

УДК 621.311:003.1

Технико-экономическая эффективность электрификации железнодорожного транспорта и перспективы ее развития

Кандидат техн. наук А. В. ВОРОНИН

Москва

Неотъемлемой составной частью электрификации нашей страны является электрификация железнодорожного транспорта. Еще в плане ГОЭЛРО указывалось на необходимость создания транспортного скелета электрифицированных магистралей, которые соединили бы в себе дешевизну перевозок с чрезвычайной провозоспособностью.

Работы по электрификации железных дорог широко развернулись после XX съезда КПСС в соответствии с Генеральным планом, утвержденным в феврале 1956 г. ЦК КПСС и Советом Министров СССР. Как известно, этот план предусматривает электрификацию в течение 15 лет, т. е. за период 1956—1970 гг., 40 тыс. км железнодорожных линий. Если до 1956 г. было переведено на электрическую тягу 5,4 тыс. км железных дорог, то за последние 9 лет, т. е. с 1956 по 1964 г., электрифицировано около 17 тыс. км и общая протяженность электрифицированных железных дорог в нашей стране к началу 1965 г. достигла 22,5 тыс. км.

За последние годы осуществлен переход на массовое применение новой прогрессивной системы электрической тяги на переменном токе промышленной частоты напряжением 25 кВ, которая уже сейчас внедрена на 6,2 тыс. км железных дорог.

Одновременно с электрификацией железных дорог с целью скорейшей замены неэкономичной паровой тяги проводилось широкое внедрение тепловозной тяги.

Наша страна по темпам электрификации железных дорог и протяженности электрифицированных линий далеко опередила наиболее развитые зарубежные страны.

При переводе железных дорог на электрическую тягу требуется сооружение контактной сети и подстанций, что связано с единовременными затратами, производство которых экономически оправдывается при достаточных размерах перевозок.

Экономическая целесообразность перевода железной дороги на электрическую тягу зависит от многих факторов и определяется в каждом конкретном случае на основании результатов соответствующих технико-экономических расчетов.

Еще недавно при проведении таких расчетов электрическую тягу сравнивали с неэкономичной паровой тягой. При этом было достаточно самых грубых расчетов, чтобы наглядно показать высокую экономическую эффективность электрификации железнодорожной линии.

В ближайшие годы электрическая и тепловозная тяги полностью вытеснят паровую. В связи с этим в последнее время начали сравнивать электрическую тягу с тепловозной, которая является значительно более экономичной, чем паровая. Стали определять критические грузопотоки, при которых электрификация в этом случае становится выгодной, в частности на однопутных линиях.

В этих новых условиях ранее применявшиеся примитивные методы определения экономической целесообразности электрификации линий оказались совершенно непригодными. Это побудило ряд организаций и специалистов заняться разработкой вопросов, связанных с уточнением методики определения экономической целесообразности перевода железных дорог на электрическую тягу. Одновременно появились работы отдельных авторов, которые, используя устаревшую методику, приходили к неправильным выводам, что в условиях замены тепловозной тяги электрической электрификация железных дорог экономически целесообразна только в редких случаях. Примером этого может служить работа Б. С. Козина и И. Т. Козлова, в которой авторы приходят к неправильному выводу, указывая, что на однопутных линиях замена тепловозной тяги электрической нецелесообразна в экономическом отношении (ис-

ключение делается только в отношении линий с подъемами круче $15^\circ/00$. Они предлагают вначале строить двухпутные вставки, затем вторые пути и только после этого, когда грузопоток превысит 40 млн. т нетто в грузовом направлении, переходить на электрическую тягу [Л. 1].

В чем же заключаются основные недостатки ранее применявшейся методики и в каких частях она нуждается в уточнениях и дополнениях, чтобы обеспечить правильную оценку экономической целесообразности электрификации железных дорог?

Необходимо каждый из сравниваемых вариантов, т. е. электрическую и тепловозную тяги, привести к оптимальному для них состоянию. В первую очередь это относится к скоростям движения. При электрической тяге локомотивы получают питание от энергосистем общего пользования, имеющих огромные генерирующие мощности, что позволяет применять электровозы практически неограниченной мощности и максимально использовать их перегрузочную способность. Совершенно иное положение имеет место при тепловозной тяге, когда генерирующая установка расположена на самом локомотиве. Расчеты показывают, что технически возможно и экономически целесообразно при переходе на электрическую тягу повышать средние скорости грузовых поездов на 30% и более по сравнению с тепловозной тягой. В результате повышения скоростей движения поездов при электрической тяге достигается значительная экономия за счет уменьшения капитальных вложений в локомотивный и вагонный парки, снижения расходов на оплату локомотивных и поездных бригад и т. д.

Существенным вопросом является дополнительный учет эффекта, который достигается в результате комплексного использования ЛЭП и подстанций для электроснабжения тяговых и промышленных, сельскохозяйственных и коммунально-бытовых потребителей, расположенных в районе, прилегающем к железной дороге, в том числе нетяговых потребителей железнодорожного транспорта.

Чтобы учесть этот эффект, необходимо при варианте тепловозной тяги учитывать капитальные вложения и текущие издержки по устройствам, которые требуются для обеспечения районных потребителей электроэнергией в том же объеме, как при варианте электрической тяги.

Расчеты показывают, что затраты на электроэнергию и дизельное топливо составляют значительную часть общих эксплуатационных расходов по сравниваемым видам тяги (от 15 до 30% и более). Если количества расхода электроэнергии и дизельного топлива определяются сравнительно просто с требуемой точностью, то определение их удельных показателей стоимости является сложной задачей, которая часто решается неправильно.

Использование для этой цели существующих тарифов и цен на электроэнергию и дизельное топливо вносит погрешность в результаты технико-экономического расчета, часто весьма значительную, и в связи с этим возникает необходимость определения этих показателей расчетным путем.

Следует отметить, что отдельные авторы, например, Б. С. Козин и И. Т. Козлов [Л. 1, стр. 13], исключают из стоимости дизельного топлива налог с оборота, а он, хотя и неточно, отражает ущерб, который несут другие потребители, лишаясь возможности использовать жидкое топливо при сохранении тепловозной тяги. Это еще более усугубляет ошибку.

Не останавливаясь подробно на данном вопросе, отметим, что стоимостные показатели электроэнергии должны определяться на прирост ее отпуска, т. е. исходя из дополнительных капитальных вложений и эксплуатационных расходов, которые требуются по энергосистеме и топливной промышленности при присоединении нового потребителя, в данном случае электрической тяги.

Приблизительно стоимостные показатели электроэнергии на прирост ее отпуска могут быть установлены, исходя из показателей электроэнергии, отпускаемой с шин тепловых конденсационных электростанций, вводимых в действие в энергосистеме в расчетном году (замыкающие электростанции). При этом топливная составляющая определяется, исходя из стоимости топлива, которое в указанном году будет замыкать топливный баланс тепловых электростанций энергосистемы. В ряде случаев, например в районах Центра Европейской части СССР и Урала после 1970 г., присоединение новых потребителей сможет осуществляться за счет увеличения перетока электроэнергии по линиям межсистемных электрических связей из других районов, имеющих избыточные энергетические ресурсы. В этих случаях стоимостные показатели электроэнергии, поступающей в приемную энергосистему, определяются с учетом затрат на выработку и передачу электроэнергии.

Затраты по электрическим сетям энергосистемы должны учитываться для районных подстанций — в части, зависящей от их мощности, для ЛЭП — в зависимости от сечения их проводов. Удельные затраты могут быть дифференцированы в зависимости от напряжений ЛЭП, при которых будет осуществляться питание тяговых подстанций.

Полученные таким образом удельные стоимостные показатели электроэнергии (на прирост ее отпуска) обычно существенно ниже соответствующих показателей, найденных на отпуск электроэнергии, т. е. как отношение суммарных капитальных вложений и эксплуатационных расходов по энергосистеме и топливной промышленности к общему количеству отпускаемой электроэнергии. Разность между этими стоимостными показателями и учитывает тот экономический эффект, который получают другие потребители при присоединении тяговой нагрузки.

Стоимостные показатели дизельного топлива могут быть определены как сумма следующих составляющих:

- 1) стоимостных показателей нефти, поступающей на нефтеперерабатывающий завод, снабжающий данный район;
- 2) удельных затрат на переработку нефти, транспортирование и расходов сбыта дизельного топлива;
- 3) разности между стоимостными показателями

ми топлива, замыкающего топливный баланс в данном районе, и стоимостными показателями жидкого топлива, которое может быть использовано другими потребителями при высвобождении дизельного топлива в результате замены тепловозной тяги электрической;

4) эффекта, получаемого при переводе установок с замыкающего на жидкое топливо по условиям топливоиспользования.

Последние две составляющих равны тому эффекту, который получают другие потребители при использовании ими жидкого топлива в случае высвобождения дизельного топлива при замене тепловозной тяги электрической.

При определении эффекта по условиям топливоиспользования учитывается снижение капитальных вложений и эксплуатационных расходов по топливоиспользующей установке и уменьшение удельного расхода топлива на единицу продукции в случае замены замыкающего топлива жидким.

Каковы же будут критические грузопотоки, т. е. грузопотоки, начиная с которых становится уже экономически выгодной замена тепловозной тяги электрической, если в методику технико-экономического сравнения видов тяги внести указанные дополнения и уточнения?

Проследим это на конкретном примере. Чтобы одновременно сопоставить экономическую целесообразность проведения основных мероприятий по усилению пропускной и провозной способности железнодорожных линий (электрификация, строительство двухпутных вставок и вторых путей), построим зависимости годовых расчетных затрат, отнесенных на 1 км линии, при электрической и тепловозной тягах от грузопотока (в миллионах тонн нетто в грузовом направлении) для однопутной линии, линии с двухпутными вставками и двухпутной линии при прочих равных условиях. Предположим, что однопутная линия оборудована диспетчерской централизацией. В случае линии с двухпутными вставками учтем затраты, связанные со строительством и эксплуатацией последних, а при двухпутной линии—аналогичные затраты по сплошному второму пути.

В качестве исходных данных примем наиболее общепринятые в настоящее время значения, а характеристики и условия работы линии—типичными для наших железных дорог.

Протяженность участка, для которого проводились расчеты, принята для однопутной линии и линии с двухпутными вставками 300 км, а при двухпутной линии—500 км; руководящий подъем 9‰; эквивалентный подъем 1,4‰; вес грузового поезда 4000 т, а пассажирского—1000 т; коэффициент использования грузоподъемной силы вагона 0,8.

Число пассажирских поездов принято при грузопотоке 8 млн. т—4 пары, а при 38 млн. т—16 пар и увеличивающимся пропорционально росту грузопотока. Во всех случаях предполагалось, что из общего числа пассажирских поездов 3 пары являются местными, имеющими остановки через 50 км, а остальные скорыми.

Предполагалось, что электрификация линии

осуществляется на переменном токе, при этом единовременные затраты составляют:

Для однопутной линии	37 тыс. руб/км
Для линии с двухпутными вставками	48 тыс. руб/км
Для двухпутной линии	55 тыс. руб/км

Затраты на сооружение сплошного второго пути приняты в размере 100 тыс. руб/км. Предполагалось, что протяженность двухпутных вставок составляет 50% от длины линии, а затраты на их сооружение—50 тыс. руб/км. Кроме того, учитывая возможность использования существующих путей на станциях и оставляя однопутными участки, на которых сооружение второго пути связано с крупными затратами (участки, включающие искусственные сооружения, высокие насыпи, глубокие выемки), рассматривали вариант более дешевых двухпутных вставок (25 тыс. руб/км). Строительство двухпутных вставок и вторых путей требует больших сроков, чем электрификация линии. В связи с этим затраты на сооружение двухпутных вставок и вторых путей увеличивались на 15% с целью учета ущерба от замораживания средств в процессе строительства.

В качестве грузовых локомотивов приняты: электровозы ВЛ-80^м с двигателями 850 кВт стоимостью 160 тыс. руб и тепловозы ТЭ-10 (две секции) стоимостью 220 тыс. руб. Для вождения пассажирских поездов приняты электровозы ВЛ-60^п, стоимостью 110 тыс. руб и тепловозы, состоящие из двух секций, стоимостью 220 тыс. руб.

В результате соответствующих расчетов получены следующие значения среднеходовых скоростей (км/ч):

Вид тяги	Электрическая тяга	Тепловозная тяга
Грузовые поезда	75,0	58,8
Пассажирские поезда . .	133,2	115,0

При тепловозной тяге учитывались единовременные затраты и эксплуатационные расходы по устройствам электроснабжения районных потребителей в следующих размерах (тыс. руб/км):

Вид линии	Однопутная линия с двухпутными вставками	Двухпутная линия
Капитальные вложения	8,8	9,0
Эксплуатационные расходы	0,686	0,705

Эти затраты получены расчетным путем на основе данных ряда конкретных проектов, выполненных в последние годы, для средних значений районных нагрузок, включая потребителей электроэнергии железнодорожного транспорта.

Расходы по эксплуатации устройств электроснабжения для электрической тяги, включая амор-

тизационные отчисления, приняты в следующих размерах (тыс. руб/км):

Однопутная линия	Линия с двухпутными вставками	Двухпутная линия
1,59	2,05	2,42

Стоимостные показатели электроэнергии и дизельного топлива определялись расчетным путем для районов Центра Европейской части СССР на 1970—1975 гг. с учетом предполагаемого развития электроэнергетики и топливной промышленности и изменения топливного баланса.

