,0535}{2,08763} \left(\frac{991 \cdot 16,33 \cdot 5000}{16,01 \cdot 1,07} \cdot \frac{0,97 \cdot 3,5 \cdot 1,13 \cdot 1,024 \cdot 2}{464 \cdot 0,966} \right)^2 = 455$	$\frac{1,0535}{2,08763} \left(\frac{991 \cdot 30,5 \cdot 5000}{14,46 \cdot 1,013} \cdot \frac{464 \cdot 0,966}{0,97 \cdot 1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,0052} \right)^2 = 490$
	$\left[\frac{(50)^{13}}{50} \left[1,8 \left(\frac{2,45}{1,2} \right)^2 \cdot 42,8 + 1,5 \left(\frac{2,14,7}{\pi \cdot 9} \right)^2 \cdot 147,8 \right] = 560 \right]$	$\left[\frac{(50)^{13}}{50} \left[1,8 \left(\frac{2,455}{0,755} \right)^2 \cdot 25,5 + 1,5 \left(\frac{2 \cdot 14,73}{\pi \cdot 6,44} \right)^2 \cdot 87,5 \right] = 763 \right]$	
	3,0	2,08	2,08

3. Холостой ход. Пустой зазор

<i>Nº</i>	<i>Определяемая величина</i>	<i>Единица</i>	<i>Обознач.</i>	<i>Формула</i>
<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>	<i>4</i>	<i>5</i>
1	Эквивалентная полная проводимость разветвления (фиг. 6).	$\frac{1}{\text{ом}}$	y_p	$\sqrt{\left(\frac{1}{r_{ct}}\right)^2 + \left(\frac{1}{x_{02}}\right)^2}$
2	Эквивалентное активное сопротивление разветвления	ом	r	$\frac{1}{r_{ct} \cdot y_p^2}$
3	Эквивалентное реактивное сопротивление разветвления	ом	x_3	$\frac{1}{x_{02} \cdot y_p^2}$
4	Эквивалентное активное сопротивление фазы при температуре	$\frac{\text{ом}}{^\circ\text{C}}$	r'	$r + r_3$
5	Эквивалентное реактивное сопротивление фазы	ом	x	$x_0' + x_3$
6	Эквивалентное полное сопротивление фазы	ом	z_0	$\sqrt{r'^2 + x^2}$
7	Линейное напряжение	в	U	
8	Соединение	-	-	
9	Фазное напряжение	в	U_ϕ	
10	Фазный ток	а	i_ϕ	$\frac{U_\phi}{z_0}$
11	Плотность тока	$\frac{\text{а}}{\text{мм}^2}$	j_0	$\frac{i_\phi}{S_{np} A_w}$
12	Напряжение на разветвлении	в	U_0'	$\frac{i_\phi}{y_p}$
13	Намагничивающий ток	а	I_μ	$\frac{U_0'}{x_{02}}$
14	Магнитодвижущая сила первой гармоники в активной зоне	а	F	$\frac{1,35 \omega k_{02}}{p} I_\mu$

Пример расчета

<i>Nº</i>	1, 2, 3.	4, 5	6
1	<i>i, ii, iii</i>	<i>iv, v</i>	<i>vi</i>
1	$\sqrt{\left(\frac{1}{300}\right)^2 + \left(\frac{1}{8,48}\right)^2} = 0,118$	$\sqrt{\left(\frac{1}{455}\right)^2 + \left(\frac{1}{16,33}\right)^2} = 0,0613$	$\sqrt{\left(\frac{1}{490}\right)^2 + \left(\frac{1}{30,5}\right)^2} = 0,0328$
2	$\frac{1}{300 \cdot 0,118^2} = 0,239$	$\frac{1}{455 \cdot 0,0613^2} = 0,586$	$\frac{1}{490 \cdot 0,0328^2} = 1,89$
3	$\frac{1}{8,48 \cdot 0,118^2} = 8,5$	$\frac{1}{16,33 \cdot 0,0613^2} = 16,33$	$\frac{1}{30,5 \cdot 0,0328^2} = 30,4$
4	$0,845 + 0,239 = 1,084$ 20	$1,99 + 0,586 = 2,576$ 175	$1,62 + 1,89 = 3,51$ 100
5	$4,03 + 8,50 = 12,53$	$7,22 + 16,33 = 23,55$	$6,74 + 30,4 = 37,14$
6	$\sqrt{1,084^2 + 12,53^2} = 12,57$	$\sqrt{2,576^2 + 23,55^2} = 23,7$	$\sqrt{3,51^2 + 37,14^2} = 37,3$
7	380	380	380
8	△	△	△
9	$\frac{380}{\sqrt{2}} = 220$	380	380
10	$\frac{220}{12,57} = 17,5$	$\frac{380}{23,7} = 16,02$	$\frac{380}{37,3} = 10,2$
11	$\frac{17,5}{6,18 \cdot 1} = 2,83$	$\frac{16,02}{6,18 \cdot 1} = 2,6$	$\frac{10,2}{6,18 \cdot 1} = 1,65$
12	$\frac{17,5}{0,118} = 148,3$	$\frac{16,02}{0,0613} = 263$	$\frac{10,2}{0,0328} = 310,5$
13	$\frac{148,3}{8,48} = 17,5$	$\frac{263}{16,33} = 16,1$	$\frac{310,5}{30,5} = 10,2$
14	$\frac{1,35 \cdot 304 \cdot 0,966 \cdot 17,5}{2} = 3470$	$\frac{1,35 \cdot 464 \cdot 0,966 \cdot 16,1}{2} = 4870$	$\frac{1,35 \cdot 464 \cdot 0,966 \cdot 10,2}{2} = 3085$

1	2	3	4	5
15	Индукция в слое жидкого металла в середине канала	гс	B_Δ	$\frac{F}{0,8\delta K_s K_\delta''}$
16	Индукция на поверхности индуктора	гс	B_0	$K_n B_\Delta$
17	Поток полюса	мкс	Φ_0	$\frac{2}{\pi} B_0 \tau 2 c_s$
18	Индукция в зубце	гс	B_3	$\frac{2 c_s B_0 t_3}{2 C' K_{ct} b_3}$
19	Индукция в спинке	гс	B_{cn}	$\frac{\Phi_0}{2 C' K_{ct} d_{cn}}$
20	Удельные потери в зубцах индуктора	$\frac{W_T}{kT}$	P_3'	$1,8G \left(\frac{f}{f_1} \right)^{1,3} \left(\frac{B_3}{B_1} \right)^2$
21	Удельные потери в спинках индуктора	$\frac{W_T}{kT}$	P_{cn}'	$1,5G \left(\frac{f}{f_1} \right)^{1,3} \left(\frac{B_{cn}}{B_1} \right)^2$
22	Потери в зубцах индуктора	квт	P_3	$K_{tex} P_3' G_3 \cdot 10^{-3}$
23	Потери в спинках индуктора	квт	P_{cn}	$K_{tex} P_{cn} G_3 \cdot 10^{-3}$
24	Потери в стали (для проверки двумя формулами)	квт	P_{ct}	$P_3 + P_{cn} = \frac{3 U_0^{1,2}}{r_{ct}} \cdot 10^{-3}$
25	Потери в меди	квт	P_M	$3 I_{\phi_0}^2 r \cdot 10^{-3}$
26	Активная мощность	квт	P_0	$P_{ct} + P_M$
27	Реактивная мощность	квар	Q_0	$3 \left(I_{\phi_0}^2 X_0 + \frac{U_0^{1,2}}{X_{02}} \right) \cdot 10^{-3}$
28	Полная мощность	квт	S_0	$\sqrt{P_0^2 + Q_0^2}$
29	Ток линии	а	I_0	$\frac{S_0 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot U}$
30	Коэффициент мощности	-	$\cos \varphi$	$\frac{P_0}{S_0}$

I	II, III	IV, V	VI
15	$\frac{3470}{0,8 \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,04} = 1114$	$\frac{4870}{0,8 \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,024} = 1503$	$\frac{3085}{0,8 \cdot 1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,005} = 2005$
16	$1,06 \cdot 1114 = 1180$	$1,07 \cdot 1503 = 1608$	$1,013 \cdot 2005 = 2030$
17	$\frac{2}{\pi} \cdot 1180 \cdot 14,7184 = 203300$	$\frac{2}{\pi} \cdot 1608 \cdot 14,73 \cdot 16,01 = 241600$	$\frac{2}{\pi} \cdot 2030 \cdot 14,73 \cdot 14,46 = 275500$
18	$\frac{18,4 \cdot 1180 \cdot 2,45}{12,3 \cdot 0,98 \cdot 1,2} = 3680$	$\frac{16,01 \cdot 1608 \cdot 2,455}{9,91 \cdot 0,97 \cdot 0,755} = 8700$	$\frac{14,46 \cdot 2030 \cdot 2,455}{9,91 \cdot 0,97 \cdot 0,755} = 9920$
19	$\frac{203300}{12,3 \cdot 0,98 \cdot 9} = 1874$	$\frac{241600}{9,91 \cdot 0,97 \cdot 6,44} = 3900$	$\frac{275500}{9,91 \cdot 0,97 \cdot 6,44} = 4450$
20	$1,8 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{3680}{5000}\right)^2 = 0,975$	$1,8 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{18700}{5000}\right)^2 = 5,45$	$1,8 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{9920}{5000}\right)^2 = 7,08$
21	$1,5 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{1874}{5000}\right)^2 = 0,21$	$1,5 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{3900}{5000}\right)^2 = 0,914$	$1,5 \cdot \frac{(50)^{13}}{50} \cdot \left(\frac{4450}{5000}\right)^2 = 1,187$
22	$3 \cdot 0,975 \cdot 4,28 \cdot 10^{-3} = 0,125$	$2,085 \cdot 4,5255 \cdot 10^{-3} = 0,289$	$2,087 \cdot 0,08255 \cdot 10^{-3} = 0,375$
23	$3 \cdot 0,211 \cdot 147,8 \cdot 10^{-3} = 0,094$	$2,08 \cdot 0,914 \cdot 875 \cdot 10^{-3} = 0,166$	$2,081 \cdot 187 \cdot 875 \cdot 10^{-3} = 0,216$
24	$0,125 + 0,094 = 0,219$	$0,289 + 0,166 = 0,455$	$0,375 + 0,216 = 0,591$
25	$3 \cdot 17,5^2 \cdot 0,845 \cdot 10^{-3} = 0,776$	$3 \cdot 16,02^2 \cdot 1,236 \cdot 10^{-3} = 0,952$	$3 \cdot 10,2^2 \cdot 1,62 \cdot 10^{-3} = 0,505$
26	$0,219 + 0,776 = 0,995$	$0,455 + 0,952 = 1,407$	$0,591 + 0,505 = 1,096$
27	$3 \left(17,5^2 \cdot 4,03 + \frac{14,48^2}{8,48} \right) \cdot 10^{-3} = 11,48$	$3 \left(16,02^2 \cdot 7,22 + \frac{263^2}{16,33} \right) \cdot 10^{-3} = 18,26$	$3 \left(10,2^2 \cdot 6,76 + \frac{310,5^2}{30,5} \right) \cdot 10^{-3} = 11,5$
28	$\sqrt{0,995^2 + 11,48^2} = 11,52$	$\sqrt{1,407^2 + 18,26^2} = 18,3$	$\sqrt{1,096^2 + 11,5^2} = 11,55$
29	$\frac{11,52 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 17,5$	$\frac{18,3 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 27,8$	$\frac{11,55 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 17,57$
30	$\frac{0,995}{11,52} = 0,0864$	$\frac{1,407}{18,3} = 0,0769$	$\frac{1,096}{11,55} = 0,0948$

4. Режимы с перекачиваемым металлом

Nº	Определяемая величина	Еди- ница	Обознач.	Формула
1	2	3	4	5
1	Название перекачиваемого жидкого металла	-	-	
2	Рабочая температура	°C	t	
3	Удельное сопротивление	ом·см	ρ	
4	Толщина слоя жидкого металла	см	Δ	
5	Эквивалентная глубина проникновения электромагнитного поля в жидкий металл	см	b _{пр}	$5040 \sqrt{\frac{\rho}{f}} \gg \frac{\Delta}{2}$
6	Ширина канала жидкого металла (фиг. 1)	см	2a	
7	Производительность насоса	$\frac{м^3}{час}$	Q _м	
8	Средняя скорость течения жидкости	$\frac{м}{сек}$	v _{ср}	$2,78 \frac{Q_m}{2a\Delta}$
9	Скольжение	-	s	$\frac{v_i - v_{cp}}{v_i}$
10	Коэффициент средней индукции по ширине канала жидкости	"	K _δ	$\frac{2a}{2c + \beta\delta}$
	Вспомогательная величина (фиг. 7)	-	β	
	Вспомогательная величина	-	$\frac{x''}{\delta}$	$\frac{2a - 2c}{2\delta}$
11	Индуктивное сопротивление от первичного потока через жидкий металл	ом	x _д	$\frac{x_д \cdot 2a}{2c\delta K''_δ}$

Общие характеристики.

№	Примеры расчета				
	1 I	2 II	3 III	4, 5 IV, V	6 VI
1	латунь	латунь	алюминий	ртуть	
2	40	232	750	24	
3	$7 \cdot 10^{-6}$	$9,28 \cdot 10^{-6}$	$21,5 \cdot 10^{-6}$	$96,18 \cdot 10^{-6}$	
4	0,5	0,5	0,5	0,5	
5	$5040 \sqrt{\frac{7 \cdot 10^{-6}}{50}} = 1,89 \gg \frac{0,5}{2}$	$5040 \sqrt{\frac{9,28 \cdot 10^{-6}}{50}} = 2,17 \gg \frac{0,5}{2}$	$5040 \sqrt{\frac{21,5 \cdot 10^{-6}}{50}} = 3,31 \gg \frac{0,5}{2}$	$5040 \sqrt{\frac{96,18 \cdot 10^{-6}}{50}} = 6,99 \gg \frac{0,5}{2}$	
6	12	14	14,3	12	12
7	0	0	0	2,28	0
8	0	0	0	1,056	0
9	1	1	1	0,928	1
10	$\frac{12}{14,3 + (-0,617 \cdot 3,5)} = \frac{12}{14,3 + 0,1313 \cdot 3,5} = \frac{12}{14,3 + (-0,066 \cdot 3,5)} = \frac{12}{14,3 + (-0,04 \cdot 3,5)} = \frac{12}{14,3 + (-0,0175 \cdot 1,5)} =$ $= 1,012$ $- 0,617$	$\frac{14}{14,3 + (-0,617 \cdot 3,5)} = \frac{14}{14,3 + 0,1313 \cdot 3,5} = \frac{14}{14,3 + (-0,066 \cdot 3,5)} = \frac{14}{14,3 + (-0,04 \cdot 3,5)} = \frac{14}{14,3 + (-0,0175 \cdot 1,5)} =$ $= 1,012$ $- 0,1313$	$\frac{14,3}{14,3 + (-0,617 \cdot 3,5)} = \frac{14,3}{14,3 + 0,1313 \cdot 3,5} = \frac{14,3}{14,3 + (-0,066 \cdot 3,5)} = \frac{14,3}{14,3 + (-0,04 \cdot 3,5)} = \frac{14,3}{14,3 + (-0,0175 \cdot 1,5)} =$ $= 1,016$ $- 0,066$	$\frac{12}{11,91 + (-0,04 \cdot 3,5)} = \frac{12}{11,91 + 0,1313} = \frac{12}{11,91 + (-0,066 \cdot 3,5)} = \frac{12}{11,91 + (-0,04 \cdot 3,5)} = \frac{12}{11,91 + (-0,0175 \cdot 1,5)} =$ $= 1,02$ $- 0,04$	$\frac{12}{11,91 + (-0,0175 \cdot 1,5)} = \frac{12}{11,91 - 0,0175} = \frac{12}{11,91 - 0,0175} =$ $= 1,01$ $- 0,0175$
11	$\frac{12 - 14,3}{2 \cdot 3,5} = \frac{14 - 14,3}{2 \cdot 3,5} = 0$ $= -0,328$ $= -0,0428$	$\frac{14 - 14,3}{2 \cdot 3,5} = 0$ $= -0,0428$	$\frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = \frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = 0$ $= 0,01286$ $= 0,03$	$\frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = \frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = 0$ $= 0,01286$ $= 0,03$	$\frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = \frac{12 - 11,91}{2 \cdot 3,5} = 0$ $= 0,01286$ $= 0,03$
11	$\frac{7,18 \cdot 12}{18,4 \cdot 1,012} = \frac{7,18 \cdot 14}{18,4 \cdot 1,012} =$ $= 4,63$	$\frac{7,18 \cdot 14}{18,4 \cdot 1,012} = \frac{7,18 \cdot 14}{18,4 \cdot 1,016} =$ $= 5,49$	$\frac{7,18 \cdot 14}{18,4 \cdot 1,016} = \frac{7,18 \cdot 14}{18,4 \cdot 1,02} =$ $= 5,49$	$\frac{14,03 \cdot 12}{16,01 \cdot 1,02} = \frac{14,03 \cdot 12}{16,01 \cdot 1,02} = 0,31$ $= 10,31$	$\frac{14,03 \cdot 12}{16,01 \cdot 1,02} = \frac{14,03 \cdot 12}{16,01 \cdot 1,02} = 0,31$ $= 10,31$
					$= 26,7 \cdot 12$ $= 14,46 \cdot 1,01$ $= 21,94$