Были приняты следующие стоимостные показатели электроэнергии, полученные на прирост ее отпуска (коп/10 кВт·ч):

Себестоимость	3,19
Удельные капитальные вложения . .	33,7

Стоимостные показатели дизельного топлива были приняты следующими (руб/г):

Показатели	Себестоимость	Удельные капитальные вложения
Нефть, поступающая на нефтеперерабатывающий завод	3,12	31,7
Переработка нефти, транспортирование, складские и сбытовые расходы дизельного топлива	4,86	14,2
Разность между стоимостными показателями замыкающего и жидкого топлива	10,02	25,2
Эффект по условиям топливоиспользования	2,40	21,9
Итого	20,4	93,0

Эти данные получены исходя из предположения, что замыкающим является донецкий уголь. При определении эффекта по топливоиспользованию условно предполагалось, что высвобождающееся жидкое топливо (мазут) будет использова-

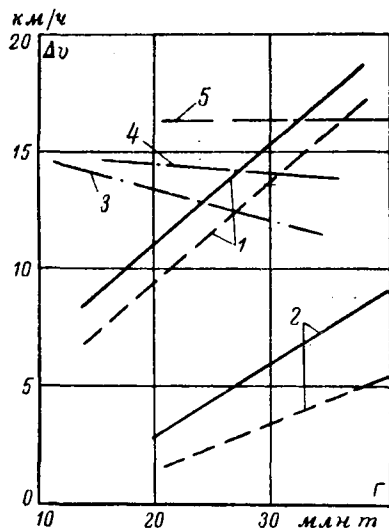
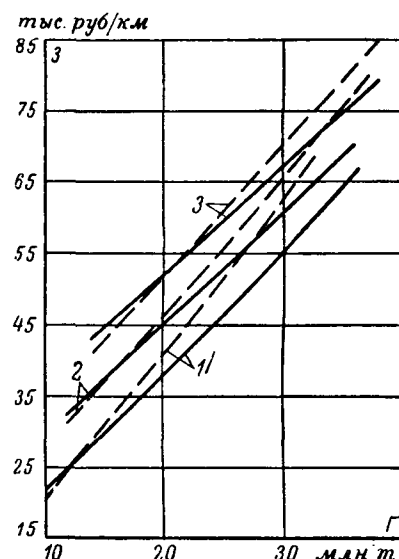


Рис. 1. Зависимости увеличения участковой скорости от грузопотока.

— электрическая тяга; — — — — — тепловозная тяга; — · — · — · — переход от тепловозной тяги к электрической; 1 — переход от однопутной линии к двухпутным вставкам; 2 — переход от двухпутных вставок к сплошным вторым путям; 3 — однопутная линия; 4 — линия с двухпутными вставками; 5 — двухпутная линия.

Рис. 2. Зависимости годовых расчетных затрат (З) от грузопотока при стоимости двухпутных вставок 50 тыс. руб/км.

— электрическая тяга; — — — — — тепловозная тяга; 1 — однопутная линия; 2 — линия с двухпутными вставками; 3 — двухпутная линия.



но на конденсационных электростанциях с агрегатами 50 Мвт. Следует полагать, что это топливо в действительности будет использовано более рационально, при этом эффект будет еще выше.

Коэффициенты участковых скоростей и число остановок грузовых поездов определялись по методике ЦНИИ МПС [Л. 2].

Представляют интерес зависимости увеличения участковой скорости от грузопотока при переходе на двухпутные вставки и сплошные вторые пути, а также в случае замены тепловозной тяги электрической. Эти зависимости для рассматриваемого примера показаны на рис. 1. Из них видно, что при переходе от однопутной линии к двухпутным вставкам достигается значительное увеличение участковой скорости, которая возрастает с увеличением грузопотока. При переходе от двухпутных вставок к сплошным вторым путям участковая скорость возрастает сравнительно мало. Введение электрической тяги взамен тепловозной дает резкое увеличение участковой скорости, особенно на двухпутных линиях. В этом случае оно мало зависит от размеров грузопотока. Переход на однопутных линиях на электрическую тягу дает несколько меньшее увеличение участковой скорости, которое снижается с увеличением грузопотока. Увеличение участковой скорости в данном случае превышает эффект, который достигается в этом отношении при строительстве двухпутных вставок на линии с тепловозной тягой до грузопотока 27 млн. т, т. е. почти до полного использования провозной способности однопутной линии.

На рис. 2 показаны зависимости годовых расчетных затрат от грузопотока при электрической и тепловозной тягах. Точки пересечения этих зависимостей определяют величины критических грузопотоков, начиная с которых расчетные затраты при тепловозной тяге становятся больше, чем при электрической. Величина этого грузопотока для условий рассмотренного примера получилась равной: при однопутной линии — 11,0; при линии с двухпутными вставками — 17,5 и при двухпутной линии — 20,5 млн. т нетто в грузовом направлении.

Зависимости (рис. 2) построены для нормативного коэффициента эффективности, принятого на железнодорожном транспорте равным 0,1.

Интересно отметить, что зависимости годовых расчетных затрат от грузопотока для одного и того же вида тяги не пересекаются между собой при линии с двухпутными вставками и двухпутной линии, т. е. переход с двухпутных вставок к сплошным вторым путям становится целесообразным только при полном использовании пропускной способности линии с двухпутными вставками. К аналогичному выводу пришли и авторы работы ЦНИИ МПС [Л. 2].

Как видно из рис. 2, зависимости расчетных затрат от грузопотока при одинаковых видах тяги для однопутной линии и линии с двухпутными вставками также не пересекаются между собой, но с увеличением грузопотока имеет место заметное их сближение. На рис. 3 показаны те же зависимости, но при затратах на сооружение двухпутных вставок 25 тыс. руб./км. В этом случае при тепловозной тяге происходит пересечение указанных зависимостей при большом значении грузопотока (29,5 млн. т), близком к полному использованию провозной способности однопутной линии. Таким образом, даже при минимальной стоимости двухпутных вставок экономически целесообразно электрифицировать однопутную линию при значительно меньших грузопотоках по сравнению с теми, при которых требуется сооружение двухпутных вставок.

Приведенные значения критических грузопотоков соответствуют случаю, когда последние не изменяются по годам. В действительности же размеры перевозок на железнодорожных линиях обычно увеличиваются с течением времени. В связи с этим изменяются капитальные вложения и текущие издержки по сравниваемым вариантам. Последнее обстоятельство вынуждает учитывать фактор времени при определении экономической эффективности электрификации железнодорожных линий. Если линию перевести на электрическую тягу, когда величина грузопотока достигнет критического значения, т. е. разность годовых расчетных затрат при сравниваемых видах тяги будет равна нулю, то в последующие годы эта разность станет положительной и будет возрастать с течением времени. При этом будет увеличиваться по годам и коэффициент эффективности p_t (фактический).

Годовые расчетные затраты при нормативном коэффициенте эффективности p_n в t -м году для сравниваемых видов тяги будут равны:

$$\left. \begin{aligned} Z'_{at} &= p_n K_{at} + \mathcal{A}_{at}; \\ Z'_{tt} &= p_n K_{tt} + \mathcal{A}_{tt}. \end{aligned} \right\} \quad (a)$$

где K_{at} и K_{tt} — капитальные вложения в t -м году при электрической и тепловозной тягах;

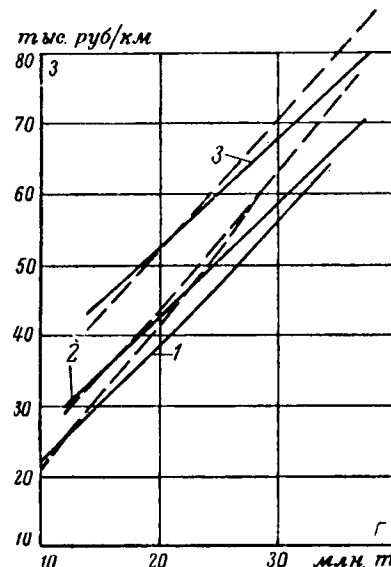
\mathcal{A}_{at} и \mathcal{A}_{tt} — то же эксплуатационные расходы. Из уравнений (a) следует:

$$\mathcal{A}_{tt} - \mathcal{A}_{at} = p_n (K_{at} - K_{tt}) + Z'_{tt} - Z'_{at}. \quad (б)$$

При учете разновременности затрат наиболее целесообразный в экономическом отношении вариант выбирается по минимуму суммы годовых

Рис. 3. Зависимости годовых расчетных затрат от грузопотока при стоимости двухпутных вставок 25 тыс. руб./км.

— электрическая тяга; — — — тепловозная тяга; 1 — однопутная линия; 2 — линия с двухпутными вставками; 3 — двухпутная линия.



расчетных затрат, приведенных к исходному году. В качестве последнего примем год введения электрической тяги. Суммирование приведенных годовых расчетных затрат произведем за срок t_p лет, который принимают достаточно большим. Указанные суммы приведенных годовых расчетных затрат для сравниваемых видов тяги могут быть представлены следующими соотношениями:

$$\left. \begin{aligned} \Sigma Z_{at} &= p \sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{K_{at}}{(1+p_n)^t} + \sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\mathcal{A}_{at}}{(1+p_n)^t}; \\ \Sigma Z_{tt} &= p \sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{K_{tt}}{(1+p_n)^t} + \sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\mathcal{A}_{tt}}{(1+p_n)^t}. \end{aligned} \right\} \quad (в)$$

При $\Sigma Z_{at} = \Sigma Z_{tt}$ коэффициент эффективности p равен его фактическому приведенному значению p_Φ за период t_p . Из уравнений (в) получаем:

$$p_\Phi = \frac{\sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\mathcal{A}_{tt} - \mathcal{A}_{at}}{(1+p_n)^t}}{\sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{K_{at} - K_{tt}}{(1+p_n)^t}}. \quad (г)$$

Если в уравнение (г) подставить значение $\mathcal{A}_{tt} - \mathcal{A}_{at}$ из уравнения (б), получим:

$$p_\Phi = p_n + \frac{\sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\delta Z'_t}{(1+p_n)^t}}{\sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\delta K'_t}{(1+p_n)^t}}, \quad (д)$$

где $\delta Z'_t$ — разность между годовыми расчетными затратами при тепловозной и электрической тяге в t -м году при нормативном коэффициенте эффективности p_n ;

$\delta K'_t$ — разность между капитальными вложениями при электрической и тепловозной тягах в t -м году.

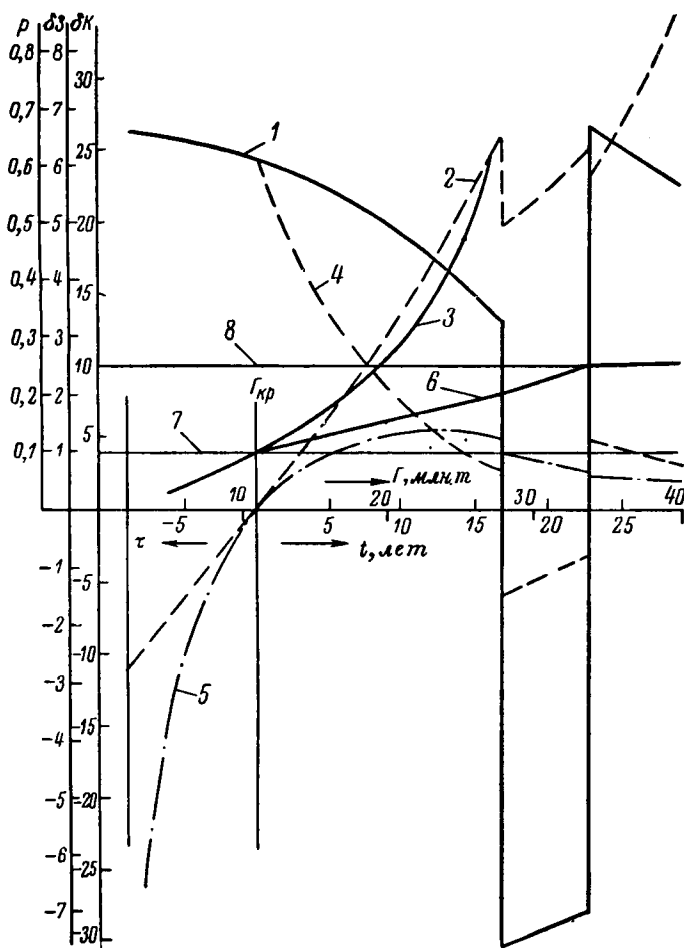


Рис. 4. Результаты расчета экономической эффективности электрификации однопутной линии при увеличении грузопотока на 1 млн. т в год.

$$1) \delta K; 2) \delta Z; 3) P_i; 4) \frac{\delta K}{(1 + P_n)^t}; 5) \frac{\delta Z}{(1 + P_n)^t};$$

$$6) P_{\Phi} t; 7) P_n; 8) P_{\Phi}.$$

Второй член правой части уравнения (1) равен увеличению фактического приведенного коэффициента эффективности P_{Φ} по сравнению с его нормативным значением.

Может быть решена и обратная задача, т. е. найден год и соответствующий ему грузопоток, при которых $P_{\Phi} = P_n$. Как видно из уравнения (1), для этого необходимо, чтобы числитель второго члена правой части обратился в нуль. Это условие может быть выполнено, если электрификацию осуществить на t_1 лет ранее года, когда грузопоток достигнет его критического значения, при этом в указанном интервале разность между годовыми расчетными затратами $\delta Z'_t$ будет иметь отрицательное значение. Таким образом, значение t_1 может быть найдено из следующего соотношения:

$$\sum_{t=1}^{t_1} \delta Z'_t (1 + P_n)^t = \sum_{t=0}^{t_p-1} \frac{\delta Z'_t}{(1 + P_n)^t}. \quad (2)$$

Для условий рассмотренного примера определим, насколько учет фактора времени при возрастающем грузопотоке повлияет на экономическую

оценку целесообразности электрификации однопутной линии. Предположим, что грузопоток увеличивается с течением времени по линейному закону, при этом ежегодный его прирост составляет $\alpha = 1,0$ млн. т. Результаты расчета для этих условий показаны на рис. 4. При грузопотоке 28 млн. т исчерпывается пропускная способность линии при тепловозной тяге, а при грузопотоке 34 млн. т — при электрической тяге. В связи с этим в интервале грузопотоков 28—34 млн. т значения $\delta Z'_t$ и δK_t определялись как разности соответствующих затрат для электрической тяги при однопутной линии, а для тепловозной тяги — для линии с двухпутными вставками. Начиная с грузопотоков 34 млн. т, принимались двухпутные вставки при обоих сравниваемых видах тяги. В интервале грузопотоков 28—34 млн. т δK_t становится отрицательным, т. е. капитальные вложения при тепловозной тяге больше, чем при электрической за счет добавления затрат на устройство двухпутных вставок.