5. Режим со вторичной системой

5-а. Стенки канала непроводящие

№	Определяемая величина	Еди- ница	Обо- знач.	Формула	
				3	4
1	2	3	4	5	
1	Вносимое активное сопротивление в нагрузочной ветви схемы замещения (фиг. 8) Относительная величина (фиг. 9 или 10), вспомогательная величина,	ом	Δr	$\xi_a x_\Delta$	
		-	ξ_a		
		-	ϵ	$S \frac{8f \Delta \tau^2 \cdot 10^{-9}}{\delta K_\delta K''_\delta K''_\delta}$	
	вспомогательная величина	-	$\frac{a}{\tau}$		
2	Вносимое реактивное сопротивление в нагрузочной ветви (рис 8) Относительная величина (фиг. 11 или 12)	ом	Δx	$\xi_p x_\Delta$	
		-	ξ_p		
3	Индуктивное сопротивление нагрузочной ветви	ом	x_H	$x_{02} + \Delta x$	
4	Полное сопротивление нагрузочной ветви	ом	z_H	$\sqrt{\Delta r^2 + x_H^2}$	
5	Активная проводимость нагрузочной ветви	$\frac{1}{ом}$	g_H	$\frac{\Delta r}{z_H^2}$	
6	Реактивная проводимость нагрузочной ветви	$\frac{1}{ом}$	b_H	$\frac{x_H}{z_H^2}$	
7	Эквивалентная активная проводимость разветвления	$\frac{1}{ом}$	g_p	$g_H + \frac{1}{r_{ct}}$	
8	Эквивалентная полная проводимость разветвления	$\frac{1}{ом}$	y_p	$\sqrt{g_p^2 + b_H^2}$	

Пример расчета

<i>Nº</i>	1	2	4
1	"	"	"
1	$0,378 \cdot 4,63 = 1,75$	$0,402 \cdot 5,4 = 2,17$	$0,145 \cdot 10,31 = 1,495$
	$0,378$	$0,402$	$0,145$
	$1 \cdot \frac{8 \cdot 50 \cdot 0,5 \cdot 14,7^2 \cdot 10^{-9}}{7 \cdot 10^{-6} \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,04 \cdot 1,012} = 1,57$		$0,928 \cdot \frac{8 \cdot 50 \cdot 0,5}{21,5 \cdot 10^{-6} \cdot 1,13} \cdot \frac{14,7^2 \cdot 10^{-9}}{1,024 \cdot 1,02 \cdot 3,5} = 0,454$
2	$\frac{6}{14,7} = 0,408$	$\frac{7}{14,7} = 0,476$	$\frac{6}{14,73} = 0,407$
	$-0,231 \cdot 4,63 = -1,07$	$-0,296 \cdot 5,4 = -1,6$	$-0,028 \cdot 10,31 = -0,289$
	$-0,231$	$-0,296$	$-0,028$
3	$8,48 - 1,07 = 7,41$	$8,48 - 1,6 = 6,88$	$16,33 - 0,289 = 16,04$
4	$\sqrt{1,75^2 + 7,41^2} = 7,61$	$\sqrt{2,17^2 + 6,88^2} = 7,212$	$\sqrt{1,495^2 + 16,04^2} = 16,1$
5	$\frac{1,75}{7,61^2} = 0,0302$	$\frac{2,17}{7,212^2} = 0,0417$	$\frac{1,495}{16,1^2} = 0,00576$
6	$\frac{7,41}{7,61^2} = 0,1278$	$\frac{6,88}{7,212^2} = 0,1322$	$\frac{16,04}{16,1^2} = 0,0618$
7	$0,0302 + \frac{1}{300} = 0,0335$	$0,0417 + \frac{1}{300} = 0,045$	$0,00576 + \frac{1}{455} = 0,00796$
8	$\sqrt{0,0335^2 + 0,1278^2} = 0,1325$	$\sqrt{0,045^2 + 0,1322^2} = 0,1396$	$\sqrt{0,00796^2 + 0,0618^2} = 0,0622$

1	2	3	4	5
9	Эквивалентное активное сопротивление разветвления	ом	r_3	$\frac{y_p}{y_p^2}$
10	Эквивалентное реактивное сопротивление разветвления	ом	x_9	$\frac{b_H}{y_p^2}$
11	Эквивалентное активное сопротивление фазы при температуре	ом	r'	$r + r_3$
12	Эквивалентное реактивное сопротивление фазы	ом	x	$x_3 + x'_5$
13	Эквивалентное полное сопротивление фазы	ом	z	$\sqrt{x'^2 + x^2}$
14	Линейное напряжение	в	U	
15	Соединение	-	-	
16	Фазовое напряжение	в	U_ϕ	
17	Ток фазы	а	I_ϕ	$\frac{U_\phi}{Z}$
18	Плотность тока	$\frac{а}{мм^2}$	j	$\frac{I_\phi}{a_w \cdot s_{np}}$
19	Напряжение на разветвление (фиг. 8)	в	U_H	$\frac{I_\phi}{y_p}$
20	Нагрузочная составляющая тока	а	I_H	$\frac{U_H}{Z_H}$
21	Средняя магнитная индукция в зазоре в слое эпоксидного металла	ес	$B_{\Delta\phi}$	$1,698 \frac{w k_{ob} I_H}{p \delta k' k'' k'''}$
22	Коэффициент ослабления напора	-	K_{oc}	$\frac{\Sigma_a}{\Sigma}$
23	Электромагнитный напор	атм	p'	$\frac{K_{oc} S f \tau / B_{\Delta\phi}}{9,81 \rho} \cdot 10^{-14}$

I	II	IV
9 $\frac{0,0335}{0,1325^2} = 1,91$	$\frac{0,045}{0,1396^2} = 2,31$	$\frac{0,00796}{0,0622^2} = 2,05$
10 $\frac{0,1278}{0,1325^2} = 7,28$	$\frac{0,1322}{0,1396^2} = 6,78$	$\frac{0,0618}{0,0622^2} = 15,94$
11 $0,845 + 1,91 = 2,755$	$0,845 + 2,31 = 3,155$	$1,99 + 2,05 = 4,04$
20	20	175
12 $7,28 + 4,03 = 11,31$	$6,78 + 4,03 = 10,81$	$15,94 + 7,22 = 23,16$
13 $\sqrt{2,755^2 + 11,31^2} = 11,65$	$\sqrt{3,155^2 + 10,81^2} = 11,26$	$\sqrt{4,04^2 + 23,16^2} = 23,5$
14 294	299	38
15 人	人	△
16 $\frac{294}{\sqrt{3}} = 170$	$\frac{299}{\sqrt{3}} = 172,8$	380
17 $\frac{170}{11,65} = 14,59$	$\frac{172,8}{11,26} = 15,35$	$\frac{380}{23,5} = 16,17$
18 $\frac{14,59}{1 \cdot 6,18} = 2,36$	$\frac{15,35}{1 \cdot 6,18} = 2,48$	$\frac{16,17}{1 \cdot 6,18} = 2,6$
19 $\frac{14,59}{0,1325} = 110$	$\frac{15,35}{0,1396} = 110$	$\frac{16,17}{0,0622} = 260$
20 $\frac{110}{7,61} = 14,45$	$\frac{110}{7,212} = 15,25$	$\frac{260}{16,1} = 16,15$
21 $1,698 \frac{304 \cdot 0,966}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,04}$	$1,698 \frac{304 \cdot 0,966}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,07 \cdot 1,04}$	$1,698 \frac{464 \cdot 0,966}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,13 \cdot 1,024}$
$\frac{14,45}{1,01} = 916$	$\frac{15,25}{1,012} = 966$	$\frac{16,15}{1,02} = 1490$
22 $\frac{0,378}{1,57} = 0,24$	$\frac{0,412}{1,57} = 0,256$	$\frac{0,145}{0,454} = 0,32$
23 $0,24 \cdot 1,50 \cdot 14,7 \cdot 5,88$	$0,256 \cdot 1,50 \cdot 14,7 \cdot 5,88$	$0,32 \cdot 0,928 \cdot 50 \cdot 14,73$
$\frac{9,81}{916^2 \cdot 10^{-14}} = 1,267$	$\frac{9,81}{966^2 \cdot 10^{-14}} = 1,503$	$\frac{9,81}{58,92 \cdot 1490^2 \cdot 10^{-14}} = 1,356$ $\frac{9,81}{21,5 \cdot 10^{-6}} = 1,356$

1	2	3	4	5
24	Электромагнитная сила на металл	кГ	F	$2a\Delta r'$
25	Электромагнитная мощность (для проверки двумя формулами)	кВт	P_3	$9,81 \cdot V_i \cdot F \cdot 10^{-3} = 3I_{\phi}^2 \Delta r \cdot 10^{-3}$
26	Потери в меди	кВт	P_m	$3I_{\phi}^2 r \cdot 10^{-3}$
27	Потери в стали	кВт	P_{ct}	$\frac{3U_h^2}{r_{ct}} \cdot 10^{-3}$
28	Активная мощность (для проверки двумя формулами)	кВт	P	$P_3 + P_m + P_{ct} = 3I_{\phi}^2 r' \cdot 10^{-3}$
29	Реактивная мощность	квар	Q	$3I_{\phi}^2 x \cdot 10^{-3}$
30	Полная мощность	кВа	S	$\sqrt{P^2 + Q^2} = 3I_{\phi}^2 z \cdot 10^{-3}$
31	Ток линии	a	I	$\frac{S \cdot 10^3}{\sqrt{3} U}$
32	Коэффициент мощности	-	$\cos\varphi$	$\frac{P}{S}$
33	Механическая мощность насоса (для проверки двумя формулами)	кВт	P_{mech}	$P_3(1-s) = 9,81 V_{cp} F \cdot 10^{-3}$
34	Активные потери на вторичной стороне	кВт	P_2	sP_3
35	Суммарные электрические потери	кВт	P_{pot}	$P_2 + P_m + P_{ct}$
36	Механический коэффициент полезного действия	-	η	$\frac{P_{mech}}{P}$

		"	IV
24	$12,05 \cdot 1,267 = 7,6$	$14,05 \cdot 1,503 = 10,52$	$12,05 \cdot 1,356 = 8,136$
25	$9,81 \cdot 14,7 \cdot 7,6 \cdot 10^{-3} = 1,096$	$9,81 \cdot 14,7 \cdot 10,52 \cdot 10^{-3} = 1,515$	$9,81 \cdot 14,73 \cdot 8,136 \cdot 10^{-3} = 1,17$
26	$3 \cdot 14,59^2 \cdot 0,845 \cdot 10^{-3} = 0,54$	$3 \cdot 15,35^2 \cdot 0,845 \cdot 10^{-3} = 0,597$	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 1,99 \cdot 10^{-3} = 1,56$
27	$\frac{3 \cdot 110^2 \cdot 10^{-3}}{300} = 0,121$	$\frac{3 \cdot 110^2 \cdot 10^{-3}}{300} = 0,121$	$\frac{3 \cdot 260^2 \cdot 10^{-3}}{455} = 0,445$
28	$1,096 + 0,54 + 0,121 = 1,757$	$1,515 + 0,597 + 0,121 = 2,233$	$1,17 + 1,56 + 0,445 = 3,175$
29	$3 \cdot 14,59^2 \cdot 11,31 \cdot 10^{-3} = 7,22$	$3 \cdot 15,35^2 \cdot 10,81 \cdot 10^{-3} = 7,64$	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 23,16 \cdot 10^{-3} = 18,2$
30	$\sqrt{1,757^2 + 7,22^2} = 7,44$	$3 \cdot 15,35^2 \cdot 11,26 \cdot 10^{-3} = 7,96$	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 23,5 \cdot 10^{-3} = 18,45$
31	$\frac{7,44 \cdot 10^3}{\sqrt{3 \cdot 299}} = 14,59$	$\frac{7,96 \cdot 10^3}{\sqrt{3 \cdot 299}} = 15,35$	$\frac{18,45 \cdot 10^3}{\sqrt{3 \cdot 380}} = 28,1$
32	$\frac{1,757}{7,44} = 0,236$	$\frac{2,233}{7,96} = 0,28$	$\frac{3,175}{18,45} = 0,173$
33	0	0	$1,175(1 - 0,928) = 0,083$
34	$1 \cdot 1,096 = 1,096$	$1 \cdot 1,515 = 1,515$	$0,928 \cdot 1,175 = 1,087$
35	$1,096 + 0,54 + 0,121 = 1,757$	$1,515 + 0,597 + 0,121 = 2,235$	$1,087 + 1,56 + 0,445 = 3,092$
36	0	0	$\frac{0,083}{3,175} = 0,0261$

5-б. Стенки канала проводящие

Nº	Определяемая величина	Еди- ница	Обо- знач	Формула
1	2	3	4	5
1	Толщина стенки канала (фиг. 13)	см	d'	
2	Материал стенки. Удельное сопротивление при рабочей температуре	ом/см	ρ_d	
3	Эквивалентнов по немагнитному зазору произведение удельной проводимости на скольжение	$\frac{1}{\text{ом}\cdot\text{см}}$	$(\gamma's')$	$\frac{s \cdot \Delta}{\delta} + \frac{2d'}{\rho_d K_b K_\delta K_\delta'}$
4	Вносимое активное сопротивление в нагружочной ветви схемы замещения (фиг. 8).	ом	Δr	$\xi_a x_a$
	Относительная величина (фиг. 9 или фиг. 10)	-	ξ_a	
	вспомогательная величина	-	ϵ	$8f(\gamma's')\tau^2 \cdot 10^{-9}$
	вспомогательная величина	-	$\frac{\alpha}{\tau}$	$\frac{\alpha}{\tau}$
5	Вносимое реактивное сопротивление в нагружочной ветви (фиг. 8)	ом	Δx	$\xi_p x_a$
	Относительная величина (фиг. 11 или фиг. 12)	-	ξ_p	
6	Индуктивное сопротивление нагружочной ветви	ом	x_H	$x_{02} + \Delta x$
7	Полное сопротивление нагружочной ветви	ом	z_H	$\sqrt{\Delta r^2 + x_H^2}$
8	Активная проводимость нагружочной ветви	$\frac{1}{\text{ом}}$	g_H	$\frac{\Delta r}{z_H^2}$
9	Реактивная проводимость нагружочной ветви	$\frac{1}{\text{ом}}$	b_H	$\frac{x_H}{z_H^2}$

Пример расчета

<i>N^o</i>	5	6
1	v	vi
1	0,08	0,08
2	$IX18H9T; 11,44 \cdot 10^{-5}; 750^{\circ}C$	$IX18H9T; 7,35 \cdot 10^{-5}; 24^{\circ}C$
3	$\frac{0,928 \cdot 0,5}{21,5 \cdot 10^{-6}} + \frac{2 \cdot 0,08}{11,44 \cdot 10^{-5}}$ $\frac{3,5 \cdot 1,13 \cdot 1,024 \cdot 1,02}{1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,005 \cdot 1,01} = 5560$	$\frac{1 \cdot 0,5}{96,18 \cdot 10^{-6}} + \frac{2 \cdot 0,08}{7,35 \cdot 10^{-5}}$ $\frac{1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,005 \cdot 1,01}{1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,005 \cdot 1,01} = 3800$
4	$10,31 \cdot 0,152 = 1,567$ $0,152$ $8,50 \cdot 5560 \cdot 14,73^2 \cdot 10^{-9} = 0,483$ $\frac{6}{14,73} = 0,407$	$21,94 \cdot 0,106 = 2,325$ $0,106$ $8,50 \cdot 3800 \cdot 14,73^2 \cdot 10^{-9} = 0,33$ $\frac{6}{14,73} = 0,407$
5	$-0,031 \cdot 10,31 = -0,32$ $-0,031$	$-0,0145 \cdot 21,94 = -0,318$ $-0,0145$
6	$16,33 - 0,32 = 16,01$	$30,5 - 0,318 = 30,18$
7	$\sqrt{1,567^2 + 16,01^2} = 16,1$	$\sqrt{2,325^2 + 30,18^2} = 30,36$
8	$\frac{1,567}{16,1^2} = 0,00605$	$\frac{2,325}{30,36^2} = 0,002523$
9	$\frac{16,01}{16,1^2} = 0,0618$	$\frac{30,18}{30,36^2} = 0,0327$

1	2	3	4	5
10	Эквивалентная активная проводимость разветвления	$\frac{1}{\text{ом}}$	g_p	$g_h + \frac{1}{r_{ct}}$
11	Эквивалентная полная проводимость разветвления	$\frac{1}{\text{ом}}$	y_p	$\sqrt{g_p^2 + b_h^2}$
12	Эквивалентное активное сопротивление разветвления	ом	r_3	$\frac{g_p}{y_p^2}$
13	Эквивалентное реактивное сопротивление разветвления	ом	x_3	$\frac{b_h}{y_p^2}$
14	Эквивалентное активное сопротивление цепи при рабочей температуре	ом °C	r^* t	$r + r_3$
15	Эквивалентное реактивное сопротивление фазы	ом	x	$x_3 + x'_3$
16	Эквивалентное полное сопротивление фазы	ом	z	$\sqrt{r^2 + x^2}$
17	Линейное напряжение	в	U	
18	Соединение	-		
19	Фазное напряжение	в	U_ϕ	
20	Ток фазы	a	I_ϕ	$\frac{U_\phi}{z}$
21	Плотность тока	$\frac{a}{\text{мм}^2}$	j	$\frac{I_\phi}{a_w s_{np}}$
22	Напряжение на разветвления (фиг. 8)	в	U_h	$\frac{I_\phi}{y_p}$
23	Нагрузочная составляющая тока (фиг. 8)	a	I_h	$\frac{U_h}{z_h}$
24	Средняя магнитная индукция в зазоре в слое жидкого металла	гс	B_{dcp}	$1,698 \frac{w k_{ob} I_h}{p \delta K'_\delta K''_\delta K'''_\delta}$
25	Коэффициент ослабления напора от поперечного краевого эффекта	-	K_{oc}	$\frac{\xi_a}{\varepsilon}$

	v	v1
10	$0,00605 + \frac{1}{455} = 0,00825$	$0,002523 + \frac{1}{490} = 0,004564$
11	$\sqrt{0,00825^2 + 0,0618^2} = 0,0624$	$\sqrt{0,004564^2 + 0,0327^2} = 0,03302$
12	$\frac{0,00825}{0,0624^2} = 2,12$	$\frac{0,004564}{0,03302^2} = 4,18$
13	$\frac{0,0618}{0,0624^2} = 15,89$	$\frac{0,0327}{0,03302^2} = 30,0$
14	$1,99 + 2,12 = 4,11$ 175	$1,62 + 4,18 = 5,8$ 100
15	$15,89 + 7,22 = 23,11$	$30,0 + 5,8 = 35,8$
16	$\sqrt{4,11^2 + 23,11^2} = 23,5$	$\sqrt{5,8^2 + 35,8^2} = 36,26$
17	380	380
18	△	△
19	380	380
20	$\frac{380}{23,5} = 16,17$	$\frac{380}{36,26} = 10,47$
21	$\frac{16,17}{16,18} = 2,62$	$\frac{10,47}{16,18} = 1,693$
22	$\frac{16,17}{0,0624} = 259$	$\frac{10,47}{0,003302} = 317$
23	$\frac{259}{16,1} = 16,09$	$\frac{317}{30,36} = 10,44$
24	$1,698 \cdot \frac{464 \cdot 0,966 \cdot 16,09}{2 \cdot 3,5 \cdot 1,13 \cdot 1,024 \cdot 1,02} = 1482$	$1,698 \cdot \frac{464 \cdot 0,966 \cdot 10,44}{2 \cdot 1,5 \cdot 1,276 \cdot 1,005 \cdot 1,01} = 2047$
25	$\frac{0,152}{0,483} = 0,315$	$\frac{0,106}{0,33} = 0,3215$

1	2	3	4	5
26	Электромагнитный средний напор	атм	P_{cp}'	$\frac{\kappa_{oc} f(\gamma's') \tau l B_{acp}^2 \cdot 10^{-14}}{9,81}$
27	Электромагнитный напор в жидком металле	атм	P'	$\frac{P_{cp}' \cdot S}{(\gamma's') \varrho}$
28	Электромагнитный напор в стенках канала	атм	P_d'	$\frac{P_{cp}'}{(\gamma's') \varrho_d}$
29	Электромагнитная сила действующая на жидкий металл	кГ	F	$P' \Delta \cdot 2a$
30	Электромагнитная сила действующая на стенки	кГ	F_d	$P_d' \cdot 2d' 2a$
31	Электромагнитная сила действующая на вторичную систему (для проверки двумя формулами)	кГ	F'	$F + F_d = P_{cp}' \delta \cdot K_d' K_d'' K_d''' 2a$
32	Электромагнитная мощность (для проверки двумя формулами)	кВт	P_3	$3I_h^2 \Delta r \cdot 10^{-3} = 9,81 \cdot v_f F' \cdot 10^{-3}$
33	Потери в меди	кВт	P_m	$3I_\phi^2 r \cdot 10^{-3}$
34	Потери в стали	кВт	P_{ct}	$\frac{3U_h^2}{r_{ct}} \cdot 10^{-3}$
35	Активная мощность (для проверки двумя формулами)	кВт	P	$P_3 + P_m + P_{ct} = 3I_\phi^2 r \cdot 10^{-3}$
36	Реактивная мощность	квар	Q	$3I_\phi^2 x \cdot 10^{-3}$
37	Полная мощность	кВа	S	$\sqrt{P^2 + Q^2} = 3I_\phi^2 z \cdot 10^{-3}$
38	Ток линии	а	I	$\frac{S \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot U}$
39	Коэффициент мощности	-	$\cos \varphi$	$\frac{P}{S}$
40	Электромагнитная мощность в жидком металле (для проверки двумя формулами)	кВт	$P_{\mathcal{E}\Delta}$	$P_3 \frac{\Delta s}{\varrho K_d' K_d'' K_d''' \delta (\gamma's')} = 9,81 v_f F \cdot 10^{-3}$

26	$\frac{0,315 \cdot 50 \cdot 5560 \cdot 44,73 \cdot 58,92 \cdot 1482^2 \cdot 10^{-14}}{9,81} = 0,1701$
27	$\frac{0,1701 \cdot 0,928}{5560 \cdot 21,5 \cdot 10^{-6}} = 1,321$
28	$\frac{0,1701}{5560 \cdot 11,44 \cdot 10^{-5}} = 0,267$
29	$1,321 \cdot 0,5 \cdot 12 = 7,926$
30	$0,267 \cdot 2 \cdot 0,08 \cdot 12 = 0,513$
31	$7,926 + 0,513 = 8,439$
32	$3 \cdot 16,09^2 \cdot 1,567 \cdot 10^{-3} = 1,217$
33	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 1,99 \cdot 10^{-3} = 1,561$
34	$\frac{3 \cdot 259^2 \cdot 10^{-3}}{455} = 0,442$
35	$1,217 + 1,561 + 0,442 = 3,22$
36	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 23,11 \cdot 10^{-3} = 18,13$
37	$3 \cdot 16,17^2 \cdot 23,5 \cdot 10^{-3} = 18,43$
38	$\frac{18,43 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 28$
39	$\frac{3,22}{18,43} = 0,1747$
40	$9,81 \cdot 14,73 \cdot 7,926 \cdot 10^{-3} = 1,145$
	$\frac{0,3215 \cdot 50 \cdot 3800 \cdot 44,73 \cdot 58,92 \cdot 2047^2 \cdot 10^{-14}}{9,81} = 0,226$
	$\frac{0,226 \cdot 1}{3800 \cdot 96,18 \cdot 10^{-6}} = 0,618$
	$\frac{0,226}{3800 \cdot 7,35 \cdot 10^{-5}} = 0,81$
	$0,618 \cdot 0,5 \cdot 12 = 3,708$
	$0,81 \cdot 2 \cdot 0,08 \cdot 12 = 1,556$
	$3,708 + 1,556 = 5,264$
	$3 \cdot 10,44^2 \cdot 2,325 \cdot 10^{-3} = 0,761$
	$3 \cdot 10,47^2 \cdot 1,62 \cdot 10^{-3} = 0,532$
	$\frac{3 \cdot 317^2 \cdot 10^{-3}}{490} = 0,615$
	$0,761 + 0,532 + 0,615 = 1,908$
	$3 \cdot 10,47^2 \cdot 35,8 \cdot 10^{-3} = 11,68$
	$3 \cdot 10,47^2 \cdot 36,26 \cdot 10^{-3} = 11,94$
	$\frac{11,94 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 18,15$
	$\frac{1,908}{11,94} = 0,1598$
	$9,81 \cdot 14,73 \cdot 3,708 \cdot 10^{-3} = 0,536$

1	2	3	4	5
41	Электромагнитная мощность в стенках (потери в стенках)	кВт	$P_{\text{Эд}}$	$\frac{P_2 2d'}{\delta_d K_d'' K_d''' \delta (j's)} = 9,81 V_c F_d \cdot 10^{-3}$
42	Механическая мощность насоса (для проверки двумя формулами)	кВт	$P_{\text{мех}}$	$(t-s) P_{\text{Эд}} = 9,81 V_{cp} F \cdot 10^{-3}$
43	Активные потери в жидком металле	кВт	P_2	$s P_{\text{Эд}}$
44	Суммарные электрические потери	кВт	$P_{\text{пот}}$	$P_2 + P_{\text{Эд}} + P_M + P_{\text{ср}} = P - P_{\text{мех}}$
45	Механический коэффициент полезного действия	-	η	$\frac{P_{\text{мех}}}{P}$

5-В Боковые проводящие шины вне индукторов.
Стенки канала непроводящие.

№	Определяемая величина	Еди- ница	Обоз- знач.	Формула
1	2	3	4	5
1	Общая ширина канала с боковыми шинами (рис.14)	см	$2t$	
2	Материал шин. Удельное сопротивление при рабочей температуре	ом·см $^{\circ}\text{C}$	ρ_t	
3	Комплексный коэффициент вторичных токов	-	K_B	$\frac{1}{1+j\varepsilon} \left\{ 1 - \frac{1}{\lambda a [cth \lambda a + \sqrt{1+j\varepsilon}] \cdot \frac{\rho}{\rho_2} \operatorname{th} \alpha (t-a)} \right\}$
	Вспомогательная величина,	-	ε	$s \frac{8f \Delta \tau^2 \cdot 10^{-9}}{\delta K_d'' K_d''' \delta}$
	вспомогательная величина,	$\frac{1}{\text{см}}$	λ	$\alpha \sqrt{1+j\varepsilon}$
	вспомогательная величина.	$\frac{1}{\text{см}}$	α	$\frac{\pi}{\tau}$

	v	vi
41	$9,81 \cdot 14,73 \cdot 0,513 \cdot 10^{-3} = 0,074$	$9,81 \cdot 14,73 \cdot 1,556 \cdot 10^{-3} = 0,225$
42	$9,81 \cdot 1,056 \cdot 7,926 \cdot 10^{-3} = 0,0821$	$(1-1) \cdot 0,536 = 0$
43	$0,928 \cdot 1,145 = 1,063$	$1 \cdot 0,536 = 0,536$
44	$3,22 - 0,082 = 3,138$	$0,536 + 0,225 + 0,532 + 0,615 = 1,908$
45	$\frac{0,082}{3,22} = 0,0255$	0

Пример расчета

N ^o	3
1	"
2	1) 20 2) ПАТУНЬ $9,28 \cdot 10^{-6}$ 232°C
3	$\frac{1}{1+j1,56} \left\{ 1 - \frac{1}{(0,255+j0,1393) \cdot 7,15} \frac{[cth(1,839+j0,9958) + \sqrt{1+j1,56}]}{9,28 \cdot 10^{-6} \cdot th0,2135(40-7,15)} \right\} = 0,39 - j0,285 = 0,483 / -36^{\circ}07'$ $\frac{8 \cdot 50 \cdot 0,5 \cdot 14,7^2 \cdot 10^{-9}}{9,28 \cdot 10^{-6} \cdot 1,07 \cdot 1,04 \cdot 1,016 \cdot 3,5} = 1,179$ $0,2135 \sqrt{1+j1,56} = 0,2903 / 28^{\circ}40' = 0,255 + j0,1393$ $\frac{3,14}{14,7} = 0,2135$

1	2	3	4	5
4	Активный коэффициент вторичных токов	-	K_a	$R_e[K_B]$
5	Реактивный коэффициент вторичных токов	-	K_p	$J_m[K_B]$
6	Вносимое активное сопротивление в нагрузочной ветви	ом	Δr	$K_a \epsilon X_\Delta$
7	Вносимое реактивное сопротивление в нагрузочной ветви	ом	Δx	$K_p \epsilon X_\Delta$
8	Индуктивное сопротивление в нагрузочной ветви	ом	X_H	$X_{02} + \Delta x$
9	Полное сопротивление в нагрузочной ветви	ом	Z_H	$\sqrt{\Delta r^2 + X_H^2}$
10	Активная проводимость нагрузочной ветви	$\frac{1}{\text{ом}}$	g_H	$\frac{\Delta r}{Z_H^2}$
11	Реактивная проводимость нагрузочной ветви	$\frac{1}{\text{ом}}$	b_H	$\frac{X_H}{Z_H^2}$
12	Эквивалентная активная проводимость разветвления	$\frac{1}{\text{ом}}$	g_P	$g_H + \frac{1}{r_{ct}}$
13	Эквивалентная полная проводимость разветвления	$\frac{1}{\text{ом}}$	y_P	$\sqrt{g_P^2 + b_H^2}$
14	Эквивалентное активное сопротивление разветвления	ом	r_3	$\frac{g_P}{y_P^2}$
15	Эквивалентное реактивное сопротивление разветвления	$\frac{1}{\text{ом}}$	X_3	$\frac{b_H}{y_P^2}$
16	Эквивалентное активное сопротивление цепи	ом	r'	$r + r_3$
17	Эквивалентное реактивное сопротивление цепи	ом	X	$X'_G + X_3$
18	Эквивалентное полное сопротивление фазы	ом	Z	$\sqrt{r'^2 + X^2}$
19	Линейное напряжение	θ	U	
20	Соединение	-	-	

- 1
- 4 0,39
- 5 -0,285
- 6 $0,39 \cdot 1,179 \cdot 5,49 = 2,53$
- 7 $-0,285 \cdot 1,179 \cdot 5,49 = -1,847$
- 8 $8,48 - 1,847 = 6,633$
- 9 $\sqrt{2,53^2 + 6,633^2} = 7,1$
- 10 $\frac{2,53}{7,1^2} = 0,0502$
- 11 $\frac{6,633}{7,1^2} = 0,1316$
- 12 $0,0502 + \frac{1}{300} = 0,0535$
- 13 $\sqrt{0,0535^2 + 0,1316^2} = 0,1421$
- 14 $\frac{0,0535}{0,1421^2} = 2,65$
- 15 $\frac{0,1316}{0,1421^2} = 6,52$
- 16 $2,65 + 0,845 = 3,495$
- 17 $6,52 + 4,03 = 10,55$
- 18 $\sqrt{3,495^2 + 10,55^2} = 11,1$
- 19 393
- 20 1