На рис. 4 приведена кривая изменения P_{Φ} в зависимости от принятого расчетного срока t_p , т. е. срока, в течение которого производится приведение и суммирование расчетных затрат. Эта зависимость показывает, что после перехода на двухпутные вставки при обоих сравниваемых видах тяги значение P_{Φ} мало изменяется и достигает к концу рассматриваемого периода величины $P_{\Phi} = 0,25$, т. е. в 2,5 раза больше принятого нормативного значения $P_n = 0,1$.

Таким образом, если осуществить электрификацию однопутной линии при критическом значении грузопотока (11 млн. т), то при дальнейшем его росте на 1,0 млн. т в год фактическое значение приведенного коэффициента эффективности капитальных вложений P_{Φ} для условий рассмотренного примера составит 0,25.

Если определить значение t_1 и соответствующую ему величину грузопотока, при которых фактическое значение коэффициента эффективности P_{Φ} равно его нормативному значению P_n , то получим, что в условиях увеличения грузопотока на 1 млн. т в год перевод однопутной линии на электрическую тягу становится целесообразным в экономическом отношении, начиная с грузопотока 2 млн. т нетто в грузовом направлении. При меньших темпах прироста размеров перевозок естественно величина этого грузопотока будет больше и при $\alpha = 0$ достигнет критической величины грузопотока 11 млн. т (случай неизменных по годам размеров перевозок).

Как отмечалось, приведенные результаты расчетов соответствуют нормативному коэффициенту эффективности $P_n = 0,1$, который принят в настоящее время на железнодорожном транспорте. По многим другим отраслям народного хозяйства принимаются более высокие значения этого коэффициента; в последнее время поднимается вопрос о введении единого для всех отраслей народного хозяйства нормативного коэффициента эффективности капиталовложений примерно на уровне $P_n = 0,15$. В связи с этим для условий рассмотренного примера были проведены расчеты для $P_n = 0,15$, при этом получены следующие значения критических грузопотоков: однопутная линия — 14,5 млн. т, линия с двухпутными вставками — 22,3 млн. т и двух-

путная линия — 28,7 млн. т нетто в грузовом направлении. Если предположить, что грузопоток возрастает на 1 млн. т в год и электрифицировать однопутную линию при достижении грузопотоком его критического значения (14,5 млн. т), то фактическое значение коэффициента эффективности p_{ϕ} составит 0,3, причем при этих условиях становится выгодным электрифицировать линию, начиная с грузопотоков 7,5 млн. т нетто в грузовом направлении.

В таблице приведены значения p_{ϕ} и Γ (грузопоток, при котором становится экономически целесообразным переход с теплотворной на электрическую тягу) для различных α при $p_{\text{н}}=0,1$.

Характеристика линии	Показатели	Ежегодный прирост грузопотока в миллионах тонн в год		
		$\alpha = 0$	$\alpha = 0,5$	$\alpha = 1,0$
Однопутная	Γ	11,0	6,0	2,0
	p_{ϕ}	0,1	0,174	0,25
С двухпутными вставками	Γ	17,5	12,5	—
	p_{ϕ}	0,1	0,15	—
Двухпутная	Γ	20,5	16,0	—
	p_{ϕ}	0,1	0,14	—

Для условий наших дорог наиболее типичным является среднегодовой прирост грузопотока $\alpha = 0,5$ млн. т в год.

Как уже отмечалось, экономическая эффективность электрификации железных дорог зависит от очень многих факторов и должна определяться для каждой конкретной линии. Однако приведенные результаты расчета, выполненного для типичных условий, позволяют сделать вывод, что величины грузопотоков, при которых становится экономически целесообразной электрификация однопутных линий, значительно ниже грузопотоков, требующих устройства двухпутных вставок, т. е. электрификация однопутных линий практически во всех случаях должна предшествовать сооружению двухпутных вставок.

Проведенные расчеты показывают, что общая протяженность железнодорожных линий, которые в экономическом отношении целесообразно электрифицировать, значительно превышает задания Генерального плана.

Рассматривая вопросы эффективности электрификации железнодорожного транспорта, следует

иметь в виду, что многие вопросы методики решения этой задачи требуют еще уточнения и специальной разработки. Так, в приведенных расчетах не учтен ряд составляющих экономического эффекта, достигаемого при электрификации железных дорог, в частности: от перевода пассажирских поездов на централизованное электроснабжение от энергосистем общего пользования, от замены воздушных линий связи кабельными (повышение надежности и качества связи, снижение текущих издержек и увеличение количества каналов связи).

Существенным вопросом является дополнительный учет разновременности между производством и использованием отчислений на реновацию и капитальный ремонт при определении размеров этих отчислений, как это предусматривается «Основными методическими положениями технико-экономических расчетов в энергетике» [Л. 3, п. 9]. Это заметно повысит эффективность электрификации железных дорог, так как вариант применения электрической тяги является более капиталоемким, а многие сооружения электрификации и электроподвижной состав имеют большие сроки службы и требуют более редких, но относительно дорогих ремонтов.

Выводы. 1. В условиях замены тепловозной тяги электрической электрификация железных дорог является весьма эффективным мероприятием в экономическом отношении и в связи с этим должна получить дальнейшее широкое развитие.

2. Электрификация железных дорог является комплексным мероприятием, и для обеспечения правильной оценки эффективности ее применения недопустим ведомственный подход.

3. Для правильной оценки экономической эффективности электрификации железнодорожных линий в условиях возрастающих размеров перевозок необходимо учитывать изменение по годам капитальных вложений и эксплуатационных расходов, в частности отдаление затрат, связанных с сооружением двухпутных вставок и сплошных вторых путей.

Литература

1. Козин В. С. и Козлов И. Т., Выбор схем этапного развития железнодорожных линий, изд-во «Транспорт», 1964.
2. Баранов А. М., Козлов В. Е. и Фельдман Э. Д., Развитие пропускной способности однопутных линий, Труды ЦНИИ МПС, вып. 280, изд-во «Транспорт», 1964.
3. Основные методические положения технико-экономических расчетов в энергетике, «Электричество», 1959, № 10.

[16.6.1965]



Развитие и анализ схем внешнего энергоснабжения электрической тяги

Кандидат техн. наук **Б. Е. ГЕРОНИМУС**

Москва

Вопросами сравнения и типизации схем внешнего энергоснабжения железнодорожных тяговых устройств в Советском Союзе начали заниматься сравнительно недавно, а за рубежом до сих пор практически не занимаются.

Это объясняется в первую очередь тем, что только при массовой электрификации протяженных участков железных дорог, пролегающих, как правило, на территориях со слабо развитыми высоковольтными сетями, создание новых ЛЭП напряжением 110 кВ и выше оказывает серьезное влияние на энергоснабжение всех потребителей энергии отдельных областей и экономических районов. Поэтому такие вопросы, как выбор напряжения этих ЛЭП, расположение тяговых подстанций вдоль линий железных дорог, влияние нагрузок тяги на качество электроэнергии превратились в важные проблемы экономического развития всей страны. Кроме того, линейное расположение ЛЭП вдоль железных дорог создало предпосылки их использования для связи между отдельными энергосистемами, что отделило этим линиям значительную роль в создании Единой высоковольтной сети Советского Союза.

Однако небольшой срок, прошедший с начала рассмотрения этих проблем, не привел еще к каким-то единым взглядам на параметры системы внешнего энергоснабжения тяги. Особенно часто возникают разногласия между проектировщиками, разрабатывающими систему энергоснабжения тяги (начиная от вводов на тяговые подстанции и до пантографа электровоза) и систему внешнего энергоснабжения (от питающих центров энергосистемы до вводов на тяговые подстанции). Настоящая статья является попыткой объективно рассмотреть сложившиеся к настоящему времени схемы внешнего энергоснабжения тяговых устройств и дать рекомендации по их дальнейшей типизации.

В первый период электрификации железных дорог, когда протяженность переводимых на электрическую тягу участков не превышала 70—80 км, питание тяговых подстанций с точки зрения общей схемы энергоснабжения района практически не рассматривалось. Разработка схемы внешнего энергоснабжения заключалась в поисках вблизи соответ-

ствующей тяговой подстанции такого питающего центра системы (районной подстанции или электростанции), который мог бы обеспечить потребные нагрузки по мощности и допускал бы развитие своего распределительного устройства, исходя из того, что тяговые нагрузки являются нагрузками первой категории и требуют 100% резерва по числу вводов. При этом питающее напряжение определялось, исходя только из расстояния от питающего центра до тяговой подстанции и необходимой мощности ее. Поэтому подавляющее большинство тяговых подстанций, построенных до начала 50-х годов, имели напряжения питания 6, 10 или 35 кВ и питались двумя или несколькими линиями от одной или двух районных подстанций по радиальным линиям (рис. 1).

Такие решения облегчались еще и тем, что электрификация железных дорог производилась в районе крупных городов (Москва, Ленинград) или в крупных промышленных районах (Кривой Рог, Урал, Кузбасс), где имелось значительное число районных подстанций, энергосистемы имели довольно развитые сети и мощность электрических станций была значительной. Только в небольшом количестве случаев (Мурманск, Новокузнецк, Кавказ) часть тяговых подстанций сооружалась на напряжение 110 кВ, причем и в этих случаях сооружение ЛЭП, идущих вдоль железной дороги, применялось как случайное инженерное решение, а некоторые подстанции этого напряжения питались радиальными двухцепными линиями от соответствующих распределительных устройств районных подстанций.

Впервые вопрос об использовании продольных ЛЭП для питания тяговых подстанций целого направления возник при разработке проекта электрификации Омской магистрали, протяженностью около 650 км, на которой располагалось более 30 тяговых подстанций. Поскольку развитых энергосетей в этом районе не существовало, а питание каждой тяговой подстанции от своего центра питания не могло быть обеспечено, было решено построить схему энергоснабжения путем сооружения продольной двухцепной ЛЭП 110 кВ с подключением к ней тяговых подстанций отпайками. Для увеличения надежности питания, возможности резервирования и вывода в ремонт отдельных участков линии часть тяговых подстанций сооружалась по схеме так называемых «опорных», т. е. с двумя системами шин 110 кВ и заводом на них всех четырех (двух входящих и двух выходящих) цепей продольной ЛЭП. Все подключения к ЛЭП, как «опорных», так и отпаечных подстанций, осуществлялись через масляные выключатели. «Опорные» подстанции располагались через каждые 100—120 км, т. е. между двумя такими подстанциями размещалось 4—5 отпаечных подстанций (рис. 2).

Так как дальнейшее развитие электротяги осу-

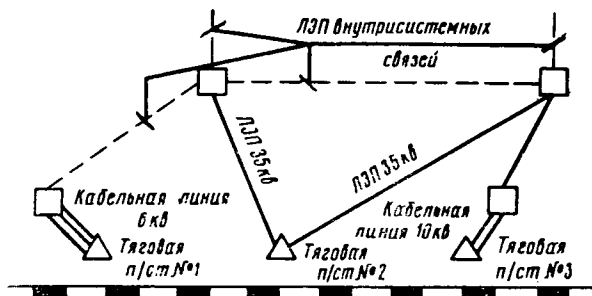


Рис. 1. Схема питания тяговых подстанций пригородного участка (1947 г.).

ществлялось путем введения в эксплуатацию участков длиной 200—500 км, такая схема послужила основой для создания типовой схемы энергоснабжения тяговых подстанций. Однако за прошедшие 12—15 лет она успела существенно измениться.

Первым этапом таких изменений явилась переработка схемы «Н» отпаечных подстанций с целью уменьшения количества масляных выключателей 110 кВ. Была рекомендована и принята схема, в которой масляные выключатели устанавливались только на двух присоединениях и в перемычке. Таким образом, была достигнута экономия двух выключателей 110 кВ на каждой отпаечной подстанции.

Некоторую дискуссию вызвал вопрос о том, где целесообразней оставлять выключатели — на вводах или на трансформаторах. Однако, принимая во внимание резкие колебания тяговой нагрузки и необходимость надежного АПВ и АВР, было принято решение об установке выключателей на вводах; трансформаторы же были оборудованы разъединителями с дистанционными приводами. Такие схемы просуществовали несколько лет.

Следующим этапом модернизации схем питания, обусловленным появлением быстродействующих отделителей и короткозамыкателей, явилась подстанция без масляных выключателей 110 кВ. Несмотря на некоторые опасения руководителей Управления электрификации МПС, эти схемы очень быстро были приняты и очень широко распространились на электрифицированных железных дорогах Советского Союза.

Одновременно с ними возникли такие схемы энергоснабжения, в которых питание тяговых подстанций осуществлялось не от двухцепных, а от одноцепных протяженных ЛЭП 110 кВ. Для этого были разработаны схемы отпаечных подстанций без масляных выключателей путем установки одного секционирующего выключателя в перемычке подстанции, сооружаемой по схеме «Н».

Нужно отметить, что к этому времени (1957—1958 гг.) широкое развитие электротяги и необходимость параллельной работы более отдаленных энергосистем по ЛЭП, питающим тягу, привело к появлению ЛЭП 220 кВ, к которым непосредственно подключались тяговые подстанции. В подавляющем большинстве эти ЛЭП были одноцепными. Принципы построения схем питающего напряжения 220 кВ тяговых подстанций были приняты теми же, что и для напряжений 110 кВ.