1	2	3	4	5
21	Фазное напряжение	В	U_ϕ	
22	Ток фазы	а	I_ϕ	$\frac{U}{z}$
23	Плотность тока	$\frac{a}{\text{мм}^2}$	j	$\frac{I_\phi}{a_w s_{np}}$
24	Напряжения на раз- ветвления	в	U_H	$\frac{I_\phi}{y_p}$
25	Нагрузочная составляю- щая тока	а	I_H	$\frac{U_H}{z_H}$
26	Средняя магнитная ин- дукция в слое жидкого металла	гс	B_{acp}	$1,698 \frac{wK_0 \delta I_H}{\rho \delta k_3 K_3 K_8}$
27	Электромагнитный напор	атм	p'	$\frac{k_a f \Delta \tau l B_{acp}^2 \cdot 10^{-4}}{9,81 \cdot \Omega}$
28	Электромагнитная сила на металле	кГ	F	$p'^2 a \Delta$
29	Электромагнитная мощ- ность (для проверки с дву- мя формулами)	квт	P_3	$9,81 \cdot v_F \cdot 10^{-3} = 3 I_H^2 \Delta r \cdot 10^{-3}$
30	Потери в меди	квт	P_m	$3 I_\phi^2 r \cdot 10^{-3}$
31	Потери в стали	квт	P_{ct}	$\frac{3 U_H^2 \cdot 10^{-3}}{r_{ct}}$
32	Активная мощность (для проверки двумя формула- ми)	квт	P	$P_3 + P_m + P_{ct} = 3 I_\phi^2 r \cdot 10^{-3}$
33	Реактивная мощность	квар	Q	$3 I_\phi^2 x \cdot 10^{-3}$
34	Полная мощность	ква	S	$\sqrt{P^2 + Q^2} = 3 I_\phi^2 z \cdot 10^{-3}$
35	Ток линии	а	I	$\frac{S \cdot 10^3}{\sqrt{3} U}$
36	Коэффициент мощности	-	$\cos \varphi$	$\frac{P}{S}$
37	Механическая мощность насоса (для проверки двумя формулами)	квт	P_{mech}	$P_3 (1 - s) = 9,81 v_{cp} F \cdot 10^{-3}$

$$21 \frac{393}{\sqrt{3}} = 227$$

$$22 \frac{227}{11,1} = 20,45$$

$$23 \frac{20,45}{1,618} = 3,31$$

$$24 \frac{20,45}{0,1421} = 143,9$$

$$25 \frac{143,9}{7,1} = 20,3$$

$$26 1,698 \frac{304 \cdot 0,966 \cdot 20,3}{2 \cdot 1,07 \cdot 1,04 \cdot 1,016 \cdot 3,5} = 1276$$

$$27 \frac{0,39 \cdot 50 \cdot 1 \cdot 14,7 \cdot 58,8 \cdot 1276^2 \cdot 10^{-14}}{9,81 \cdot 0,0928 \cdot 10^{-4}} = 3,02$$

$$28 3,02 \cdot 14,3 \cdot 0,5 = 21,6$$

$$29 9,81 \cdot 14,7 \cdot 21,6 \cdot 10^{-3} = 3,11$$

$$30 3 \cdot 20,45^2 \cdot 0,845 \cdot 10^{-3} = 1,061$$

$$31 \frac{3 \cdot 143,9^2 \cdot 10^{-3}}{300} = 0,207$$

$$32 3,11 + 1,061 + 0,207 = 4,378$$

$$33 3 \cdot 20,45^2 \cdot 10,55 = 13,24$$

$$34 3 \cdot 20,45^2 \cdot 11,1 = 13,93$$

$$35 \frac{13,93 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 393} = 20,45$$

$$36 \frac{4,378}{13,93} = 0,3142$$

$$37 3,11(1-1) = 0$$

1	2	3	4	5
38	Активные потери на вторичной стороне	кВт	P_2	sP_3
39	Суммарные электрические потери (для проверки двумя формулами)	кВт	$P_{\text{пот}}$	$P_2 + P_M + P_{CT} = P - P_{\text{мех}}$
40	Механический коэффициент полезного действия	-	η	$\frac{P_{\text{мех}}}{P}$

- 38 $1 \cdot 3,11 = 3,11$ шестнадцати квадратов на 16 квадратов
- 39 $3,11 + 1,061 + 0,207 = 4,378$ шестнадцати квадратов на 16 квадратов
- 40 0 шестнадцати квадратов на 16 квадратов

Использование параллельных линий

a. Тригонометрические

При решении задач на вычисление площадей и объемов с помощью параллельных линий можно пользоваться различными способами. Одним из них является способ, при котором параллельные линии разделяют фигуру на части, каждая из которых имеет форму, для которой известны формулы вычисления площади или объема. Важно, чтобы эти формулы были выражены в единицах измерения, соответствующих единицам измерения, в которых даны размеры фигуры.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. И. Вольдек. Магнитное поле индукторов линейных электромагнитных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика № 12, 1958.
2. А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика № 1, 1959.
3. А. И. Вольдек. Пульсирующие составляющие магнитного поля индукционных машин и насосов с разомкнутым магнитопроводом. Научные доклады высшей школы. Электромеханика и автоматика № 2, 1959.
4. А. И. Вольдек. Исследование магнитных полей и электромагнитных процессов в линейных индукционных насосах. Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы, стр. 239. Рига, 1959.
5. А. И. Вольдек. Электромагнитные насосы для жидких металлов. Электричество № 5, 1960.
6. А. И. Вольдек, Х. А. Тийсмус, О. Р. Терно, Х. И. Янес, Х. В. Силламаа, Г. Х. Вяльямяэ, О. О. Тапупере. Отчет о работе «Исследование метода уплотнения отливок и уменьшения расхода жидкого металла по предложению т. Верте Л. А.». Таллинский политехнический институт, 1957.
7. А. И. Вольдек, Х. А. Тийсмус, Х. И. Янес, Э. М. Ристхайн, Х. К. Росс, Т. А. Веске, Х. А. Таммемяги, М. М. Саар, Х. В. Кээрус, А. М. Ильмвейер, Х. А. Лийн, Отчет о работе «Исследование, разработка конструкции, изготовление и испытание опытного образца электромагнитного насоса для дозировки алюминия при литье чушек в изложницы». Таллинский политехнический институт, 1961.
8. Н. В. Виноградов, Ф. А. Горяинов и П. С. Сергеев. Проектирование электрических машин. Госэнергоиздат, 1956.
9. А. И. Вольдек, Х. И. Янес. Поперечный краевой эффект в плоском индукционном насосе с электропроводящим каналом. См. наст. сборник, стр. 23.
10. Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине. См. наст. сборник, стр. 37.
11. Х. И. Янес. Главные индуктивности электрической машины с разомкнутым магнитопроводом. См. наст. сборник, стр. 63.

Х. И. Янес, Х. А. Тийсмус, Т. А. Веске,
Х. А. Лийн, Х. А. Таммемяги

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПЛОСКИХ ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ

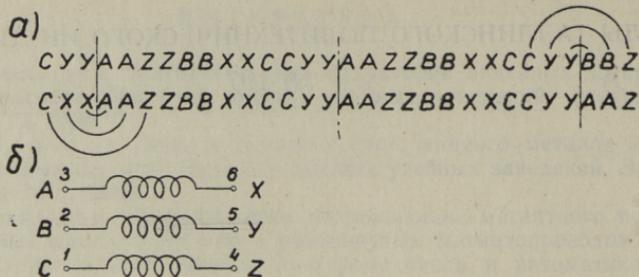
В настоящей статье описывается испытание двух плоских индукционных насосов с двухсторонними индукторами: ЭМН-5 — лабораторный насос и ЭМН-6 — насос для перекачки алюминия. Эти насосы имеют трехфазную двухслойную диаметральную обмотку в открытых пазах. Схема расположения отдельных фаз и обозначения зажимов обмотки одной стороны индуктора насоса ЭМН-5 представлена на фиг. 6 [2], а насоса ЭМН-6 — на фиг. 1. Данные магнитной цепи и обмоток, а также расчетные параметры и электромагнитные характеристики насоса ЭМН-5 приведены в примерах 1, 2 и 3 и насоса ЭМН-6 — в примерах 4, 5 и 6 расчетного формуляра [3].

I. Исследование параметров обмоток

1-а. Однофазные параметры

При немагнитном зазоре $\delta = 35 \text{ мм}$ и в последовательном соединении фазных обмоток нижней и верхней сторон индуктора определялись сопротивления постоянному току r_0 , активные, реактивные и кажущиеся сопротивления, а также сопротивления взаимной индуктивности при переменном токе 50 Гц для всех фаз. Сопротивления взаимной индуктивности определены по току в одной фазе и индуцированным напряжениям в двух других фазах.

В таблице 1 представлены результаты экспериментального и аналитического определения однофазных индуктивностей и взаимных индуктивностей для насоса ЭМН-6. Аналитические



Фиг. 1

результаты определены согласно [2] и [3]. Экспериментально полученные индуктивности фаз уменьшены на 0,02 гн за счет индуктивности рассеяния. В однофазную индуктивность рассеяния входят индуктивность пазов и коронок зубцов и половина индуктивности лобовых частей, которые все определены согласно [3], пример 1. Рассчитанные индуктивности отличаются не более 2,5% и взаимные не более 12% от экспериментальных.

Средняя фаза 1—4 насоса ЭМН-6 имеет на 12% большую индуктивность, и фаза 3—6 насоса ЭМН-5 на 9% меньшую индуктивность, чем крайние фазы. Взаимная индуктивность между двумя крайними фазами около 34% меньше взаимной индуктивности между средней и любой из крайних фаз для обоих насосов. Согласно расчету взаимная индуктивность между крайними фазами меньше взаимной индуктивности двух соседних фаз у ЭМН-5 на 33% и ЭМН-6 — на 32%. При невключенных корригирующих катушках индуктивности фаз насоса ЭМН-5 равны, но взаимная индуктивность между крайними фазами на 60% меньше взаимной индуктивности между средней и крайней фазами.

Измерения и наблюдения за кривыми токов и напряжений на осциллографе показали, что цепь линейна, но фазы несимметричны.

1-б. Трехфазные параметры

Трехфазные испытания проводились питанием индукторов из сети 220 в через индукционный регулятор. Для определения температуры обмоток непосредственно после каждого опыта одна из обмоток индуктора переключалась на измерительную цепь постоянного тока и определялось ее сопротивление постоянному току. Определение угловых сдвигов между напряжениями проводились у ЭМН-6 при помощи эллипса Лиссажу. Для этого были включены в цепь измерительный

Таблица 1

Индуктивность, взаимная индуктивность

 L, M_{ik} мк

κ	i	1н—4в		2н—5в		3н—6в	
		эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.
1н—4в		0,0417	0,0406	-0,0184	-0,0162	-0,0184	-0,0162
2н—5в		-0,0184	-0,0162	0,0352	0,0359	-0,0155	-0,0111
3н—6в		-0,0182	-0,0162	-0,0118	-0,0111	0,0352	0,0359

Таблица 2

№ пра- мера [2]	$\frac{z}{\text{ом}}$	$\frac{x}{\text{ом}}$		$\frac{r}{\text{ом}}$		Примечания
		эксп.	расч.	эксп.	расч.	
1	12,83	12,57	12,8	12,53	1,12	Холостой ход
2	11,96	11,65	11,64	11,31	2,72	Латунь 120 м.м
3	11,52	11,26	11,08	10,81	3,16	Латунь 140 м.м
4	11,36	11,10	10,88	10,55	3,32	Латунь 200 м.м

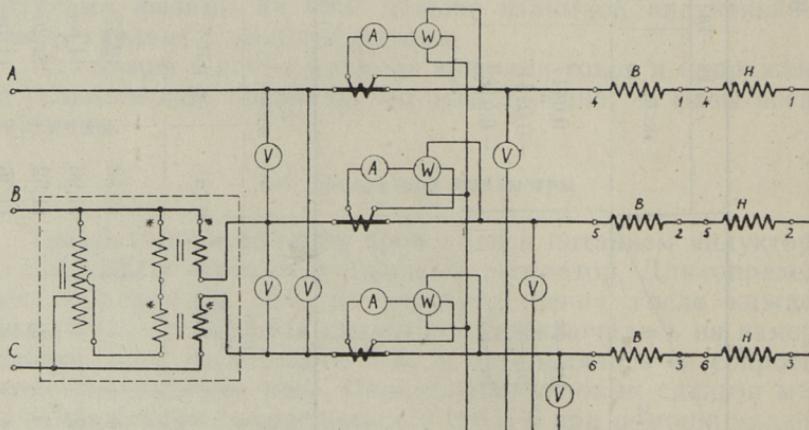
индукционный регулятор (ИР) и осциллограф ЭО-7. Фаза тока определялась подачей на ветвь напряжения ваттметра соответствующей фазы вторичного напряжения из ИР. Определялось положение ИР, в котором ваттметр показания не давал.

Измерения трехфазных параметров проводились в различных схемах соединения обмоток при наличии и отсутствии вторичной системы.

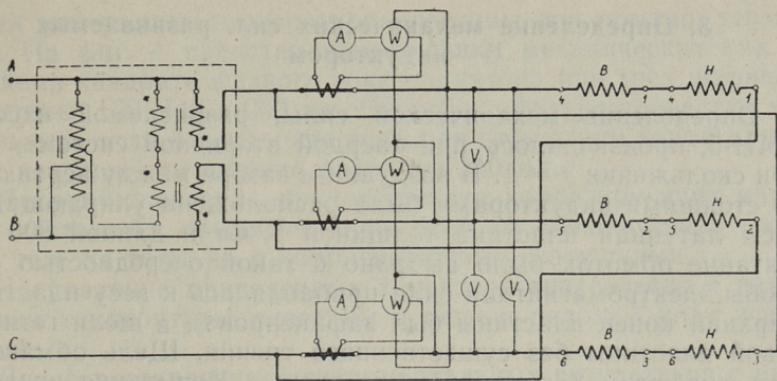
В таблице 2 сопоставлены экспериментальные и расчетные параметры обмоток индуктора ЭМН-5 при немагнитном зазоре 35 мм в холостом ходу и при различной ширине латунной пластины во вторичной стороне. Индуктивные сопротивления, полученные расчетом, меньше экспериментальных, но не более 2,5%. Расчетные и экспериментальные активные сопротивления отличаются не более 5%.

2. Симметрирование системы токов

При симметричной системе линейных напряжений фазные токи на холостом ходу различаются существенно. Так как индуктор симметричен относительно средней фазы, то можно, как выясняется из теоретического анализа, получить систему симметричных токов изменением одного линейного напряжения по сравнению с другими. На фиг. 2 и 3 даны схемы питания насоса ЭМН-6 для обеспечения симметрии токов при соединении обмоток индуктора звездой и треугольником. В комплект регулирования (обведено прерывистой линией) вхо-



Фиг. 2



Фиг. 3

дят регулируемый автотрансформатор и трансформатор с двумя равными вторичными обмотками.

Эффективность применяемого метода симметрирования токов выясняется из анализа симметричных составляющих фазных токов и фазных напряжений. В таблице 3 представлены симметричные составляющие измеренных режимов насоса ЭМН-6 при соединении фазных обмоток в звезду и в треугольник без применения и с применением регулировочного комплекта.