Большое количество аварий с двухцепными ЛЭП в 1959—1960 гг. привело к необходимости пересмотреть принципы присоединения тяговых подстанций к ЛЭП с целью увеличения надежности

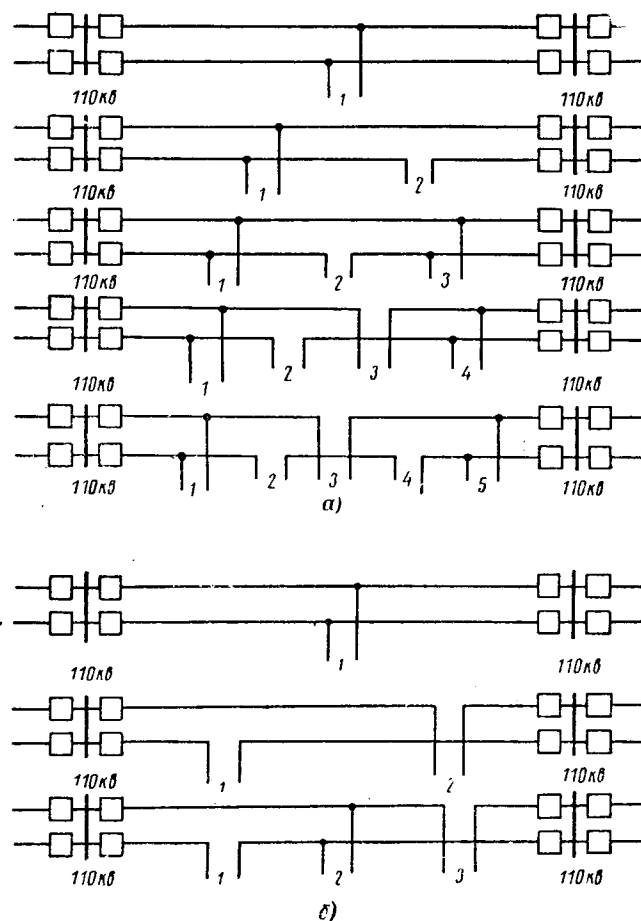


Рис. 3. Рекомендуемые схемы внешнего электроснабжения электрифицируемых железных дорог.

а — постоянного тока (число промежуточных подстанций от одной до пяти); б — переменного тока (число промежуточных подстанций от одной до трех).

питания таким образом, чтобы при обесточении двухцепной ЛЭП (при схлестывании проводов разных цепей, падении опор и т. п. авариях) можно было бы срочно восстановить питание большинства тяговых подстанций (кроме одной). В результате обсуждений этого вопроса на специальных совещаниях были предложены типовые схемы питания тяговых подстанций от ЛЭП 110—220 кВ (рис. 3, а и б). Эти схемы были утверждены решением Союзглавэнерго, МСЭС и МПС в декабре 1961 г. (решение ЭС-48).

Суть этого решения и рекомендуемые схемы РУ питающего напряжения тяговых подстанций таковы.

1. При питании двухцепными ЛЭП.

а) Опорные тяговые подстанции располагаются через 100—150 км.

б) Между двумя опорными подстанциями допускается подключать по схеме «Н» не более 5 подстанций любого назначения (в том числе и тяговых). При этом для системы электротяги на постоянном токе число промежуточных подстанций не должно превышать 5, а при системе переменного тока — 3 (при 110 кВ) или 5 (при 220 кВ).

в) Промежуточные подстанции должны быть двух типов — отпаечные и включаемые в рассечку

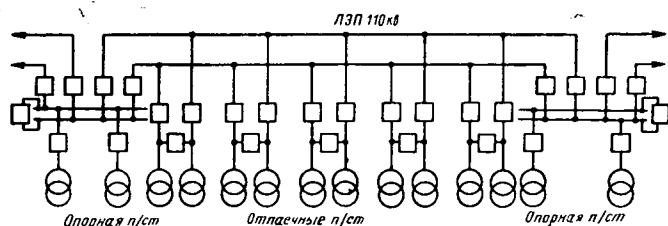


Рис. 2. Схема питания тяговых подстанций Омской железной дороги.

одной из линий двухцепной ЛЭП (проходные). Таким образом, между двумя опорными подстанциями располагаются последовательно проходная подстанция, врезанная в ЛЭП № 1; то же, но врезанная в ЛЭП № 2; отпаечная; проходная, врезанная в ЛЭП № 1; то же, но врезанная в ЛЭП № 2.

г) Отпаечные подстанции выполняются по схеме, существовавшей и ранее. Проходные подстанции сооружаются по аналогичной схеме, но без коммутационного аппарата (разъединителя, отделителя) в перемычке для увеличения надежности транзита.

2. При питании от одноцепных ЛЭП все тяговые подстанции включаются в рассечку этой ЛЭП по схеме проходной подстанции, но с масляным выключателем в перемычке.

Таким образом, в настоящее время типовой схемой питания тяговых подстанций является питание от двух- или одноцепной ЛЭП 110 или 220 кВ, идущих вдоль железной дороги. При этом основным типом является промежуточная подстанция в трех модификациях — отпаечная, проходная с глухой перемычкой и проходная с масляным выключателем в перемычке. Через каждые 100—150 км двухцепные ЛЭП заводятся на шины опорных подстанций, каждая цепь через свой выключатель.

Как показал опыт эксплуатации, проектирования и монтажа, такие типы подстанций сравнительно легко поддаются унификации и блочной компоновке. Вместе с тем чередование различных типов подстанций при их присоединении к двухцепным ЛЭП и применение МВ в перемычке на подстанциях, питаемых от одноцепных ЛЭП, создает такую схему, при которой любая авария на линиях передачи вызывает длительное отключение не более чем одной тяговой подстанции. Поэтому можно считать, что принципиальное решение схем внешнего энергоснабжения, принятое в последние годы, как типовое, является удачным и может быть сохранено на ближайшие годы.

Однако есть ряд вопросов, касающихся в основном схем РУ питающего напряжения тяговых подстанций, которые требуют некоторого анализа и решения.

Первый из таких вопросов — необходимость шунтирования перемычки у проходных подстанций. Дело в том, что при любых ревизионных работах на перемычке, а особенно при наличии в ней выключателя (когда ревизии производятся довольно часто), нарушается транзитная работа ЛЭП, в которую врезана проходная подстанция. Поэтому в последнее время появилась обоснованная рекомендация: сооружать на входе в тяговую подстанцию вторую перемычку с разъединителями и трансформатором тока, которая может быть включена при работах

на основной перемычке. Такое предложение кажется нам целесообразным, и в последних наших разработках мы его учитываем.

Второй вопрос поднимают эксплуатационники. Они считают, что на проходной подстанции без МВ целесообразно делать не глухую перемычку, а врезать в нее разъединитель с моторным приводом. Поскольку оперативной необходимости в таком разъединителе нет, а ремонт оборудования 110 кВ легко решается путем устройства второй перемычки (см. выше), то мы считаем, что схему с глухой перемычкой менять не следует.

Третий вопрос связан с оборудованием, поставляемым нашей промышленностью. Когда было принято решение ЭС-48, предполагалось, что промышленность будет выпускать надежные быстродействующие отделители двустороннего действия. Однако до сих пор их нет. Поэтому на трансформаторах мы применяем отделители, работающие только на отключение, а на вводах и в перемычках отпаечных подстанций устанавливаем разъединители с моторными приводами ПДН-220. Такое решение громоздко и дорого. Время работы таких разъединителей велико, что вынуждает увеличивать время АПВ на опорных подстанциях. Однако заставить промышленность выпускать нужные аппараты не удается.

Наконец, вопрос о схемах опорных подстанций. Типовые схемы таких подстанций, разработанные Энергосетьпроект, имеют одинарную секционированную систему шин 110—220 кВ и обходную шину, но Министерство путей сообщения придерживается старой схемы с двумя системами шин и ПСМВ. Несмотря на то что эта схема принята давно, она довольно проста, надежна и, как показал опыт, не намного дороже, чем новые схемы. Кроме того, она довольно просто позволяет отказаться от масляных выключателей на понизительных трансформаторах таких подстанций, если включить их через отделители. В этом случае отключение трансформаторов от защиты вызовет кратковременное отключение не всех вводов, а только тех, которые питают систему шин, к которой подключены трансформаторы.

В настоящее время можно считать, что типовые схемы внешнего энергоснабжения тяги сложились и являются вполне работоспособными и надежными. Пути некоторой модернизации их также ясны. Дополнение этих схем типовыми проектами защиты ЛЭП и подстанций значительно упростит и облегчит проектирование, монтаж и эксплуатацию систем тягового энергоснабжения вообще и тяговых подстанций в частности.

[27.2.1965]



Приближенное определение максимальной передаваемой мощности от удаленной станции и настройки автоматических регуляторов возбуждения по отклонению напряжения

Кандидат техн. наук И. В. ЛИТКЕНС и инж. В. А. СТРОЕВ

Московский энергетический институт

Введение. В системах, содержащих удаленные станции, генераторы которых снабжены АРВ пропорционального действия, приобретают большое значение задачи выбора настроечных параметров АРВ [Л. 1—3]. В настоящей статье предлагается упрощенная методика определения максимальной передаваемой мощности с учетом самораскачивания, совмещенная с выбором настройки АРВ пропорционального действия (которая условно называется оптимальной), обеспечивающей наибольшее значение максимальной передаваемой мощности. Рассматривается АРВ пропорционального действия¹, регулирующей по отклонению напряжения со стабилизацией в виде гибкой отрицательной обратной связи (ГОС), охватывающей возбудитель. Настроечными параметрами АРВ являются коэффициент усиления k_{OU} и эквивалентная постоянная времени возбудителя с учетом ГОС— T_e .

Максимальная мощность сравнивается с соответствующим значением, определенным без учета самораскачивания как максимум характеристики $P=f(\delta)$ при условии постоянства E'_d . Оценивается, при каких параметрах электрической системы расчеты устойчивости с учетом самораскачивания целесообразны.

Принятая методика аналитических исследований и ее упрощение. Для определения оптимальной (обеспечивающей максимальную величину предельной передаваемой мощности регулируемого генератора) настройки АРВ пропорционального действия и соответствующего ей значения P_{\max} применяется следующая графоаналитическая методика²:

1. Строится серия статических характеристик мощности эквивалентного регулируемого генератора станции $P=f(\delta)$ для ряда значений k_{OU} .

2. Строится граница области устойчивых режимов в виде зависимости $k_{OU}=\varphi(\delta)$.

3. Определяется величина P_{\max} путем совместного графического решения зависимостей, полученных в пп. 1 и 2. Одновременно определяются значения $k_{OU\text{опт}}$ и $\delta_{\text{опт}}$, соответствующие условию $P=P_{\max}$ (рис. 1).

4. Расчеты повторяются при разных значениях коэффициента гибкой обратной связи АРВ (что отражается в изменении зависимости $k_{OU}=\varphi(\delta)$), и на основании полученных результатов определяется оптимальная настройка АРВ.

Рассмотрим более подробно эту методику для простейшей системы «генератор — шины бесконеч-

ной мощности» (рис. 2) при следующих исходных предположениях:

а) АРВ генератора электронного типа, реагирующий на отклонение напряжения на выводах генератора от заданной величины $U_{г0}$. Для стабилизации применяется гибкая обратная связь по напряжению возбудителя. Пренебрегая малой постоянной времени АРВ и считая, что действие гибкой обратной связи эквивалентно увеличению постоянной времени возбудителя, система возбуждения и АРВ учитываются одним аperiодическим звеном с эквивалентной постоянной времени T_e .

б) Сопротивление статорных цепей и сопротивление генератора с приемной системой чисто реактивные.

в) Отсутствует демпферный момент генератора.

г) Отсутствует насыщение генератора и возбудителя.

Приведем расчетные выражения, необходимые для определения оптимальной настройки АРВ.

Статические характеристики мощности рассчитываются по выражению [Л. 4]:

$$P = \frac{E_d U}{x_{d\Sigma}} \sin \delta + \frac{U^2}{2} \frac{x_d - x_q}{x_{d\Sigma} x_{q\Sigma}} \sin 2\delta, \quad (1)$$

где $x_{d\Sigma} = x_d + x_c$; $x_{q\Sigma} = x_q + x_c$;

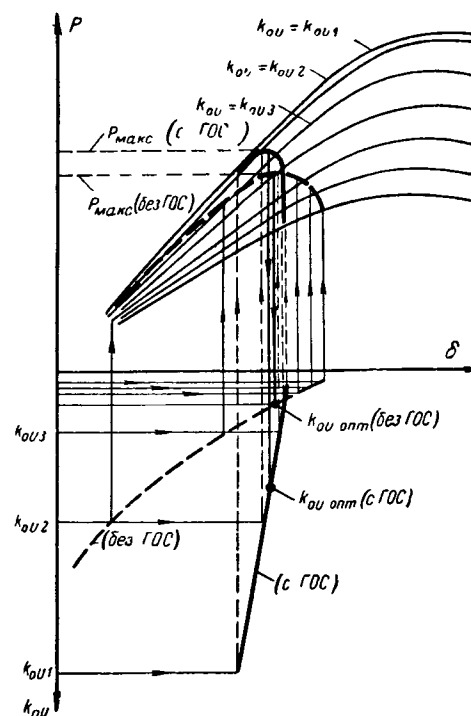


Рис. 1. Графоаналитическая методика выбора оптимальной настройки АРВ пропорционального действия и определения P_{\max} .

¹ Например, типа АРВ-300МР, АРВ-300И, разработанные в ВЭИ.

² Эта методика разработана и применялась авторами для схем «станция—станция» и «станция—шины бесконечной мощности».

$$E_d = E_{d0} + (U_{r0} - U_r) k_{0U} = - \frac{U \frac{x_c x_d}{x_{d\Sigma}^2} k_{0U}^2 \cos \delta + k_{0U} U_{r0} + E_{d0}}{\left(\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} k_{0U} \right)^2 - 1} +$$

$$+ \frac{\sqrt{\left[U \frac{x_c x_d}{x_{d\Sigma}^2} k_{0U}^2 \cos \delta + k_{0U} U_{r0} + E_{d0} \right]^2 - \left[\left(\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} k_{0U} \right)^2 - 1 \right] \left\{ U^2 k_{0U}^2 \left[\left(\frac{x_d}{x_{d\Sigma}} \cos \delta \right)^2 + \left(\frac{x_q}{x_{q\Sigma}} \sin \delta \right)^2 \right] - (k_{0U} U_{r0} + E_{d0})^2 \right\}}}{\left(\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} k_{0U} \right)^2 - 1}; \quad (2)$$

здесь U_{r0} — напряжение уставки регулятора;

E_{d0} — значение э. д. с. E_d генератора при $U_r = U_{r0}$.