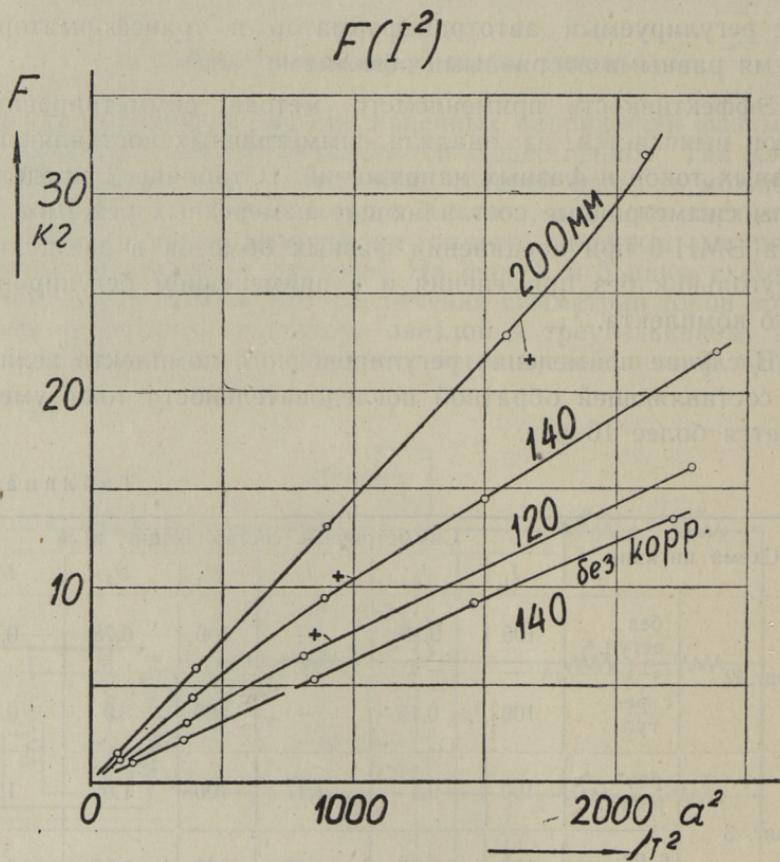
В случае применения регулировочного комплекта величина составляющей обратной последовательности тока уменьшается более 10 раз.

Таблица 3

Схема питания		Симметричные составляющие, в %					
		I_1	I_2	I_0	U_1	U_2	U_0
фиг. 2	без регул.	100	9,29	—	100	0,78	0,78
	с регул.	100	0,15	—	100	8,9	0,51
фиг. 3	без регул.	100	9,4	1,17	100	1,02	1,2
	с регул.	100	0,87	1,36	100	8,92	0,44

3. Определение механических сил, развиваемых индуктором

Определение механической силы, развиваемой насосом ЭМН-5, производилось при твердой вторичной системе, т. е. при скольжении $s = 1$. В воздушном зазоре между вертикально стоящими индукторами была расположена упирающаяся на весы латунная пластина толщиной 5 мм и длиной 800 мм. Питание обмоток было выбрано с такой очередностью фаз, чтобы электромагнитная сила прибавлялась к весу пластины. Верхний конец пластины был зафиксирован в щели гетинаковой пластины без существенного трения. Щель обмазывалась графитом для уменьшения трения. Испытания проводились при различных питающих напряжениях. Во время испытаний



Фиг. 4

тания измерялась температура пластины при помощи термопар. На фиг. 4 представлены графики механических сил в функции квадрата фазного тока индуктора при трех ширинах пластины: 120, 140 и 200 м.м. На той же фигуре приведена зависимость силы от квадрата тока при отсутствии корригирующих катушек при ширине пластины 140 м.м.

Механическая сила при отсутствии корригирующих катушек составляет примерно лишь 65% от механической силы при том же токе, но с корригирующими катушками.

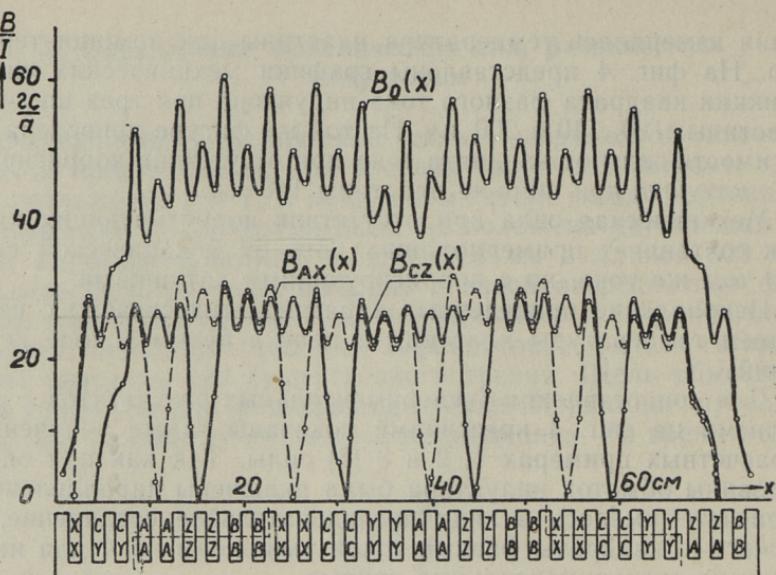
Искривление приведенных характеристик связано с изменением температуры пластины и цепи в целом в ходе испытаний.

Для сопоставления экспериментальных результатов с расчетными на фиг. 4 крестиками показаны также полученные в расчетных примерах 1, 2 и 3 [3] силы. Так как при опыте половины обмоток индуктора были включены параллельно, а в расчете имелось в виду последовательное соединение, то расчетные квадраты фазных токов умножены на 4 для нанесения на экспериментальные кривые.

Расчетная величина механической силы при ширине пластины 120 м.м. больше экспериментальной на 12%, а при ширине пластины 140 м.м. — на 6%. При ширине пластины 200 м.м. экспериментальная величина механической силы больше расчетного значения на 11%. Уменьшение электромагнитной силы в опыте по сравнению с расчетной величиной связано с неучтенным продольным краевым эффектом. Увеличение электромагнитной силы при ширине пластины 200 м.м. может быть объяснено выпучиванием магнитных линий из воздушного зазора между индукторами.

4. Исследование магнитного поля индукторов

Исследование распределения магнитной индукции в воздушном зазоре индуктора производилось зондированием при помощи цилиндрической катушки с диаметром 7,5/3,5 м.м. и высотой 3 м.м. [1]. Магнитная индукция 1,32 гс действующего значения давала в катушке при 50 гц э. д. с. 1 мв. При измерениях использовался ламповый вольтметр МВЛ-2М. Определение временной фазы магнитной индукции или магнитного потока производилось по определению фазы индуцированной э. д. с. в измерительной катушке. Фаза э. д. с. определялась при помощи катодного осциллографа. На вход осциллографа подавались одновременно два напряжения: напряжение измерительной катушки и вторичное напряжение от трехфазного индукционного регулятора.



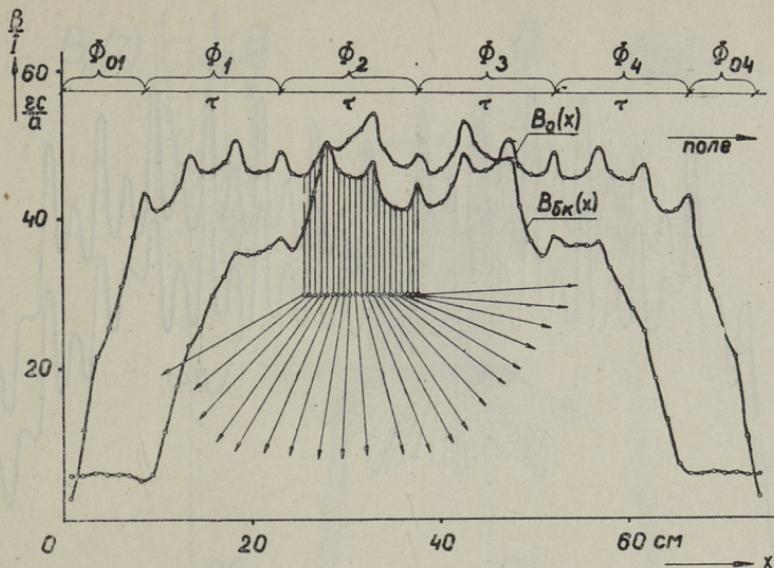
Фиг. 5

Регулируя эллипс Лиссажу на экране осциллографа в прямую линию, положением ротора индукционного регулятора определяется фаза э. д. с. измерительной катушки.

4-а. Магнитная индукция насоса ЭМН-5

Распределение полезной составляющей магнитной индукции при холостом ходе по длине индуктора насоса ЭМН-5 представлено на фиг. 5. Измерения проводились на оси симметрии индуктора при зазоре 35 мм на высоте 5 мм от поверхности зубцов. Схема расположения сторон катушек отдельных фаз в пазах индуктора представлена под осью x . Кривые индукции приведены к току в обмотке, равному 1 а. Кривая $B_{Ax}(x)$ снята при питании током крайней фазы, кривая $B_{Cz}(x)$ — при питании средней фазы. Кривая $B_0(x)$ относится к питанию обмотки трехфазным током при включенных корректирующих катушках. Если бы в индукторе существовало только нормальное бегущее поле, то кривая $B_0(x)$ не имела бы спадов в середине индуктора и у концов. Она содержала бы только зубцовую волнность. Вблизи поверхности зубцов влияние зубцовых гармоник выражено сильно.

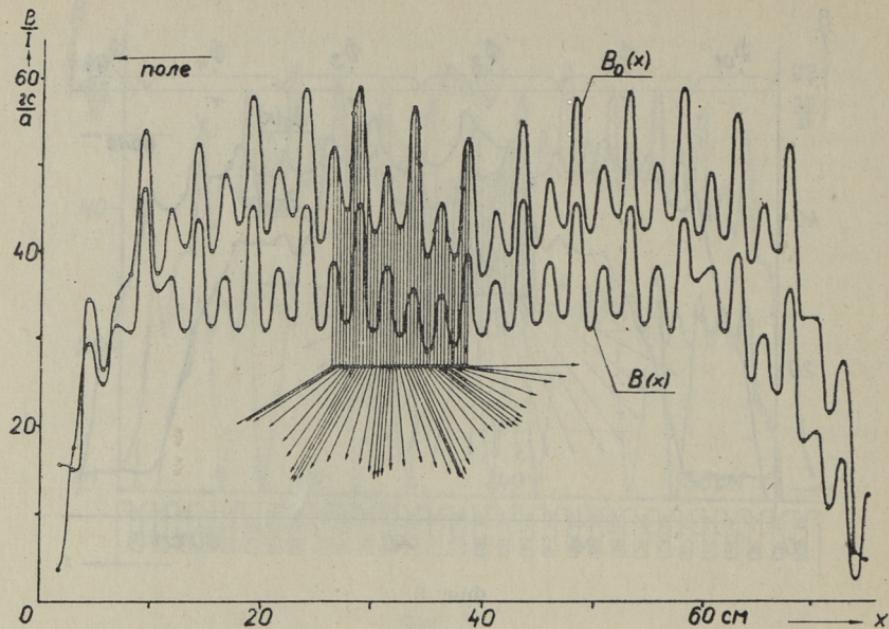
На кривых фиг. 6 приведены величины поперечной составляющей магнитной индукции в середине воздушного зазора, причем кривая $B_0(x)$ соответствует трехфазному возбуждению



Фиг. 6

обмоток с корригирующими катушками, а $B_{\delta k}(x)$ — возбуждению без корригирующих катушек. Из этих кривых явствует влияние коррекции. Средняя магнитная индукция в случае включения корригирующих катушек составляет в активной зоне около $45 \text{ гс}/a$. Эта величина совпадает с расчетной величиной расчетного примера 1 [2], так как $\frac{B_A}{\sqrt{2} I_0} = 1114 / 2 \cdot 17,5 = 45 \text{ гс}/a$.

Влияние вторичных токов на результирующее магнитное поле видно на фиг. 7. Обе кривые представляют распределение поперечной составляющей магнитной индукции на высоте 5 мм от поверхности зубцов при трехфазном возбуждении. Кривая $B_0(x)$ характеризует холостой ход. Кривая $B(x)$ снята при наличии в середине зазора индуктора латунной пластины толщиной 5 мм, ширина и длина которой равняются размерам индуктора ($140 \times 750 \text{ мм}$). Результирующая индукция при том же токе в среднем значительно меньше. Однако в выходном конце индуктора поле вторичных токов усиливает первичное поле. Результаты измерения полезной составляющей магнитной индукции в поперечном направлении от поверхности индуктора представлены на фиг. 8. Кривые $B(y)$ сняты по оси зубца на высоте 9 мм от поверхности зубца. Верхняя кривая соответствует холостому ходу. Три нижних кривых сняты при наличии



Фиг. 7.

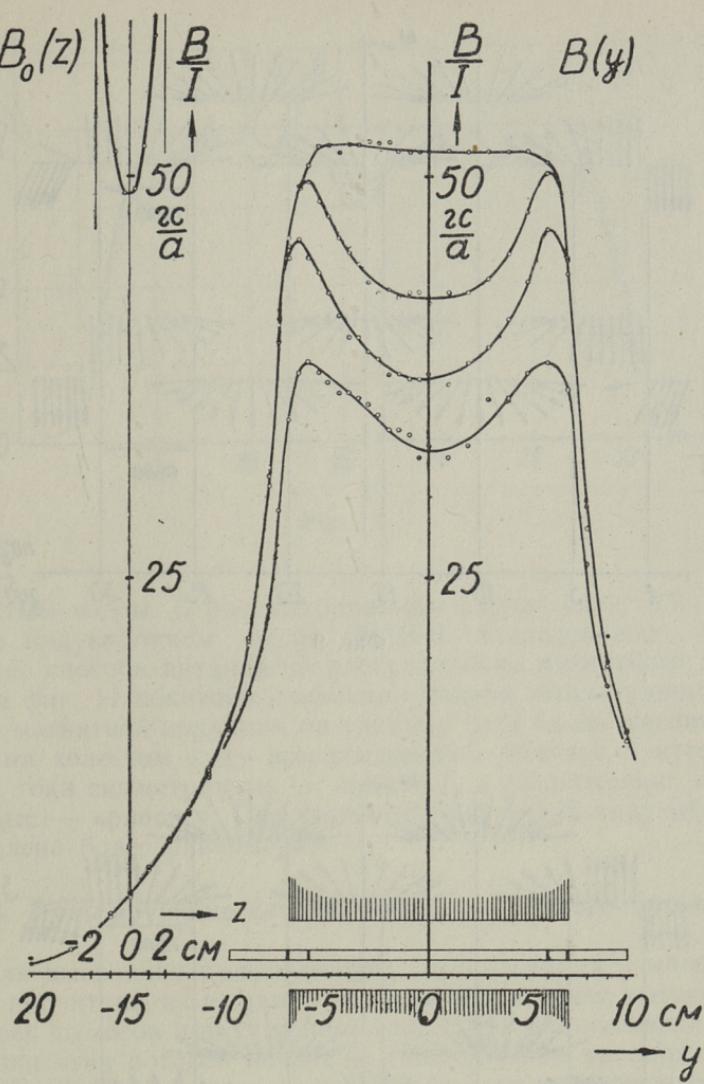
в середине зазора латунной пластины толщиной 5 мм и шириной соответственно 120, 140 и 200 мм.

Изменение полезной составляющей магнитной индукции по высоте зазора представлено для режима холостого хода в виде графика $B_0(z)$ на левой части фиг. 8.

Изменение фазы поперечной составляющей магнитной индукции по длине индуктора в отрезке длиной в несколько зубцовых шагов представлено для холостого хода на фиг. 6 и 7. Углы между векторами соответствуют фазовым сдвигам. В середине зазора (фиг. 6) фаза изменяется плавно. На поверхности индуктора (фиг. 7) фаза изменяется скачкообразно в пазах и имеет постоянную величину в пределах одного зубца.