Необходимая для определения оптимальной настройки АРВ зависимость $k_{0U} = \varphi(\delta)$, определяющая границу области устойчивых режимов системы, находится посредством анализа характеристического уравнения системы, имеющего для рассматриваемой схемы следующий вид [Л. 4]:

$$T_J T'_d T_e p^4 + T_J (T'_d + T_e) p^3 +$$

$$+ (T_J + b T_J k_{0U} + T'_d T_e c_2) p^2 +$$

$$+ (T'_d c_2 + T_e c_1) p + c_1 + b c_3 k_{0U} = 0; \quad (3)$$

где

$$c_1 = \frac{\partial P}{\partial \delta} \Big|_{E_d = \text{пост}} = \frac{E_d U}{x_{d\Sigma}} \cos \delta + U^2 \frac{x_d - x_q}{x_{d\Sigma} x_{q\Sigma}} \cos 2\delta;$$

$$c_2 = \frac{\partial P}{\partial \delta} \Big|_{E'_d = \text{пост}} = c_1 + U^2 \frac{x_d - x'_d}{x_{d\Sigma} x'_{d\Sigma}} \sin^2 \delta;$$

$$c_3 = \frac{\partial P}{\partial \delta} \Big|_{U_r = \text{пост}} = c_1 + U^2 \frac{x_{d\Sigma}}{x_c} \times$$

$$\frac{E_d \frac{x_c x_d}{x_{d\Sigma}^2} + U \left(\frac{x_d^2}{x_{d\Sigma}^2} - \frac{x_q^2}{x_{q\Sigma}^2} \right) \cos \delta}{E_d x_c + U x_d \cos \delta} \sin^2 \delta;$$

$$b = \frac{\partial U_r}{\partial E_d} = \frac{1}{U_r} \left(E_d \frac{x_c}{x_{d\Sigma}} + \right.$$

$$\left. + U \frac{x_d}{x_{d\Sigma}} \cos \delta \right) \frac{x_c}{x_{d\Sigma}}. \quad (4)$$

Как показал анализ характеристического уравнения (3), для устойчивости системы необходимо и достаточно выполнение следующих условий:

$$k_{0U} \geq k_{0U \text{ мин}} = - \frac{c_1}{b c_3}; \quad (5)$$

$$k_{0U} \leq k_{0U \text{ макс}} = \frac{1 + \frac{T_e^2}{T_J} \left(c_1 + \frac{c_2 - c_1}{\alpha} \right)}{b (c_4 - 1)}; \quad (6)$$

где

$$\alpha = \frac{T_e + T'_d}{T'_d}; \quad c_4 = \frac{c_3 - c_1}{c_2 - c_1}.$$

Условие (5) следует из требования положительности свободного члена характеристического уравнения (3) и определяет минимально допустимое по устойчивости системы значение k_{0U} . Граница устойчивости, определенная по этому условию, соответствует максимуму статической характеристики мощности, построенной для рассматриваемого значения k_{0U} .

Условие (6) следует из положительности предпоследнего определителя Гурвица характеристического уравнения (3) и определяет максимальное допустимое значение k_{0U} по самораскачиванию.

Максимальное значение k_{0U} , определенное по условию (6), уменьшается с увеличением δ . В связи с этим нетрудно показать, что предельный по устойчивости режим при оптимальной настройке регулятора, определенный с учетом только условия (6), будет удовлетворять условию (5), и поэтому условие (5) нет необходимости рассматривать.

Расчеты оптимальной настройки АРВ, проводящиеся с помощью выражений (1), (2) и (6), довольно трудоемки.

Определение зависимости $k_{0U \text{ макс}} = \varphi(\delta)$ требует довольно большой вычислительной работы, связанной с тем, что частные производные b , c_1 и c_4 зависят от E_d и, следовательно, от k_{0U} . Это приводит к следующему порядку расчета: задавшись k_{0U1} , вычисляют по (2) E_d , по (4) частные производные и по (6) $k_{0U \text{ макс}}$ для ряда значений δ . На кривой $k_{0U \text{ макс}} = \varphi_1(\delta)$ выбирают точку $k_{0U \text{ макс}} = k_{0U1}$. Эта точка соответствует искомой кривой. Повторив расчеты для ряда значений k_{0U} и выбрав на каждой кривой лишь одну точку, строят всю искомую кривую $k_{0U \text{ макс}} = \varphi(\delta)$.

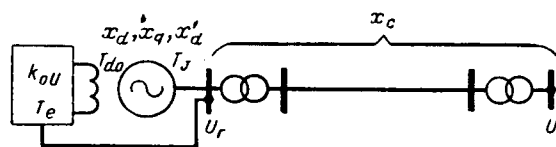


Рис. 2. Схема исследуемой системы.

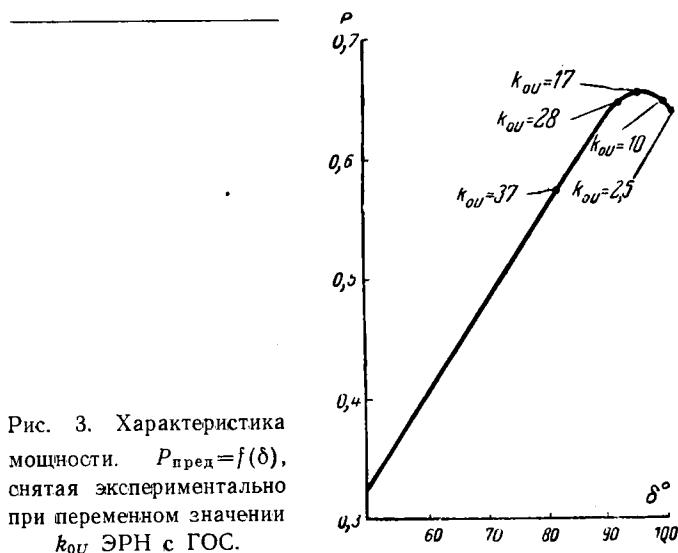


Рис. 3. Характеристика мощности. $P_{\text{пред}} = f(\delta)$, снятая экспериментально при переменном значении k_{0U} ЭРН с ГЭС.

Проведенный анализ выражений (2) и (6), подтвержденный серией расчетов, показал возможность вычислять E_d и $k_{0U \text{ макс}}$ по следующим упрощенным выражениям, дающим погрешность в пределах точности расчета:

$$E_d = \frac{E_{d0} + k_{0U} \frac{x_d}{x_{d\Sigma}} (F - \cos \delta)}{1 + k_{0U} \frac{x_c}{x_{d\Sigma}}}; \quad (7)$$

$$k_{0U \text{ макс}} = \frac{A + B \cos \delta + B' \cos^2 \delta}{C + D \cos \delta}, \quad (8)$$

где

$$\left. \begin{aligned} A &= 1 + \frac{T_e^2}{T_J} U^2 \left[\frac{x_d - x'_d}{\alpha x_{d\Sigma} x'_{d\Sigma}} - \frac{x_d - x_q}{x_{d\Sigma} x_{q\Sigma}} \right]; \\ B &= \frac{T_e^2}{T_J} U^2 \frac{x_d}{x_c x_{d\Sigma}} F; \\ B' &= \frac{T_e^2}{T_J} U^2 \left[2 \frac{x_d - x_q}{x_{d\Sigma} x_{q\Sigma}} - \frac{x_d}{x_c x_{d\Sigma}} - \frac{x_d - x'_d}{\alpha x_{d\Sigma} x'_{d\Sigma}} \right]; \\ C &= F \frac{x_d}{x_{d\Sigma}^2} \left[\frac{x'_{d\Sigma} x_d}{x_d - x'_d} \alpha - x_c \right]; \\ D &= - \frac{x'_{d\Sigma} x_q^2}{(x_d - x'_d) x_{q\Sigma}^2}; \\ F &= \sqrt{\left(\frac{x_{d\Sigma}}{x_d} \frac{U_{r0}}{U} \right)^2 - \left(\frac{x_q x_{d\Sigma}}{x_d x_{q\Sigma}} \right)^2 \sin^2 \delta}. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Упрощение выражения (6) к виду (8) было проведено на основании допущения, что коэффициенты выражения (6) не зависят от k_{0U} и определяются при условии $U_r = U_{r0} = \text{пост.}$

Задачу определения оптимальной настройки рассматриваемой системы можно упростить, решая ее аналитически как задачу отыскания условного максимума функции двух переменных $P = f(\delta, k_{0U})$ при условии связи

$$\psi(\delta, k_{0U}) = k_{0U} - \varphi(\delta) = 0.$$

Условие оптимальной настройки будет при этом удовлетворять следующей системе уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial P}{\partial \delta} \cdot \frac{\partial \psi}{\partial k_{0U}} - \frac{\partial P}{\partial k_{0U}} \cdot \frac{\partial \psi}{\partial \delta} &= 0; \\ \psi &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где $P = f(\delta, k_{0U})$ и $\psi(\delta, k_{0U}) = 0$ определяются соответственно по выражениям (1), (7) и (8).

Решив систему уравнений (10) относительно δ , получим значение $\delta = \delta_{\text{опт}}$ для режима, соответствующего максимальной мощности, передаваемой от станции в систему,

Выражение (11) получено при допущении, что $\cos^2 \delta \approx 0$ и $\sin^2 \delta \approx 1$, основанном на результатах серии расчетов, проведенных при широкой вариации параметров системы «станция — шины» и показавших, что максимум передаваемой мощности, соответствующий оптимальной настройке АРВ, наступает при углах, достаточно мало отличающихся от $\delta = 90^\circ$.

Аналитический метод определения оптимальной настройки АРВ и соответствующей ей $P_{\text{макс}}$ состоит в определении $\delta_{\text{опт}}$ по (11) при заданных параметрах системы, ее исходного режима и величине T_c . Далее по формулам (8), (7) и (1) последовательно определяются $k_{0U \text{ опт}}$ и $P_{\text{макс}}$. Изменением величины T_e устанавливается зависимость $P_{\text{макс}} = f(T_e)$ и $k_{0U \text{ опт}} = f(T_e)$ и выбирается $T_{e \text{ опт}}$, исходя из соображений обеспечения максимальной передаваемой мощности, либо при минимальном замедлении системы возбуждения (рис. 5,а), либо при заданной точности поддержания напряжения, т. е. заданном k_{0U} (рис. 5,б).

Как показали результаты, расчеты аналитическим методом занимают гораздо меньше времени, чем графо-аналитическим, и дают погрешность в определении $P_{\text{макс}}$ не более 1—2%.

Экспериментальная проверка результатов. С целью проверки аналитического метода определения оптимальной настройки АРВ пропорционального действия и соответствующего ей $P_{\text{макс}}$ на динамической модели МЭИ были проведены эксперименты, результаты которых сравнивались с результатами соответствующих расчетов.

Эксперименты проводились в схеме, представленной на рис. 2. Определение оптимальной настройки и соответствующего ей значения $P_{\text{макс}}$ проводилось следующим образом: установив в исходном режиме определенное значение k_{0U} и T_e (с помощью изменения параметров гибкой отрицательной обратной связи), плавно увеличивали мощность вплоть до появления самораскачивания системы. Мощность, при которой начинается самораскачивание, отмечается как предельная ($P_{\text{пред}}$) при заданных k_{0U} и T_e . При сохранении синхронизма мощность генератора уменьшается до исходного значения. Изменяется k_{0U} (при постоянном T_e) и вновь плавно увеличивается мощность до предельной величины, при которой начинается самораскачивание. Повторив подобные опыты для разных значений k_{0U} , строят кривую $P_{\text{пред}} = f(\delta)$ при $k_{0U} = \text{перем.}$ Значение k_{0U} , при котором характеристика мощности достигает максимума ($P_{\text{макс}}$) при условии $T_e = \text{пост.}$, определяет оптимальную настройку $k_{0U \text{ опт}}$.

$$\delta_{\text{опт}} = \arccos \frac{\frac{BC - AD}{Cx_{d\Sigma} + Ax_c} \left(F' x_d - \frac{E_{d0}}{U} x_c \right) x_{d\Sigma} - Ax_d - \frac{x_d - x_q}{x_{q\Sigma}} (Cx_{d\Sigma} + Ax_c)}{AF' x_d + 2Bx_d + \frac{E_{d0}}{U} Cx_{d\Sigma} + 2 \frac{x_d - x_q}{x_{q\Sigma}} (Dx_{d\Sigma} + Bx_c)}; \quad (11)$$

где $F' = \sqrt{\left(\frac{x_{d\Sigma}}{x_d} \frac{U_{r0}}{U} \right)^2 - \left(\frac{x_q x_{d\Sigma}}{x_d x_{q\Sigma}} \right)^2}$, а коэффициенты

A, B, C и D определяются по выражениям (9).

Результаты расчетов, проведенных по выражениям (11), (8), (7) и (1) при параметрах модели, показали достаточно хорошее совпадение с результатами экспериментов.

В качестве примера на рис. 3 приведена экспериментально полученная зависимость $P_{\text{пред}} = f(\delta)$ для схемы, имеющей следующие значения параметров: $x_d = x_q = 1,85$; $x'_d = 0,74$; $x_c = 1,24$; $T_{d0} = 7$ сек; $T_J = 15$ сек. За исходный принимался нормальный режим, характеризующийся углом $\delta_0 = 50^\circ$, $P_0 = 0,32$ и номинальными значениями напряжений по концам линии. Оптимальная настройка АРВ в этом случае характеризуется $k_{0U\text{опт}} = 17$ ед. возб./ед. напр. при $\delta_{\text{опт}} = 95^\circ$ и $P_{\text{макс}} = 0,66$. Расчеты, проведенные аналитическим методом, дали следующие результаты: $k_{0U\text{опт}} = 22$, $\delta_{\text{опт}} = 93^\circ$, $P_{\text{макс}} = 0,64$, т. е. совпадение с результатами эксперимента достаточно близкое.

Исследование влияния параметров системы. С помощью аналитического метода были проведены исследования зависимости параметров оптимальной настройки АРВ и $P_{\text{макс}}$ от параметров системы.

Условия исследования. Параметры системы варьировались в реальных пределах: относительная длина линии, условно оцениваемая как $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,2 \div 0,35$, реактивные сопротивления генератора $x_d = 1 \div 2$, $x'_d = 0,3 \div 0,6$, постоянная инерции генератора $T_J = 4 \div 10$ сек. Рассматривалась электромашинная система возбуждения с естественной постоянной времени $T_e = 0,3 \div 1$ сек. Большие значения T_e соответствуют эквивалентной постоянной времени с учетом гибкой отрицательной обратной связи.