4-б. Магнитная индукция насоса ЭМН-6

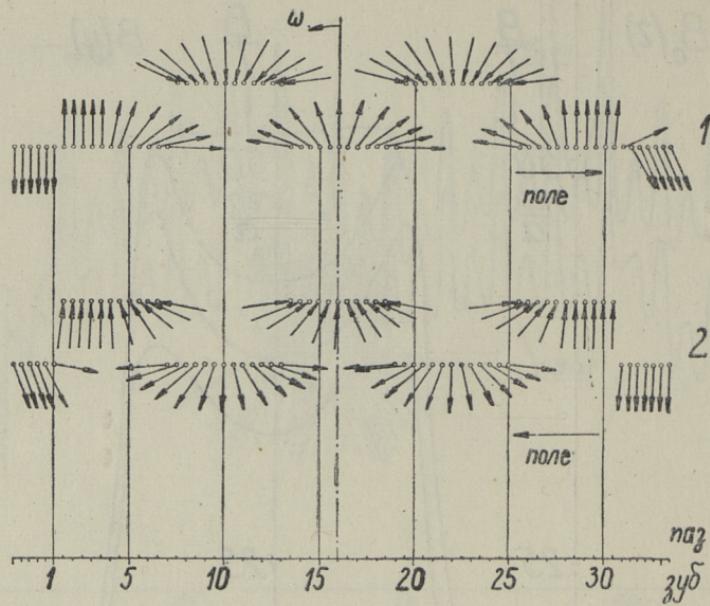
В индукционном насосе ЭМН-6 исследовалось распределение поперечной составляющей магнитного поля по длине индуктора с определением фазы вдоль всей длины индуктора. Результаты измерения фазы показаны на фиг. 9 для двух последовательностей чередования фаз. Измерения проводились на оси индуктора при немагнитном зазоре 35 мм в середине воздушного зазора.



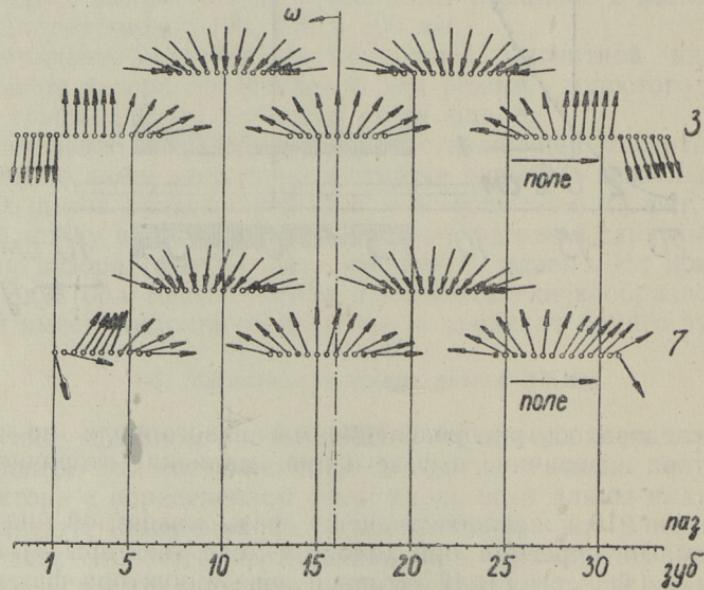
Фиг. 8

Исследовалось распределение магнитного поля по длине индуктора и величине и фазе и при наличии вторичной системы.

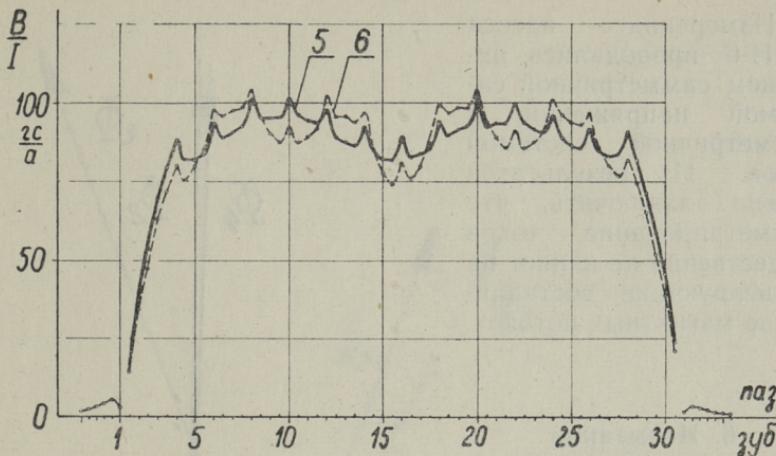
На фиг. 10 показано изменение фазы магнитной индукции вдоль магнитопровода при холостом ходе (векторы 3) и при нагрузке (векторы 7). В активной зоне индуктора фазы магнитных индукций запаздывают при нагрузке по сравнению с



Фиг. 9



Фиг. 10



Фиг. 11

холостым ходом. В рассматриваемом случае сдвиг $25\dots30^\circ$.

На индукционном насосе ЭМН-6 исследовалось также влияние способа питания на распределение магнитного поля.

На фиг. 11 показано изменение модуля амплитудного значения магнитной индукции на единицу тока вдоль магнитопровода на холостом ходу при соединении обмоток треугольником: токи симметричные — кривая 5, и напряжения симметричные — кривая 6. При симметричных токах индукция распределена более равномерно.

5. Пульсирующие составляющие магнитного потока

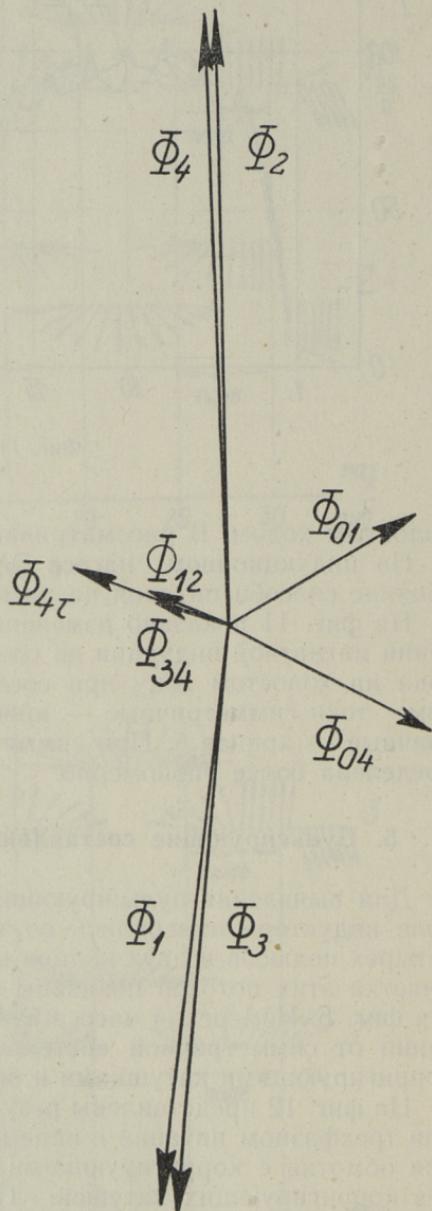
Для выявления пульсирующих составляющих в магнитном поле индуктора измерялись по величине и фазе потоки всех четырех полюсов и двух концов индуктора вне активной зоны. Участки этих потоков показаны схематически на верхней части фиг. 6. Измерения насоса ЭМН-5 были проведены при питании от симметричной системы напряжений для обмотки с корректирующими катушками и без них.

На фиг. 12 представлены результаты измерений для ЭМН-5 при трехфазном питании в виде векторной диаграммы потоков для обмотки с корректирующими катушками, а на фиг. 13 — без корректирующих катушек. Представлены также измеренные результирующие потоки всей активной зоны $\Phi_{4\pi}$ и результирующие потоки двух половин активной зоны Φ_{12} и Φ_{34} . Эти результирующие потоки характеризуют пульсирующие составляющие в магнитном поле.

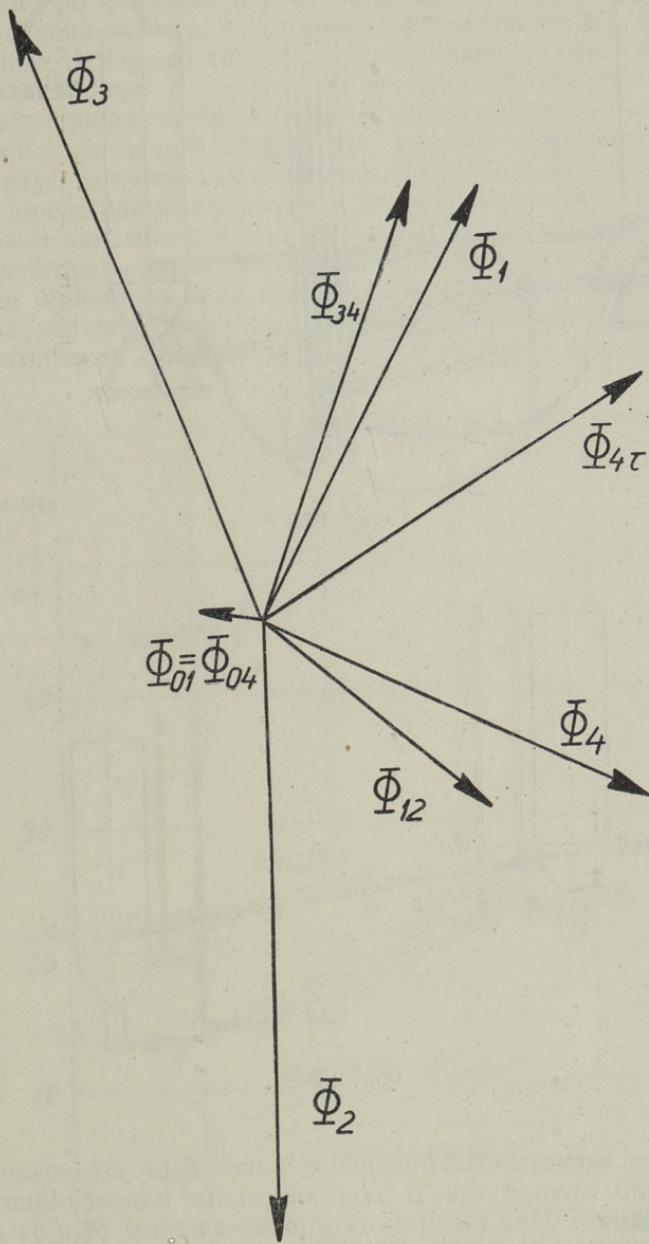
Измерения насоса ЭМН-6 проводились питанием симметричной системой напряжений и симметричной системой токов. Из результатов можно заключить, что симметрирование токов существенно не влияет на пульсирующие составляющие магнитных потоков.

6. Испытания индукционного насоса ЭМН-6 на ртути

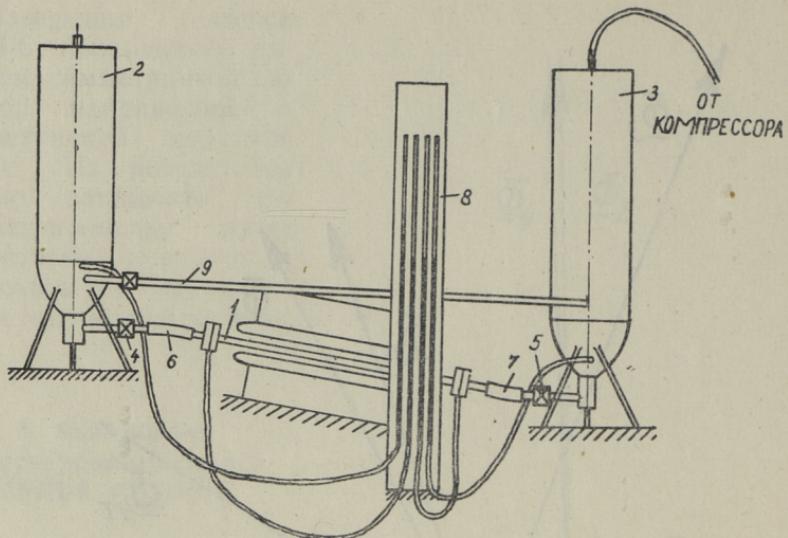
Для измерения развиваемого насосом напора и производительности была создана опытная установка, принципиальная схема которой приведена на фиг. 14. В установку входили: индукционный насос ЭМН-6, баки для ртути (2 и 3), компрессорная установка и индукционный регулятор для изменения напряжения питания. В качестве жидкого металла использовалась ртуть. Канал насоса был изготовлен из немагнитной стали и имел рабочее сечение 5×120 мм. Немагнитный зазор между индукторами насоса составлял 15 мм. Для соединения внешнего трубопровода с каналом насоса служили фланцевые соединения. Чтобы обеспечить полное наполнение канала



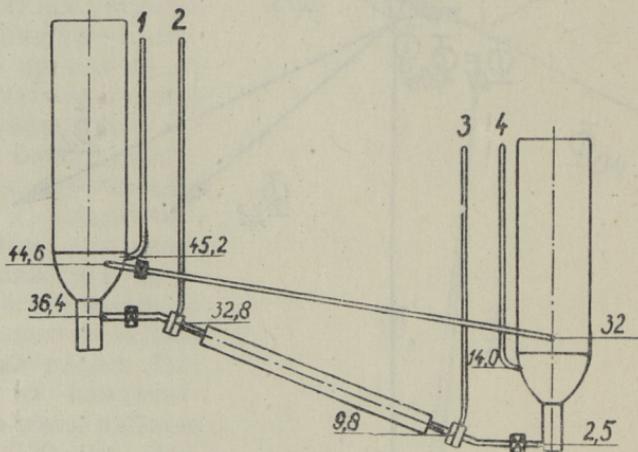
Фиг. 12



Фиг. 13



Фиг. 14

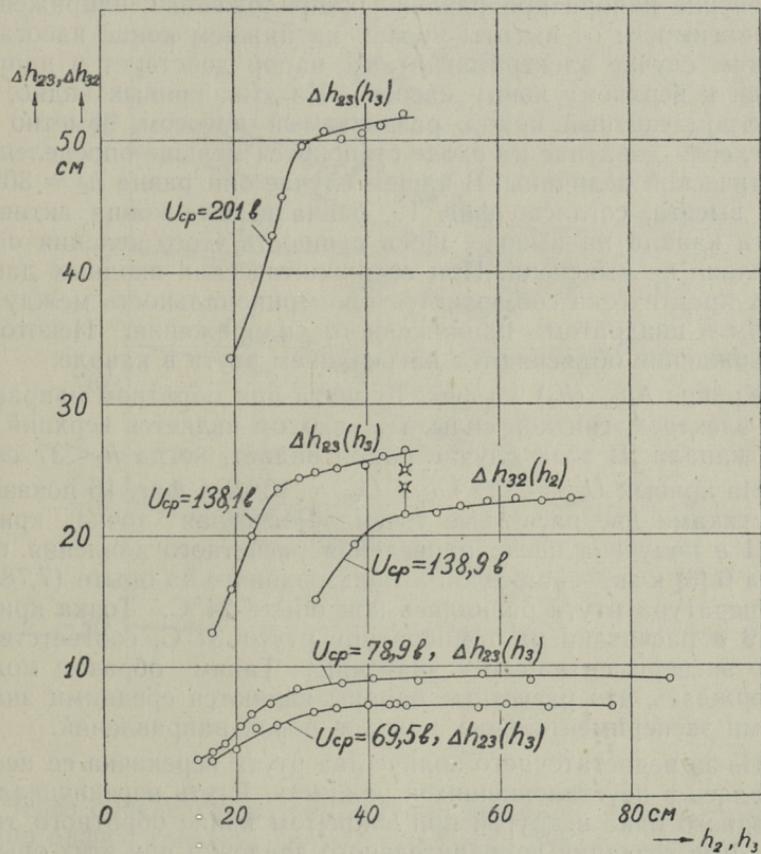


Фиг. 15

ртутью без «воздушных подушек», насос был установлен под углом около 13 градусов. В соединительные наконечники верхнего и нижнего бака были вмонтированы краны (4 и 5) и гибкие резиновые соединения (6 и 7). Для измерения температуры ртути в насосе были установлены термопары хромель-алюмель. Горячие спаи термопар располагались на внешней

поверхности канала под тепловой изоляцией и в ртути верхнего бака. Во фланцах и в стенках баков имелись отверстия для измерения напора, к которым присоединялись открытые стеклянные напорные трубки, как показано на фиг. 15 (обозначены номерами 1 ... 4). Там-же показаны высоты некоторых характерных точек установки, отсчитанных по отметкам общей миллиметровой шкалы, по которой зафиксировались уровни ртути в напорных стеклянных трубках. Стальная труба (9), соединяющая баки, служит для обратного течения ртути. Она может закрываться краном частично или полностью.