Расчеты проводились в относительных единицах, отнесенных к номинальной мощности передающей станции и номинальному напряжению линии. В исходном режиме: $P_0 = 0,85$, $U_{\text{го}} = U_r = 1$. Определялись $k_{0U\text{опт}}$; $P_{\text{макс}}$; коэффициент запаса по мощности

$$k_{3P} = \frac{P_{\text{макс}} - P_0}{P_0} \cdot 100\%.$$

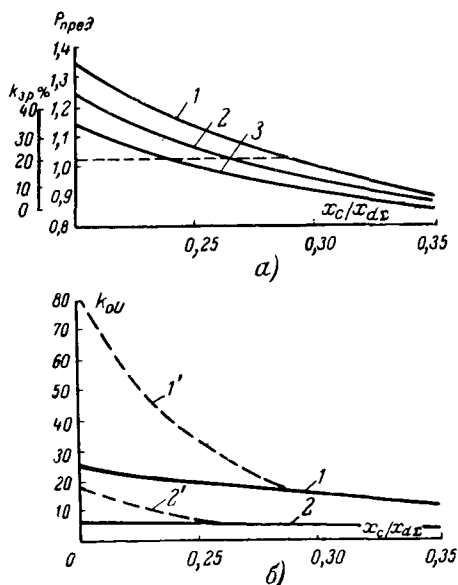


Рис. 4. Зависимости предельной передаваемой мощности, k_{3P} (а) и k_{0U} (б) от $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}}$.

1 и 2 — при оптимальной настройке АРВ и T_e соответственно 1 и 0,3 сек; 3 — при $E'_d = E'_d0 = \text{пост}$; 1' и 2' — при $k_{3P} = 20\%$. Параметры системы: $x_d = x_q = 2,0$; $x'_d = 0,5$; $T_J = 7$ сек; $T_{d0} = 5$ сек.

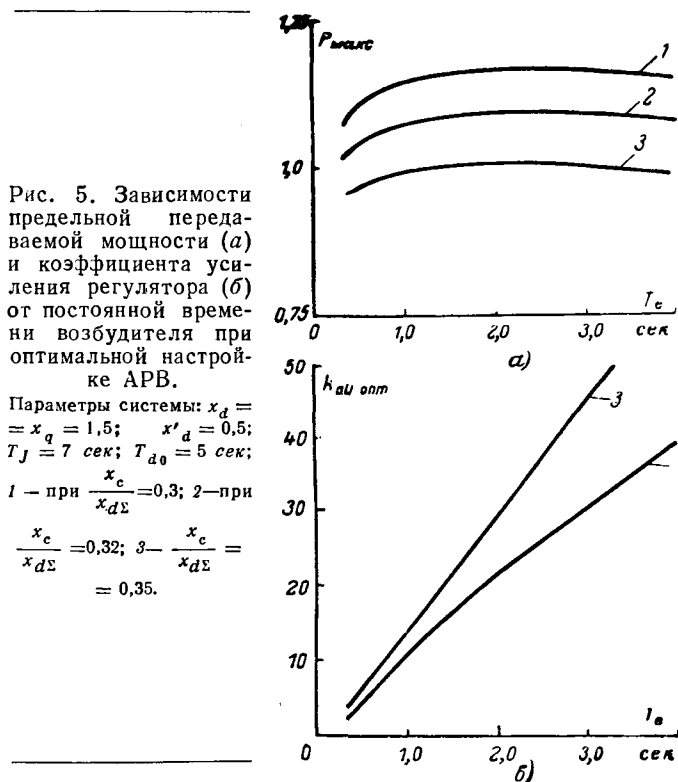


Рис. 5. Зависимости предельной передаваемой мощности (а) и коэффициента усиления регулятора (б) от постоянной времени возбудителя при оптимальной настройке АРВ.

Параметры системы: $x_d = x_q = 1,5$; $x'_d = 0,5$; $T_J = 7$ сек; $T_{d0} = 5$ сек;
1 — при $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,3$; 2 — при $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,32$; 3 — $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,35$.

Результаты исследования. 1. Исследование влияния относительной длины линии ($\frac{x_c}{x_{d\Sigma}}$) на $P_{\text{макс}}$ и k_{3P} определило условия, при которых выбор $k_{0U\text{опт}}$ имеет актуальное значение. При $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} < 0,27$ коэффициент запаса при оптимальной настройке АРВ обычно становится больше нормативного (по нормативам $k_{3P} = 15 \div 20\%$) и условие достижения наибольшей передаваемой мощности уже не является определяющим при выборе настройки АРВ. В этих случаях можно увеличивать $k_{0U} > k_{0U\text{опт}}$ до такой величины, при которой k_{3P} равен нормативному. Расчет настройки АРВ при этом проводится следующим образом: для ряда значений $\delta < \delta_{\text{опт}}$ по (8), (7), (1) вычисляются k_{0U} , $P_{\text{пред}}$ и k_{3P} и определяется k_{0U} , соответствующее нормативной величине k_{3P} . Выбранная таким образом на-

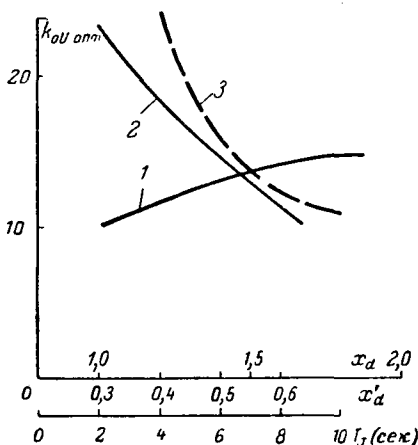
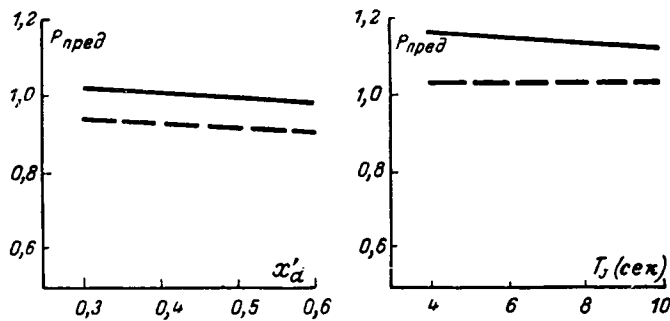
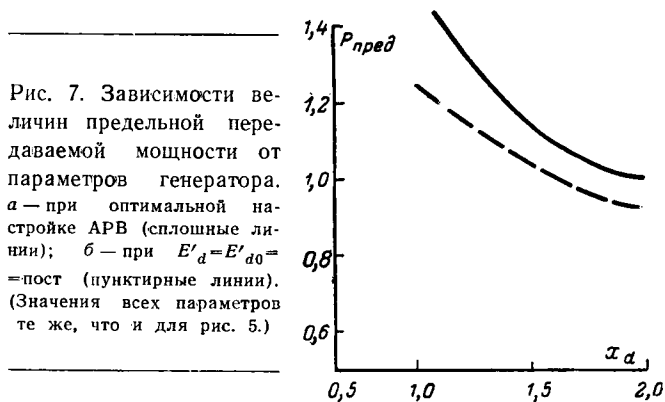


Рис. 6. Зависимость $k_{0U\text{опт}}$ от параметров генератора при $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,3$; $T_e = 1$ сек; $T_{d0} = 5$ сек;
1 — $k_{0U\text{опт}} = f_1(x_d)$; $x'_d = 0,5$; $T_J = 7$ сек;
2 — $k_{0U\text{опт}} = f_2(x'_d)$; $x_d = 2$; $T_J = 7$ сек;
3 — $k_{0U\text{опт}} = f_3(T_J)$; $x_d = 1,5$; $x'_d = 0,5$.



стройка АРВ обеспечивает нормативный запас устойчивости при наибольшей возможной точности поддержания напряжения на зажимах генератора (рис. 4).

Таким образом, выбор оптимальной настройки АРВ пропорционального действия синхронных генераторов следует производить в зависимости от положения станции в системе.

2. Зависимость $P_{\text{макс}}$ от T_e (рис. 5, а) имеет пологий максимум, наступающий примерно при $T_e = 2,5 \div 6$ сек. Существенное увеличение $P_{\text{макс}}$ наблюдается при увеличении T_e до 1—2,0 сек. Дальнейшее увеличение T_e с этой точки зрения нецелесообразно. Вместе с тем дальнейшее увеличение T_e дает возможность увеличить k_{OU} (рис. 5, б) и целесообразно в том случае, когда полученная величина k_{OU} не обеспечивает требуемой точности поддержания напряжения. Таким образом, определение параметров гибкой обратной связи следует производить по заданной величине $P_{\text{макс}}$ и k_{OU} выбираемого, исходя из требований точности поддержания напряжения.

3. Величина $k_{OU \text{ опт}}$ и $P_{\text{макс}}$ при заданных $\frac{x_c}{x_{d\Sigma}}$ и T_e зависит (рис. 6, 7) от параметров генератора.

Увеличение x'_d и T_J , уменьшение x_d приводит к уменьшению $k_{OU \text{ опт}}$ (рис. 6).

На величину $P_{\text{макс}}$ из рассмотренных параметров генератора наиболее сильное влияние оказывает x_d (рис. 7), увеличение которого приводит к уменьшению $P_{\text{макс}}$.

4. Отклонение настройки АРВ от оптимальной приводит к уменьшению предельной передаваемой мощности, особенно существенному при малых T_e (рис. 8). При $T_e \geq 2 \div 3$ сек значительное увеличение k_{OU} по сравнению с $k_{OU \text{ опт}}$ приводит к незначительному уменьшению предельной передаваемой мощности.

5. Максимально передаваемая мощность $P_{\text{макс}}$, соответствующая условию оптимальной настройки АРВ пропорционального действия, всегда (при всех рассмотренных вариантах параметров системы) превышает мощность, определяемую как максимум характеристики $P = f(\delta)$ при $E'_d = \text{const}$. (рис. 4 и 7). Это дает возможность проводить предварительный расчет статической устойчивости ($P_{\text{пред}}$ и $k_{\text{ЗР}}$) без учета самораскачивания, по статической характеристике, построенной при $E'_d = \text{const}$, т. е. обычно применяемым упрощенным методом. Если полученное при этом расчете значение $k_{\text{ЗР}}$ равно или больше

нормативного, то $P_{\text{макс}}$ можно не определять (так как его определение приведет к дальнейшему увеличению $k_{\text{ЗР}}$). Если $k_{\text{ЗР}}$ меньше нормативного, то его необходимо уточнить путем расчета $P_{\text{макс}}$. Необходимость в таком уточнении возникает при относительно больших длинах линии ($\frac{x_c}{x_{d\Sigma}} = 0,3 \div 0,35$, см. рис. 4). В этих случаях расчеты при условии $E'_d = \text{const}$ обычно приводят к величине запаса статической устойчивости меньше нормативного, а расчет $P_{\text{макс}}$ увеличивает величину запаса минимум на 5—10%, что обеспечивает в некоторых случаях необходимый уровень статической устойчивости при установке АРВ пропорционального действия с оптимальной настройкой.

Литература

1. Лебедев С. А., Исследование искусственной устойчивости, Труды ВЭИ, вып. 40, Госэнергоиздат, 1940.
2. Маркович И. М. и Совалов С. А., Экспериментальное исследование режима дальней электропередачи вблизи предела статической устойчивости, «Электричество», 1953, № 6.
3. Иносов В. А., Исследование устойчивости энергосистем частотным методом и оптимальные характеристики автоматических регуляторов напряжения для генераторов, работающих на дальние электропередачи, Сб. трудов Института электротехники АН УССР, вып. 8, Киев, 1952.
4. Венников В. А., Электромеханические переходные процессы в электрических системах, Госэнергоиздат, 1958.

[28.1.1965]

О влиянии переходных процессов в линии на устойчивость дальних электропередач

Э. С. ЛУКАШОВ

Новосибирск

О влиянии переходных процессов в линии на устойчивость дальних электропередач переменного тока упоминается в монографии В. А. Венникова [Л. 1], но в специальной литературе по этому вопросу имеется всего лишь одна публикация [Л. 2].

Ю. А. Розовский получил характеристическое уравнение системы генератор — длинная линия, учитывающее переходные процессы в линии. За основу принимались уравнения линии и генератора в фазных координатах. Полученное характеристическое уравнение исследовалось на устойчивость методом D -разбения по параметру k (коэффициент регулирования возбуждения по отклонению напряжения генератора). В результате расчетов, проведенных для электропередачи длиной 1 000 км, было установлено, что диапазон значений k , при которых система устойчива, практически не зависит от учета переходных процессов в линии.

Попыток исследовать влияние переходных процессов в линии при других законах регулирования возбуждения и, в первую очередь, при «сильном» регулировании не предпринималось, видимо, вследствие трудоемкости методики. Распространить же вывод Ю. А. Розовского на другие схемы с другими законами регулирования и тем более на электропередачи с длиной, превышающей 1 000 км, как справедливо отмечает сам автор, не представляется возможным.

Таким образом, в настоящее время признается, что переходные процессы в линии могут влиять на устойчивость, однако каким образом будет сказываться это влияние — неизвестно.

Задача настоящей статьи — показать, что учет переходных процессов в линии может быть произведен достаточно просто при исследовании уравнений системы во вращающихся координатных осях. Задачей этой статьи является также исследование влияния переходных процессов в линии на устойчивость электропередачи при наличии на генераторе «сильного» регулирования возбуждения, получение ответа на вопрос — как и в чем сказывается это влияние.

Составим систему дифференциальных линейаризованных уравнений для синхронного генератора, соединенного с шинами неизменного напряжения через некоторый произвольный четырехполюсник.

Уравнения электромагнитных переходных процессов генератора в системе координатных осей, неподвижных относительно его ротора, имеют следующий вид:

$$p\Delta\psi_d + \Delta\psi_q + \psi_{q0}p\Delta\delta - R\Delta i_d = \Delta u_d; \quad (1)$$

$$\Delta\psi_d - p\Delta\psi_q + \psi_{d0}p\Delta\delta - R\Delta i_q = \Delta u_q; \quad (2)$$

$$\Delta\psi_d = G(p)\Delta u_{fd} - x_d(p)\Delta i_d; \quad (3)$$

$$\Delta\psi_q = x_q(p)\Delta i_q. \quad (4)$$

Предполагается, что поперечная ось для токов и напряжений опережает продольную ось, для потокоцеплений — продольная ось опережает попе-

речную. Уравнения синхронной машины, записанные в осях, расположенных таким образом, имеют ряд преимуществ [Л. 3].

Уравнение движения ротора генератора

$$\psi_{d0}\Delta i_q + i_{q0}\Delta\psi_d + \psi_{q0}\Delta i_d + i_{d0}\Delta\psi_q + Jp^2\Delta\delta = 0, \quad (5)$$

где J — постоянная времени механической инерции генератора.

Уравнение системы регулирования возбуждения генератора:

$$\Delta u_{fd} = f_1(p)\Delta\delta + f_2(p)\Delta i_d + f_3(p)\Delta i_q + f_4(p)\Delta u_d + f_5(p)\Delta u_q, \quad (6)$$

где $f_1(p) \dots f_5(p)$ — передаточные функции системы регулирования возбуждения соответственно по каналам угла вылета ротора, продольного и поперечного токов генератора и продольного и поперечного напряжений на зажимах генератора.

Если возбуждение генератора регулируется в зависимости от модуля напряжения, мощности или еще какой-либо режимной величины, то необходимо уравнение (6) дополнить зависимостью между этой режимной величиной и отклонениями продольных и поперечных токов и напряжений и угла вылета, что труда не составляет.

Уравнения переходных процессов в четырехполюснике, включенном на шины бесконечной мощности, записанные в системе синхронно вращающихся координатных осей, имеют следующий вид:

$$\Delta u_{d\Delta} = Z'(p)\Delta i_{d\Delta} - Z''(p)\Delta i_{q\Delta}; \quad (7)$$

$$\Delta u_{q\Delta} = Z''(p)\Delta i_{d\Delta} + Z'(p)\Delta i_{q\Delta}, \quad (8)$$

где $\Delta u_{d\Delta}$; $\Delta u_{q\Delta}$; $\Delta i_{d\Delta}$; $\Delta i_{q\Delta}$ — соответственно продольные и поперечные составляющие напряжения и тока на передающем конце четырехполюсника в системе осей, вращающихся с синхронной скоростью.

Операторные функции $Z'(p)$ и $Z''(p)$ в свою очередь имеют вид:

$$Z'(p) = \frac{Z(p+j) + Z(p-j)}{2}; \quad (9)$$

$$Z''(p) = \frac{Z(p+j) - Z(p-j)}{2j}, \quad (10)$$

и являются по сути дела соответственно вещественной и мнимой частями операторной функции $Z(p+j)$. Последняя получается из операторного сопротивления короткого замыкания рассматриваемого четырехполюсника $Z(p)$ путем подстановки $p+j$ вместо p .

Вследствие того что уравнения генератора и линии записаны в разных системах координат, необходимо установить связь между величинами токов и напряжений в этих координатах. Зависимость между приращениями продольных и поперечных токов в координатных осях, вращающихся вместе с ротором генератора, и соответствующими прира-

щениями в синхронно вращающихся координатных осях может быть записана в следующем виде:

$$\Delta u_d = \cos \delta_0 \Delta u_{d\pi} + \sin \delta_0 \Delta u_{q\pi} + u_{q0} \Delta \delta; \quad (11)$$

$$\Delta u_q = -\sin \delta_0 \Delta u_{d\pi} + \cos \delta_0 \Delta u_{q\pi} - u_{d0} \Delta \delta; \quad (12)$$

$$\Delta i_d = \cos \delta_0 \Delta i_{d\pi} + \sin \delta_0 \Delta i_{q\pi} + i_{q0} \Delta \delta; \quad (13)$$

$$\Delta i_q = -\sin \delta_0 \Delta i_{d\pi} + \cos \delta_0 \Delta i_{q\pi} - i_{d0} \Delta \delta. \quad (14)$$

Здесь δ_0 — угол между синхронно вращающимися осями и осями генератора в исходном режиме, для которого производится линеаризация всех уравнений. Этот угол может быть взят произвольным. Предполагается, что оси генератора опережают синхронно вращающиеся оси.

Уравнения (1)–(15) составляют систему уравнений для синхронного генератора с любым количеством контуров на роторе при любой нагрузке, соединенного с шинами неизменного напряжения через четырехполюсник с любыми параметрами и практически при любом законе регулирования возбуждения. Исследовав характеристическое уравнение этой системы, можно получить ответ на любые вопросы устойчивости в малом. Может быть исследовано влияние автоматического регулирования возбуждения, влияние успокоительных контуров, самовозбуждение, самораскачивание и пр.

Исследуем влияние переходных процессов в линии на устойчивость синхронного генератора, работающего через линию электропередачи и имеющего сильное регулирование возбуждения. Конкретно задача сводится к определению того, насколько будут отличаться друг от друга зоны устойчивости в координатах коэффициентов регулирования по первой и второй производным параметра регулирования, построенные по существующей методике [Л. 4] и с дополнительным учетом переходных процессов в линии электропередачи.

Примем следующую расчетную схему. Генератор, эквивалентный генератору передающей станции, работает через повышающий трансформатор и однородную линию с волновой длиной λ на шины бесконечной мощности. Возбуждение генератора регулируется в зависимости от угла вылета ротора. Номинальная мощность генератора равна натуральной мощности линии.

Система уравнений (1)–(14) должна быть преобразована в соответствии с расчетной схемой и принятыми условиями.

Так как результаты расчетов предполагается сравнивать с расчетами по существующей методике, то уравнения генератора нужно рассматривать без учета активных сопротивлений статора и переходных процессов в статорных обмотках. При этом отличие в результатах расчетов будет определяться только переходными процессами в линии. Предположим, что генератор не имеет успокоительных обмоток и что потери в линии и генераторе отсутствуют. Предположим также, что угол δ_0 между осями генератора и сети равен нулю. Легко показать, что эта величина может быть выбрана произвольно и в результирующее характеристическое уравнение не входит.

С учетом всего перечисленного система уравнений, описывающая выбранную расчетную схему, имеет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} \Delta \psi_q &= \Delta u_d; \\ \Delta \psi_d &= \Delta u_q; \\ \Delta \psi_d &= G(p) \Delta u_{fd} - x_d(p) \Delta i_d; \\ \Delta \psi_q &= x_q \Delta i_q; \\ \psi_{d0} \Delta i_q + i_{q0} \Delta \psi_d + \psi_{q0} \Delta i_d + i_{d0} \Delta \psi_q + J p^2 \Delta \delta &= 0; \\ \Delta u_{fd} &= f_1(p) \Delta \delta; \\ \Delta u_{d\pi} &= Z'(p) \Delta i_{d\pi} - Z''(p) \Delta i_{q\pi}; \\ \Delta u_{q\pi} &= Z''(p) \Delta i_{d\pi} + Z'(p) \Delta i_{q\pi}; \\ \Delta u_d &= \Delta u_{d\pi} + u_{q0} \Delta \delta; \\ \Delta u_q &= \Delta u_{q\pi} - u_{d0} \Delta \delta; \\ \Delta i_d &= \Delta i_{d\pi} + i_{q0} \Delta \delta; \\ \Delta i_q &= \Delta i_{q\pi} - i_{d0} \Delta \delta, \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

где

$$x_d(p) = \frac{x_d + x'_d p T_{d0}}{1 + p T_{d0}}; \quad (16)$$

$$G(p) = \frac{x_{ad}}{r_f} \cdot \frac{1}{1 + p T_{d0}}, \quad (17)$$

и поскольку $Z(p) = \operatorname{th} \lambda p$, то

$$\begin{aligned} Z'(p) &= \frac{\operatorname{th} \lambda (p+i) + \operatorname{th} \lambda (p-i)}{2} = \\ &= \operatorname{th} \lambda p \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \lambda}{1 + \operatorname{th}^2 \lambda p \operatorname{tg}^2 \lambda}; \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} Z''(p) &= \frac{\operatorname{th} \lambda (p+i) - \operatorname{th} \lambda (p-i)}{2j} = \\ &= \operatorname{th} \lambda \frac{1 - \operatorname{tg}^2 \lambda p}{1 + \operatorname{th}^2 \lambda p \operatorname{tg}^2 \lambda}. \end{aligned} \quad (19)$$

Закон регулирования возбуждения $f_1(p)$ и структурную схему системы регулирования пока не уточняем.

Если из системы уравнений (15), содержащей 12 уравнений с 12 неизвестными, исключить продольные и поперечные потокосцепления, составляющие токов и напряжений в начале линии, а также напряжения возбуждения, то в результате получим систему из 5 уравнений с 5 неизвестными, характеристическим уравнением которой является следующее равенство:

$$\begin{vmatrix} -1 & 0 & 0 & x_q & 0 \\ 0 & -1 & -x_d(p) & 0 & G(p) f_1(p) \\ i_{d0} & i_{q0} & u_{d0} & u_{q0} & J p^2 \\ -1 & 0 & Z'(p) & -Z''(p) & u_{d0} - Z'(p) i_{q0} - Z''(p) i_{d0} \\ 0 & -1 & Z''(p) & Z'(p) & -u_{d0} - Z''(p) i_{q0} + Z'(p) i_{d0} \end{vmatrix} = 0. \quad (20)$$

При его выводе учтено, что

$$\psi_{q0} = u_{d0};$$

$$\psi_{d0} = u_{q0}.$$

Характеристическое уравнение (20) описывает малые колебания в принятой расчетной схеме с учетом переходных процессов в линии. Учет пере-

ходных процессов в линии осуществляется операторными функциями (18) и (19). Если линию заменить сосредоточенной индуктивностью, равной сопротивлению короткого замыкания линии, и пренебречь переходными процессами в этой индуктивности, как мы это сделали с переходными процессами в статорных цепях генератора, то:

$$\left. \begin{aligned} Z'(p) &= 0; \\ Z''(p) &= \operatorname{tg} \lambda. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Для исследования схемы применим следующий прием синтеза систем регулирования. Будем искать ответ на вопрос — какими частотными характеристиками должна обладать система автоматического регулирования возбуждения для того, чтобы рассматриваемый генератор находился на границе зоны устойчивости и корни характеристического уравнения (20) были бы чисто мнимыми.

Для этого определитель раскладывается по элементам второй строки и из полученного уравнения находится выражение для передаточной функции системы регулирования возбуждения в следующем виде:

$$\hat{f}_1(p) = \frac{1}{G(p)} \frac{A(p)}{B(p)} = F(p). \quad (22)$$

В рассматриваемом случае:

$$\begin{aligned} A(p) = & -Jp^2 \{ (Z')^2 + [Z'' + x_q] [Z'' + x_d(p)] \} - \\ & - [u_{d0} - x_d(p) i_{q0}] \{ (u_{d0} + Z'' i_{q0}) (Z'' + x_q) + \\ & + (Z')^2 i_{q0} \} - [u_{q0} + x_q i_{d0}] \times \\ & \times \{ (u_{q0} - Z'' i_{d0}) [Z'' + x_d(p)] - (Z')^2 i_{d0} \}; \quad (23) \end{aligned}$$

$$B(p) = (u_{d0} + Z'' i_{q0}) (Z' + x_q) + (Z')^2 i_{q0} + Z' (u_{q0} + x_q i_{d0}). \quad (24)$$

Если переходные процессы в линии не учитывать, то выражения для $A(p)$ и $B(p)$ легко найдутся из (23), (24) подстановкой туда выражений (21).

Сделав подстановку $p = j\omega$ в выражение (22), находим ту частотную характеристику, которой должна обладать система автоматического регулирования возбуждения, для того чтобы характеристическое уравнение (20) имело мнимые корни:

$$\hat{f}_1(j\omega) = F(j\omega). \quad (25)$$

После этого, задавшись структурной схемой системы регулирования возбуждения, можем найти значения тех или иных ее параметров, соответствующие границе зоны с равным количеством правых корней характеристического уравнения. В некотором смысле частным случаем используемого приема является метод D -разбиения, который решает задачу определения параметров схемы, соответствующих границе устойчивости.

Предположим, что возбуждение генератора регулируется только по отклонению угла вылета ротора и в системе регулирования возбуждения учитывается запаздывание в обмотке возбуждения возбудителя и регуляторе. Обе постоянные времени заданы. В этом случае передаточная функция си-

стемы регулирования возбуждения будет иметь следующий вид:

$$\hat{f}_1(p) = \frac{k_0}{(1 + pT_e)(1 + pT_p)}, \quad (26)$$

а ее частотная характеристика

$$\hat{f}_1(j\omega) = \frac{k_0}{(1 + j\omega T_e)(1 + j\omega T_p)}. \quad (27)$$

С другой стороны, нам известна та частотная характеристика, которой система АРВ должна обладать для того, чтобы корни характеристического уравнения были мнимыми — она определяется выражением (25).

Приравнявая (25) и (27), находим выражение для k_0 , при котором система находится на границе зон с равным числом правых корней:

$$k_0 = F(j\omega) (1 + j\omega T_e) (1 + j\omega T_p).$$

Годограф этого выражения представляет собой кривую D -разбиения в комплексной плоскости одного параметра k_0 , которая, как известно, разбивает ось вещественных на отрезки устойчивой и неустойчивой работы.