Предусматривалась возможность соединения резиновым шлангом напорного бака компрессора с обеими баками ртути через их верхние отверстия. Пользуясь компрессором оказалось возможным осуществлять перекачку ртути в направлении



Фиг. 16

движения магнитного поля, либо против направления его движения. Это позволило исследовать работу насоса более подробно в различных режимах.

В статических режимах рабочий канал насоса был заполнен ртутью. Насос способен развивать электромагнитный напор в зависимости от очередности фаз в ту или другую сторону. Выходом насоса считается напорный конец канала и входом — всасывающий конец его.

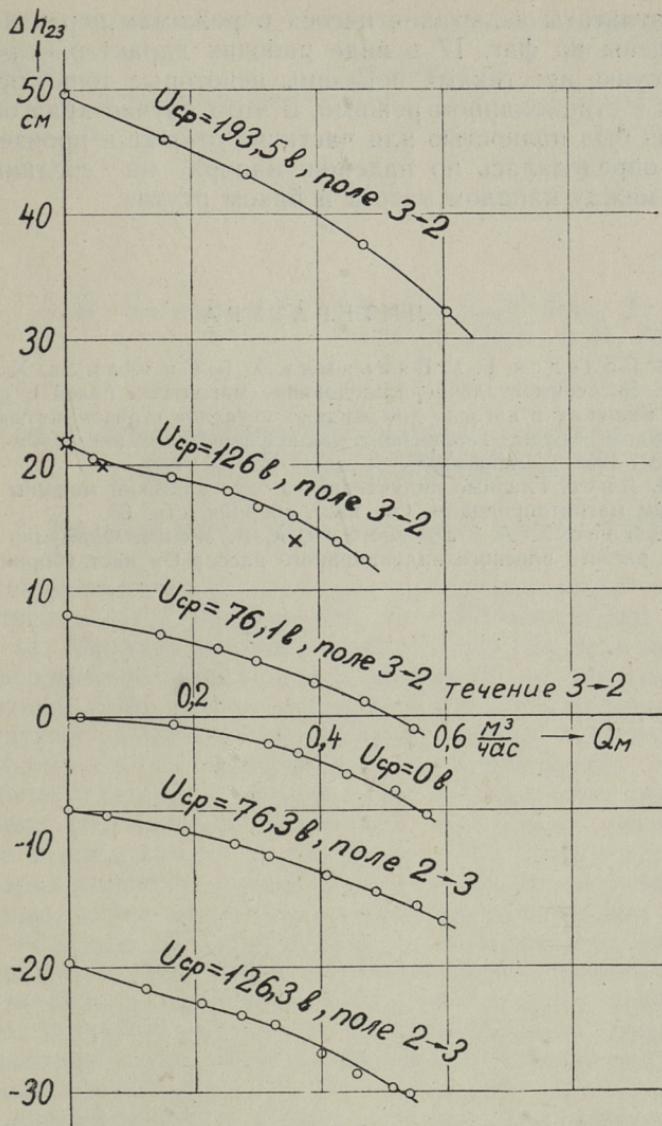
При помощи компрессора оказалось возможным регулировать давление на входе насоса и тем самым исследовать статический режим при различных входных давлениях.

На фиг. 16 представлен электромагнитный напор насоса в зависимости от высоты уровня на входе насоса. Электромагнитный напор представлен на рисунке как разность уровней на выходе и входе. Четыре кривых Δh_{23} (h_3) характеризуют изменение напора при различных приложенных напряжениях в зависимости от высоты уровня на нижнем конце насоса h_2 . В этом случае электромагнитный напор действует в направлении к верхнему концу насоса. Из этих кривых видно, что электромагнитный напор, развиваемый насосом, заметно падает, если давление на входе становится меньше определенной критической величины. В нашем случае она равна $h_2 = 30$ см. Эта высота, согласно фиг. 15, равна высоте конца активной части канала на выходе. Пока сущность этого явления окончательно не выяснена. При сверхкритических входных давлениях практически соблюдается пропорциональность между напором и квадратом приложенного напряжения. Некоторые расхождения объясняются нагреванием ртути в канале.

Кривая Δh_{32} (h_2) на фиг. 16 снята при обратном направлении электромагнитной силы, т. е. входом является верхний конец канала. В этом случае напор падает, когда $h_2 < 37$ см.

На кривых $U_{cp} = 138,1$ в и $U_{cp} = 138,9$ в фиг. 16 показаны крестиками две расчетные точки. Расчетная точка кривой 138,1 в получена после приведения расчетного давления примера 6 [3] к значению тока, использованного на опыте (7,78 а). Температура ртути равнялась при опыте 24°C. Точка кривой 138,9 в расчитана на температуру ртути 37°C, соответствующую экспериментальному значению. Таким образом можно утверждать, что расчетные напоры являются средними значениями экспериментальных напоров обоих направлений.

Из-за недостаточного количества ртути перекачка ее исследовалась в неустановившихся режимах. Ртуть перекачивалась из одного бака в другой при закрытом кране обратного течения. Для создания дополнительного давления при этих опытах использовался также компрессор.



Фиг. 17

Через определенные промежутки времени были одновременно зафиксированы уровни столбиков ртути. По скорости изменения уровней и по их абсолютным значениям определялась производительность насоса.

Результаты испытания насоса в режимах перекачки ртути приведены на фиг. 17 в виде рабочих характеристик насоса. На рисунке крестиками показаны некоторые точки испытания насоса в стационарном режиме. В этом случае кран обратного течения был полностью или частично открыт и производительность определялась по падению напора на соединительной трубе между каналом насоса и баком ртути.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. И. Вольдек, Г. Х. Вяльямяэ, Х. В. Силламаа, Х. А. Тийсмус. Экспериментальное исследование магнитных полей в индукционных машинах и насосах для жидких металлов с разомкнутым магнитопроводом. Труды Таллинского политехнического института, Серия А, № 131, 1958, Таллин, 1957.
2. Х. И. Янес. Главные индуктивности электрической машины с разомкнутым магнитопроводом. См. наст. сборник, стр. 63.
3. Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт, Формуляр контрольного расчета плоского индукционного насоса. См. наст. сборник, стр. 167.

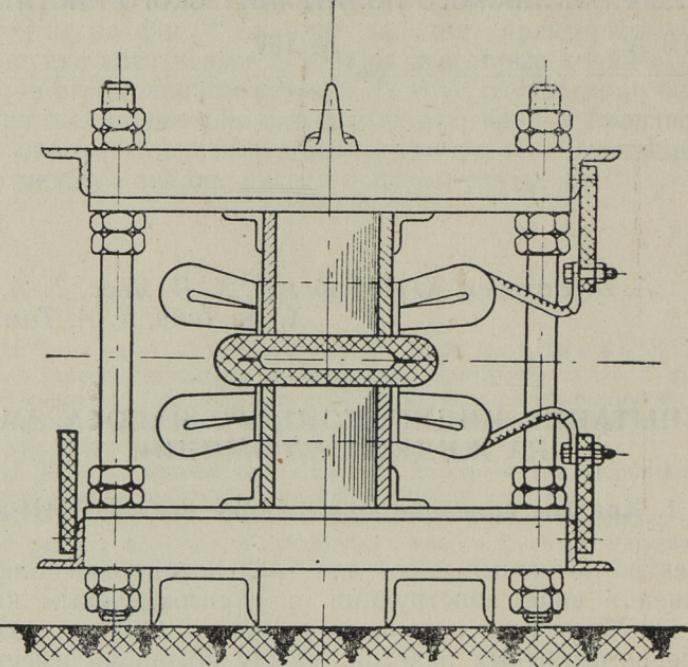
*A. I. Вольдек, X. A. Тийсмус, X. I. Янес, T. A. Веске,
X. A. Лийн, X. A. Таммемяги*

ИСПЫТАНИЯ ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА ЭМН-6 НА ЖИДКОМ АЛЮМИНИИ

1. Краткое описание конструкции насоса ЭМН-6

Электромагнитный насос для транспортировки алюминия выполнен в виде конструкции с горизонтальным каналом (фиг. 1). Магнитная цепь насоса состоит из двух шихтованных ферромагнитных пакетов, между которыми имеется немагнитный зазор для размещения канала с теплоизоляцией и элементами подогрева. Немагнитный зазор и взаимное расположение пакетов магнитопровода фиксируется четырьмя опорными болтами и гайками. При помощи этих гаек предусмотрена возможность изменения величины немагнитного зазора в пределах от 15 до 45 мм. Тем самым достигается некоторая универсальность насоса в отношении рабочей температуры, перекачиваемого металла и напряжения питания.

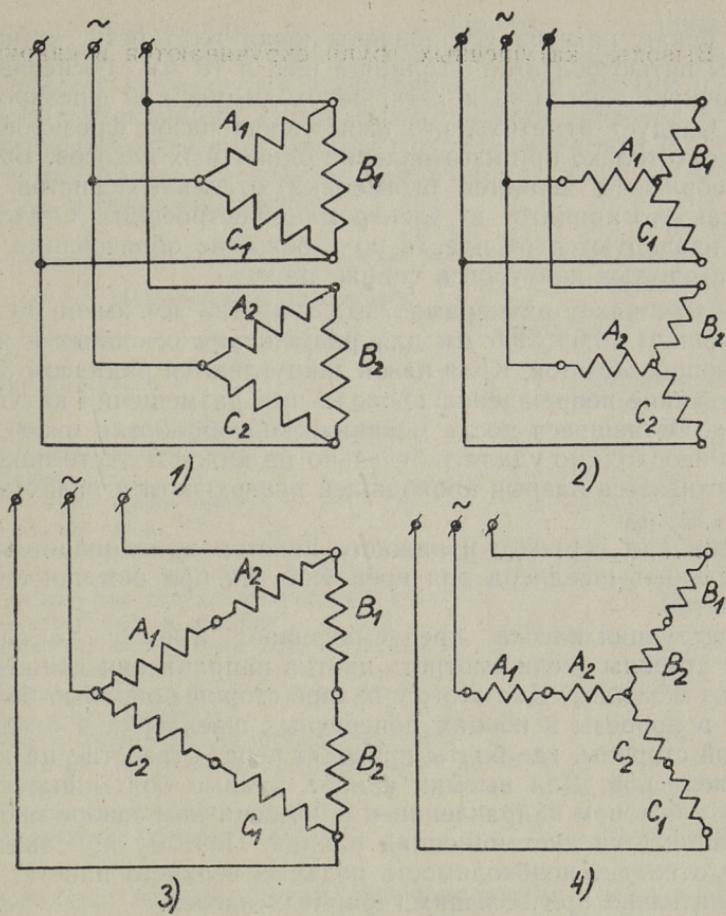
Естественно, что при перекачке этим насосом металла с температурой 150...200°C отпадает необходимость в тепловой изоляции и величина немагнитного зазора определяется только толщиной канала с нагревательными элементами. Установливая продиктованный этими соображениями минимальный немагнитный зазор, возникает необходимость в изменении напряжения на фазовых обмотках индукторов, что достигается переключением схемы соединения обмоток при неизменном питающем напряжении. Оба пакета имеют трехфазную обмотку, которую можно включить в звезду или в треугольник. Кроме того, обмотки индукторов можно пофазно соединить последовательно или параллельно. Таким образом, посредством переключения обмоток можно получить определенный диапазон регулирования электромагнитного напора насоса.



Фиг. 1

На фиг. 2 показаны четыре схемы включения обмоток плоского линейного индукционного насоса. Насос имеет основную схему включения 1, которая обеспечивает nominalnyy напор. Переходя теперь последовательно к схемам включения 2, 3 и 4 можно изменить напряжение на фазовой обмотке насоса в диапазоне $3,46 : 1$, что влечет за собой изменение напора примерно в диапазоне $12 : 1$. Следует подчеркнуть, что этот диапазон достигается только переключением схемы соединения обмоток при постоянном напряжении питания.

В пазах верхнего и нижнего пакетов уложена трехфазная двухслойная обмотка для создания бегущего вдоль канала магнитного поля. Обмотка охлаждается воздухом, подаваемым вентиляторами через вентиляционные каналы. Холодный воздух поступает ко входному концу насоса, т. к. здесь обмотка работает в более тяжелых условиях. Вентиляторы крепятся на верхнем пакете магнитопровода.



Фиг. 2

Насос крепится на фундаменте четырьмя анкерными болтами, которые проходят через отверстия в лапах насоса. На верхней части каркаса имеются грузовые болты, предусмотренные для подъема насоса.

На правой стороне верхнего и нижнего индукторов имеются клемники с 6 зажимами на каждом. С левой стороны насоса предусмотрен клемник для термопар, при помощи которых контролируется температура обмоток, канала и магнитопровода в процессе работы насоса.

Магнитная цепь насоса набрана из листовой электротехнической стали Э11 толщиной 0,5 мм. Каждый пакет содержит 196 листов.

По бокам пакетов установлены щеки жесткости, которые стянуты пятью болтами. Толщина щек в 10 мм обеспечивает достаточную жесткость пакета, необходимую при фрезировке пазов. Следует отметить, что выполнение пазов фрезировкой приемлемо только при изготовлении одиночных насосов. Более целесообразным является штамповка отдельных листов пакета, как это принято в электромашиностроении. Стяжные болты изолируются от пакета во избежание образования короткозамкнутых контуров в спинке пакета.

Каждый пакет размерами $750 \times 120 \times 123$ мм имеет 30 пазов сечением $16,6 \times 58,5$ мм для размещения основных и корригирующих обмоток. Края пазов закругляются радиусом 3 мм во избежание повреждения провода при размещении катушек в пазах. Оставшиеся после механической обработки пазов заусенцы необходимо удалять отдельно на каждом листе пакета, чем достигается разрыв проводящей поверхности в пазах и на зубцах.

К спинкам верхнего и нижнего пакетов приваривается по 2 поперечных швеллера для крепления их при помощи опорных болтов.

Конструкция насоса предусматривает выемку канала с правой стороны (если смотреть против направления движения жидкого металла). Для этого с правой стороны опорные болты входят в прорезы в концах поперечных швеллеров в отличие от левой стороны, где болты проходят через отверстие на концах швеллеров. Для выемки канала правые болты вытаскиваются в боковом направлении и в немагнитном зазоре насоса устанавливается дистанционная планка. Поэтому при выемке канала отпадает необходимость подъема верхнего пакета, что затруднительно при больших габаритах насоса.

Пакеты магнитопровода вместе с обмотками образуют индуктор насоса. Обмотки выполнены из медного провода ПСДК диаметром 1,62 мм и пропитаны кремнийорганическим лаком К-44.

Таким образом, обмотки насоса могут длительно работать при температуре 180°C, что обусловлено близостью канала насоса с рабочей температурой 750°C.

В нижеследующей таблице 1 приводятся обмоточные данные насоса ЭМН-6.

Проводники обмотки удерживаются в пазу пазовым клином из стеклотекстолита толщиной 3,5 мм. Средняя длина витка катушки основной обмотки составляет 0,73 м, а корригирующей — 0,48 м.

Точки соединения фазовой основной и корригирующей обмотки на клемник не выведены.

Выводы катушечных групп скручиваются и свариваются. Соединения катушечных групп и соединения обмоток с выводным кабелем изолируются микалентой двумя слоями в полнахлеста и стеклянной лентой в полнахлеста. Фазовая изоляция лобовых частей выполняется из стекломиканита и стеклолакоткани. Пазовая изоляция выполняется также из стекломиканита и стеклолакоткани.

Таблица 1

№№ п. п.	Наименование параметров	Цифровые данные
1	Тип обмотки	двухслойная обм. с корригир. катушками
2	Общая длина индуктора, мм	750
3	Размеры пакета, мм	750×120×123
4	Число пазов	30
5	Размеры зубца, мм	8×58,5
6	Размеры паза, мм	16,6×58,5
7	Число пар полюсов	2
8	Число пазов на полюс и фазу	2
9	Число эффективных проводников в пазу	58
10	Число витков в катушке	29
11	Размеры проводника, мм	3×∅ 1,62
12	Длина витка, м	0,738
13	Число витков в фазе (с корр. кат.)	580
14	Относительный шаг	1
15	Число витков корригирующей катушки	116
16	Размеры проводника корригирующей катушки, мм	3×∅ 1,62
17	Сопротивление фазы при 20°C, ом	1,24
18	Соединение обмоток индуктора	треугольник

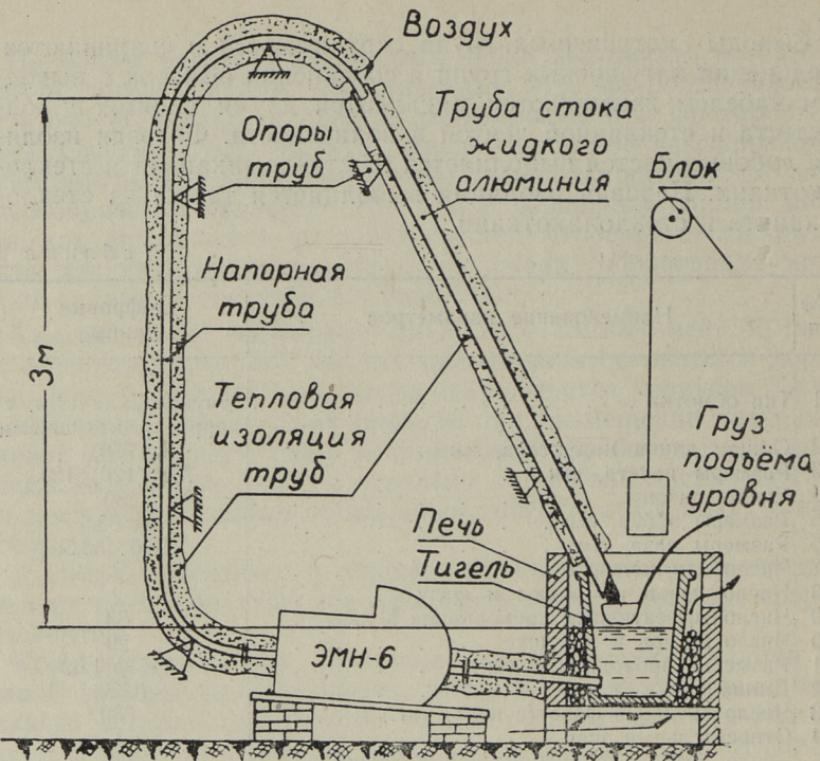
Выводные концы обмоток изготовлены из провода РКГМ диаметром 6 мм^2 с медными кабельными наконечниками.

Наиболее трудной проблемой при разработке электромагнитного насоса является изготовление канала. Общие соображения и возможные решения этой проблемы изложены в статье на стр. 155 настоящего сборника.

2. Опытная установка для перекачивания расплавленного алюминия

В лаборатории Таллинского политехнического института была построена опытная установка для испытания электромагнитного насоса ЭМН-6 с использованием жидкого алюминия.

Алюминий разогревался в коксовой печи в двух тиглях: один из них имел боковой патрубок, к которому приваривался входной трубопровод насоса. Опытное устройство было по-

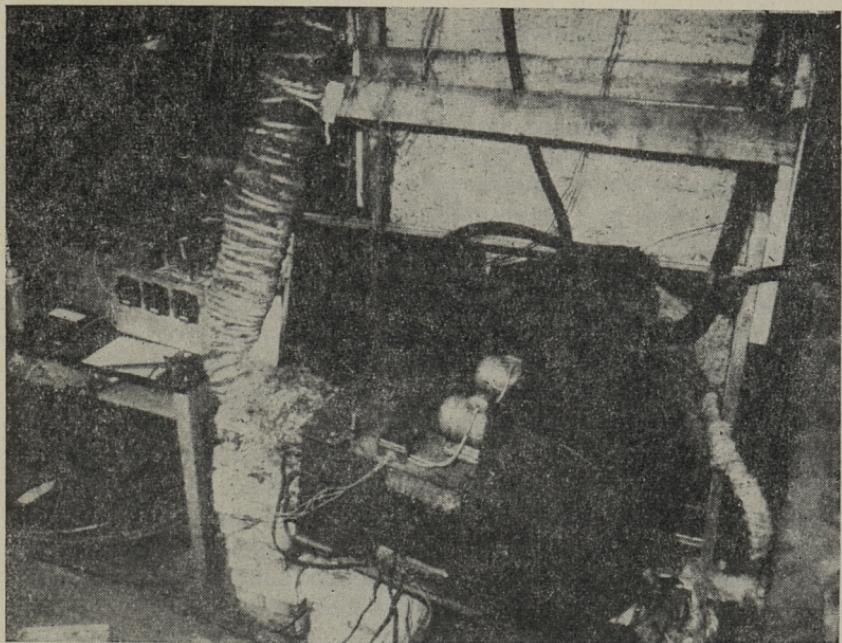


Фиг. 3

строено так, чтобы оно позволило проверить работу насоса в условиях, близких к заводским условиям работы. Прежде всего необходимо было проверить: развиваемый напор, производительность насоса с жидким алюминием, систему подогрева канала и трубопроводов, надежность измерения температуры по всему тракту жидкого металла, условия заполнения канала жидким алюминием перед пуском, систему вентиляции обмоток насоса в реальных условиях работы, систему аварийной сигнализации по течи жидкого алюминия из канала, работу фланцевых соединений канала с трубопроводом и ряд других вопросов.

На фиг. 3 представлено схематическое изображение опытного устройства, а на фиг. 4 — его фотография.

Коксовая печь состоит из двух секций, разобщенных шамотной перегородкой. В каждой секции установлен чугунный тигель емкостью 80 литров. Печь заполняется коксом сверху. Скрепленный винтовым соединением в стенке тигеля патрубок имеет внутренний диаметр 30 мм и внешний диаметр — 38 мм.



Фиг. 4

При толщине стенки тигля 30 мм такое сочленение работает вполне надежно даже при температуре 800...900°C.

Соединение патрубка с трубопроводом осуществлялось двояко: при помощи фланца и сварным соединением. Использованное фланцевое соединение не дало удовлетворительных результатов, т. к. в нем образовалась течь алюминия из-за недостаточной медно-асбестового уплотнения.

В последних опытах применялись только сварные соединения, которые работали надежнее фланцевых соединений.

Развиваемый насосом напор определялся высотой алюминиевого столба. Поэтому верхний конец напорного трубопровода был поднят на 3 м от уровня жидкого алюминия в тигле. Напорная труба имела внутренний диаметр 30 мм и толщину стенки 1,5 мм. Верхний конец напорной трубы входил в трубу с внутренним диаметром 44 мм, по которой алюминий поступал самотеком обратно в тигель. Такая система циркуляции жидкого алюминия позволяет исключить работу трубопровода в режиме сифона и исследовать интересующие нас режимы работы насоса: он работает на постоянный напор, равный 3 м алюминиевого столба. Приближенное измерение производительности насоса производилось небольшим ковшом под тру-

бой обратного стока алюминия над тиглем. Время заполнения двухлитрового ковша измерялось секундомером.

Второй тигель не имел отверстия и патрубка. В нем хранился некоторый запас жидкого алюминия, чтобы поднять уровень металла в первом тигле после заполнения всего трубопровода. Заполнение первого тигля производилось ручным ковшом. Кроме того, над тиглем был подвешен блок с болванкой для подъема уровня жидкого алюминия. Эта чугунная болванка опускалась в жидкий алюминий в случае необходимости быстрого подъема его уровня при пуске насоса. Быстрый подъем уровня исключает попадание окисленного слоя алюминия в канал насоса и его засорение. При остановке насоса груз поднимается, чтобы освободить канал насоса от алюминия во избежание застывания последнего.

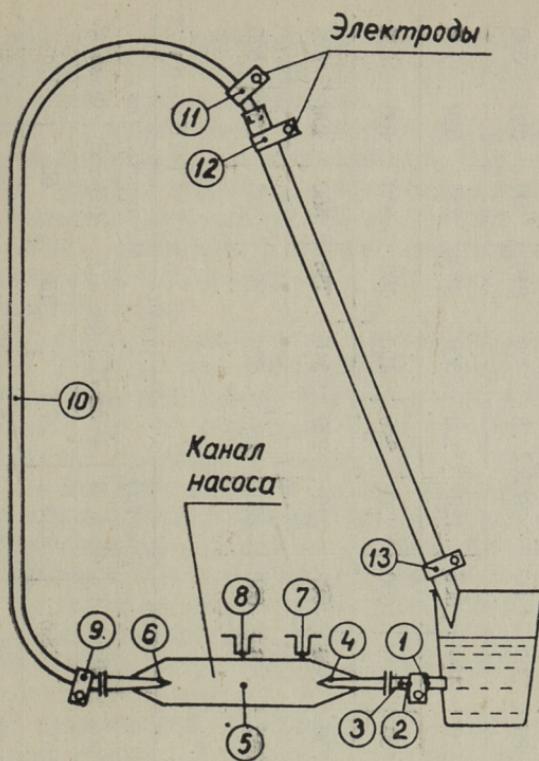
Напорный трубопровод подогревался током 400...500 а, а труба стока жидкого алюминия — током 800...1000 а. Такие токи получались от двух трансформаторов низкого напряжения, которые регулировались с первичной стороны изменением числа витков. Кроме того канал насоса подогревался нагревательными элементами косвенного действия.

Весь тракт жидкого алюминия должен иметь мощную тепловую изоляцию. В опытной установке она изготавлялась из жаростойкого микарита, асбеста и минеральной ваты толщиной 12...15 см.

Температура жидкого алюминия в тигле периодически измерялась термопарой хромель-алиомель и милливольтметром типа МЛП-254. Термопары изготавливались из соответствующих проводников диаметром 1,2 мм и укреплялись на металлическом стержне с асBESTовой изоляцией.

В ходе опытов температура канала насоса и трубопровода измерялась также термопарами хромель-алиомель, схема расположения которых изображена на фиг. 5. Термопары устанавливались непосредственно на внешней поверхности канала насоса и трубопровода, за исключением термопар № 7 и 8, которые находились на зубцах магнитопровода индуктора. Кроме того производилось контрольное измерение температуры лобовых частей обмоток индуктора при помощи ртутных термометров с началом отсчета 150°С. В ходе опытов температура лобовых частей обмоток не поднималась до такого значения и поэтому в таблице отсутствуют соответствующие данные.

В таблице 2 приведены данные об изменении температуры различных точек тракта алюминия во времени при разогреве опытной установки.



Фиг. 5

Начало растопки коксовых печей — 10 ч. 00 мин. Система обогрева канала и трубопровода включалась в 11 ч. 35 мин. Тракт жидкого металла к этому времени разогревалась за счет теплового движения газов в трубопроводе, что подтверждается данными первой строки таблицы 2.

Некоторые термопары (№ 3, 5, и др.) показали сначала повышение температуры определенной точки тракта, а затем ее снижение. Это объясняется отключением соответствующих нагревательных элементов.

Перед запуском насоса (время 12 ч. 52 мин.) не все участки тракта превышали температуру алюминия (термопары № 9, 11 и 12). Это не препятствовало запуску насоса, т. к. температура перекачиваемого алюминия составляла в момент запуска 840°С.

Пуск насоса начался с заполнения канала жидким алюминием, что осуществлялось опусканием груза (болванки) в жидкий металл. После этого включались обмотки насоса и жид-

Таблица 2

Время	Температура, °С	Номер термопары											
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
11 ч. 33 мин.	60	50	125	80	165	155	40	40	75	85	85	65	155
12 ч. 05 мин.	480	380	500	285	300	300	75	75	200	210	220	280	590
12 ч. 18 мин.	600	560	860	510	450	505	120	120	350	420	285	380	705
12 ч. 32 мин.	640	660	1025	700	700	690	220	240	490	660	330	460	820
12 ч. 38 мин.	665	680	970	750	800	685	240	260	540	755	360	490	870
12 ч. 52 мин.	700	700	745	745	720	650	220	250	580	780	385	490	825

Таблица 3

Режим	Номер отсчета	Напряжение (ε)			Ток (a)	Мощность (вт)		
		Фаза A	Фаза B	Фаза C		Фаза A	Фаза B	Фаза C
Холостой ход	I	212	212	210,5	38,5	32,8	37,8	15
	II	212	212	210,5	38,6	32,8	37,7	15
Переключка алюминия	III	209	209	206	38,5	32,5	37,5	80
	IV	209	209	206	38,0	32,5	37,5	85

кий алюминий стал циркулировать по круговому тракту. Температура тракта быстро нивелировалась и необходимость дальнейшего подогрева тракта отпадала.

В таблице 3 представлены основные электрические данные при работе индукционного насоса ЭМН-6. Отсчеты I и II характеризуют холостой ход насоса при соединении обмоток индуктора в параллельную звезду. Фазовые токи и напряжения несколько меньше номинальных. Токи и напряжения в режиме перекачки алюминия (отсчеты III и IV) мало отличаются от данных холостого хода.

Фазовые мощности увеличиваются при перекачке металла в среднем в 2 раза, что объясняется изменением фазовых (угловых) соотношений между токами и напряжениями.

При опыте насос развивал производительность около 1 литра жидкого алюминия в секунду при напоре 3 м алюминиевого столба. Это значение несколько превышает требуемую производительность. Производительность насоса определялась по времени заполнения двухлитрового ручного ковша на выходе сточной трубы над тиглем. Такой метод измерения производительности не обладает большой точностью и может рассматриваться как приближенный. Более точные данные о производительности могут быть получены при помощи электромагнитных расходомеров.

Судя по технической литературе, настоящая работа является первой, в которой сделана попытка решения вопроса транспортировки жидкого алюминия по трубопроводам при помощи индукционного насоса. Поэтому она не лишена недостатков. Для полного решения проблемы необходимы дальнейшие работы в этой области.

О ГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
1. А. И. Вольдек. Состояние и задачи по разработке индукционных насосов	3
2. А. И. Вольдек, Х. И. Янес. Поперечный краевой эффект в плоском индукционном насосе с электропроводящим каналом	23
3. Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине	37
4. Х. И. Янес. Главные индуктивности электрической машины с разомкнутым магнитопроводом	63
5. Х. И. Янес, Х. А. Лийн. Исследование режимов плоского индукционного насоса	85
6. Х. А. Тийсмус. Об управлении работой индукционного насоса	111
7. Э. М. Ристхейн. Методика теплового расчета плоских индукционных насосов	119
8. Э. М. Ристхейн. Пути улучшения конструкции плоских индукционных насосов	143
9. Х. И. Кэррус, М. М. Саар, Х. А. Тийсмус. Об устойчивости некоторых материалов в жидком алюминии	155
10. Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт. Формуляр контрольного расчета плоского индукционного насоса	167
11. Х. И. Янес, Х. А. Тийсмус, Т. А. Веске, Х. А. Лийн, Х. А. Таммемяги. Экспериментальное исследование плоских индукционных насосов	215
12. А. И. Вольдек, Х. А. Тийсмус, Х. А. Янес, Т. А. Веске, Х. А. Лийн, Х. А. Таммемяги. Испытания индукционного насоса ЭМН-6 на жидком алюминии	235

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ
ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ ДЛЯ
ТРАНСПОРТА ЖИДКИХ МЕТАЛЛОВ.
СБОРНИК ТРУДОВ I

Таллинский политехнический институт

Редактор Х. А. Тийсмус

Технический редактор Я. Мыттус

Сдано в набор 4 VII 1962. Подписано к печати
29. I 1963. Бумага 60×90 1/16. Печатн. листов
15,5. Учетно-издательских листов 12,8. Тираж
600 экз. МВ-01019. Заказ № 5067.

Типография «Коммунист»,

Таллин, ул. Пикк 2.

Цена 90 коп.

4



Цена 90 коп.