Пусть регулирование осуществляется не только по отклонению, но и по первой и второй производным угла вылета ротора, а величина коэффициента регулирования возбуждения по отклонению задана. В этом случае:

$$\hat{f}_1(p) = \frac{k_0 + pk_1 + p^2 k_2}{(1 + pT_e)(1 + pT_p)}. \quad (28)$$

Соответствующая частотная характеристика:

$$\hat{f}_1(j\omega) = \frac{k_0 + j\omega k_1 - \omega^2 k_2}{(1 + j\omega T_e)(1 + j\omega T_p)}. \quad (29)$$

Приравняв выражения (25) и (29):

$$k_0 + j\omega k_1 - \omega^2 k_2 = (1 + j\omega T_e) \times \\ \times (1 + j\omega T_p) F(j\omega) = F_1(j\omega),$$

и разделив вещественную и мнимую части, получаем выражения для координат кривой D -разбиения в плоскости двух параметров

$$k_1 = \frac{I_m F_1(j\omega)}{\omega}; \quad (30)$$

$$k_2 = \frac{k_0 - \operatorname{Re} F_1(j\omega)}{\omega^2}. \quad (31)$$

Достоинство предлагаемого приема заключается в том, что почти вся расчетная работа производится однажды — при вычислении $F(j\omega)$. После этого чрезвычайно просто можно строить области устойчивости для различных структурных схем, величин постоянных времени и других параметров системы АРВ.

Прежде чем переходить к результатам конкретных расчетов, отметим, что без учета переходных процессов в линии характеристическое уравнение (20) приводится к следующему виду:

$$\begin{aligned} G(p) \hat{f}_1(p) + \frac{x_d(p)}{\hat{U}_{d0}} \left[Jp^2 + \frac{\hat{U}_{q0}^2}{x_d} + \right. \\ \left. + \hat{U}_{q0} i_{d0} - \hat{U}_{d0} i_{q0} \right] - \hat{U}_{d0} = 0, \quad (32) \end{aligned}$$

где $X_d(p)$ и X_q относятся к синхронной машине, реактивности которой увеличены на сопротивление короткого замыкания линии. Звездочкой отмечены составляющие напряжения холостого хода двухполюсника, эквивалентного линии и шинам бесконечной мощности.

Рядом преобразований уравнение (32) может быть приведено к обычному виду.

Расчеты с использованием вышеописанной методики проводились применительно к электропередаче Волжская ГЭС имени В. И. Ленина — Москва. Принимались следующие параметры линии и генератора: $\lambda=60^\circ$, $x_d=0,505$, $x_q=0,332$, $x_d'=0,19$, $x_T=0,13$, $T_{d0}=1\ 660\ \text{рад}$, $I=4\ 150\ \text{рад}$, $T_e=50\ \text{рад}$, $T_p=15\ \text{рад}$.

Расчеты проводились для различных нагрузочных режимов при равенстве напряжения на приемных машинах и шинах генератора. Все расчеты проводились на цифровой вычислительной машине¹.

На рис. 1 приведены кривые D -разбиения в плоскости параметра k_0 , построенные для случая регулирования возбуждения только по отклонению угла вылета ротора, для рабочих углов $\delta=30^\circ$, 50° , 70° и 90° . Изображены только ветви кривой, соответствующие положительным значениям v . Зона — претендент на устойчивость — выявляется в первом цикле изменения v . Как видно из рис. 1, кривая выделяет на оси вещественных зону устойчивой работы. При переходе границы этой зоны влево происходит аperiодическое нарушение устойчивости (появляется один правый корень). Выход из зоны устойчивости вправо влечет за собой возникновение нарастающих колебаний (два правых корня). Оба расчета — и с учетом переходных процессов в линии, и упрощенный, без их учета, практически дают один и тот же результат и совпадающие кривые. Таким образом, вывод Ю. А. Розовского о том, что переходные процессы в линии не влияют на устойчивость при регулировании возбуждения по отклонению напряжения, распространяется и на регулирование по отклонению угла вылета ротора.

С увеличением нагрузки и соответственно этому угла вылета ротора диапазон устойчивых значений k_0 уменьшается только за счет смещения левой границы. При равенстве нулю свободного члена характеристического уравнения область устойчивых значений k_0 вырождается в точку.

Для случая сильного регулирования возбуждения генератора при $k_0=0,5$ были построены кривые D -разбиения в плоскости коэффициентов регулирования по производным угла вылета. Кривые 1 построены по результатам упрощенного расчета — без учета переходных процессов в линии; кривые 2 — по результатам точного расчета.

Так же как и в предыдущем случае зона — претендент на устойчивость соответствует первому циклу изменения v .

Как видно из сравнения этих кривых, переходные процессы в линии оказывают благоприятное влияние на устойчивость рассматриваемой системы, так как их учет расширяет зоны устойчивости.

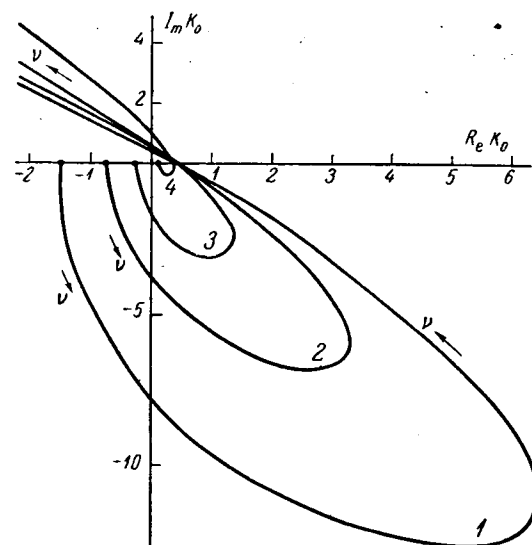


Рис. 1. Кривые D -разбиения в плоскости коэффициента регулирования возбуждения по отклонению угла вылета генератора для различных нагрузочных режимов.

1 — $\delta=30^\circ$; 2 — $\delta=50^\circ$; 3 — $\delta=70^\circ$; 4 — $\delta=90^\circ$.

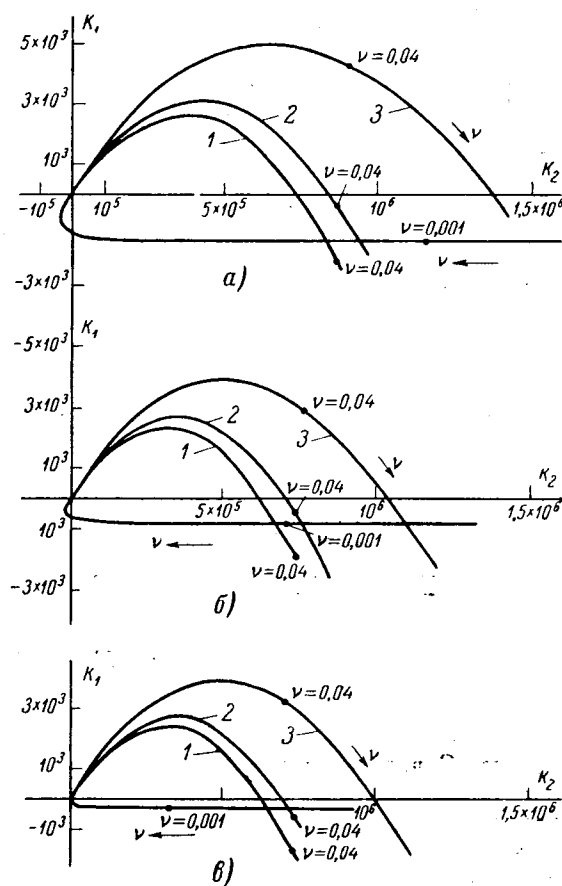


Рис. 2. Зоны устойчивости в плоскости коэффициента регулирования по производным угла вылета генератора.

а — $\delta=50^\circ$; б — $\delta=70^\circ$; в — $\delta=90^\circ$; кривые 1 — без учета переходных процессов в линии, для $\lambda=60^\circ$ и $\lambda=240^\circ$; кривые 2 — точный расчет для $\lambda=60^\circ$; кривые 3 — точный расчет для $\lambda=240^\circ$.

¹ В расчетах принимала участие З. Я. Осипова.

Сдвигается участок кривой, соответствующий большим частотам собственных колебаний.

Для принятых параметров схемы увеличение зон устойчивости сравнительно невелико. Но можно предполагать, что с увеличением длины электропередачи влияние переходных процессов в линии будет возрастать.

Для иллюстрации справедливости этого положения рассчитаны зоны устойчивости для электропередачи длиной 4 000 км или, что то же самое, для электропередачи, имеющей волновую длину $\lambda = 240^\circ$. Упрощенный расчет для этого случая совершенно не отличается от соответствующего расчета для $\lambda = 60^\circ$ и в результате получаются зоны устойчивости, ограниченные кривой 1.

При учете переходных процессов в линии зоны устойчивости значительно расширяются, как это показано на рис. 2 (кривые 3). Сравнение этих кривых показывает, что с увеличением длины влияние переходных процессов в линии на размеры области устойчивости увеличивается. При длине линии меньше 1 000 км этим влиянием можно пренебречь, так как в этом случае оно сравнительно мало.

Для выяснения влияния переходных процессов в линии на предел передаваемой мощности или, что то же самое, на коэффициент запаса по устойчивости была проведена целая серия расчетов зон устойчивости для режимов, близких к пределу устойчивости. Расчеты проводились через каждый градус угла вылета ротора генератора. В результате было установлено, что предельная мощность определяется только коэффициентом регулирования возбуждения по отклонению и никакого влияния переходных процессов в линии на коэффициент запаса по устойчивости обнаружить не удалось.

Достоинство использованной методики — это возможность сравнения качественного влияния на зоны устойчивости различных схем электропереда-

чи. Переходные процессы в электропередаче учитываются посредством ее частотных характеристик, которые получаются после подстановки $p = j\omega$ в выражения для $Z'(p)$ и $Z''(p)$. Сравнение этих частотных характеристик для различных схем электропередачи, включающих не только линию с распределенными постоянными, но и сосредоточенные емкости и индуктивности, может дать ответ на вопрос относительно того, в какую сторону будут изменяться зоны устойчивости при учете переходных процессов в электропередаче при той или иной ее схеме, причем достаточно рассмотреть частотную характеристику только в узком диапазоне частот, близких к нулю. Например, сравнивая частотную характеристику линии, имеющей продольную емкостную компенсацию, с частотной характеристикой линии без компенсации, имеющей то же сопротивление короткого замыкания, можно утверждать, что влияние учета переходных процессов в емкости скажется как и учет переходных процессов в линии в сторону увеличения зон устойчивости. Чем больше степень компенсации линии, тем больше будет это влияние.

На основании изложенной методики могут быть строго рассмотрены любые схемы компенсации и настройки.

Литература

1. Веников В. А., Дальние электропередачи, Госэнергоиздат, 1960.
2. Розовский Ю. А., Об учете волновых процессов при анализе статической устойчивости дальних электропередач, «Электричество», 1953, № 3.
3. Веретенников Л. П., Классификация дифференциальных уравнений Горева—Паржа, «Электричество», 1959, № III.
4. Веников В. А., Электромеханические переходные процессы в электрических системах, Госэнергоиздат, 1958.

[20.11.1964]



УДК 621.310:338.4

Учет фактора времени при выборе схемы высоковольтной электропередачи на перспективу

И.ж. И. К. КАШКОВСКИЙ

Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского

Введение. С вопросом учета фактора разновременности капитальных затрат и эксплуатационных издержек приходится сталкиваться при технико-экономических сравнениях перспективных планов развития сетей высокого напряжения.

Экономичность сети, рассмотренная за ряд лет, будет зависеть во многом от первоначально выбранного технического решения (например, от выбранной системы номинальных напряжений энергосистемы, от напряжения отдельных линий и подстанций, от их мощности, от схемы сети, от срока

ввода отдельных элементов сети). Удачное решение с точки зрения только начального периода развития системы может привести к значительным перерасходам средств в более поздние периоды развития системы. Вариант же сети, выбранный с ориентировкой только на завершающий этап развития, может привести к необоснованным перерасходам в предшествующие периоды развития.

Таким образом, экономичность электрической сети или отдельной электропередачи, если рассматривать их работу и развитие за длительный период,

будет зависеть не только от суммарного значения капитальных затрат и ежегодных издержек, но также и от того, как по времени будут вкладываться эти средства в строительство, развитие электрической сети и ее эксплуатацию в течение рассматриваемого периода.

В работе выводятся зависимости, позволяющие учесть целый комплекс факторов, влияющих на экономичность схемы. Эти выражения облегчают расчеты и анализ влияния фактора времени при выборе наиболее экономичной схемы электропередачи.

Вывод расчетных формул. В настоящей работе сделана попытка учесть в аналитической форме фактор времени при выборе схемы развития радиальных электропередач высокого напряжения преимущественно 110 кВ и выше.

Для оценки экономичности электропередачи за расчетный период времени в данной работе используется экономический критерий¹, который учитывает всю сумму капитальных затрат и издержек за расчетный период, приведенных способом сложных процентов к первому году, а также учитывает ориентировочно издержки за пределами рассматриваемого расчетного периода:

$$\bar{Z} = \sum_{t=1}^{t_k=T} \frac{K_t}{(1+p_n)^{t-1}} + \sum_{t=1}^{t_k=T} \frac{I_t}{(1+p_n)^{t-1}} + I_T \frac{1}{p_n(1+p_n)^T} = \text{мин}, \quad (1)$$

где K_t — фактические капитальные затраты за год t ;

I_t — фактические издержки за год t ;

I_T — издержки за последний год рассматриваемого периода;

p_n — нормативный коэффициент эффективности;

t — расчетный период.

В формуле (1) первое и второе слагаемые представляют соответственно приведенные к первому году капитальные затраты и издержки, а третье характеризует издержки за пределами обозримого периода, причем условно принято, что ежегодные издержки в каждый последующий год остаются неизменными и равными издержкам последнего года рассматриваемого периода. В случае несущественной разницы в эксплуатационных затратах в сравниваемых вариантах за пределами расчетного периода третье слагаемое может быть опущено.

Следует отметить, что в настоящее время еще не существует общепринятого экономического критерия, учитывающего разновременность капитальных затрат и издержек.

При выборе параметров передачи и определении оптимального плана ее развития предполагаются известными: рост нагрузки по годам за весь

рассматриваемый период $t_1 \div t_k$, себестоимость энергии β в системе, стоимость установленного киловатта станции $k_{ст}^{уд}$, показатели стоимости для линий и подстанций, процент ежегодных отчислений на эксплуатацию линий p_l и подстанций $p_{п.}$, шкала номинальных напряжений, сечений проводов, мощностей трансформаторов и их параметров.

Принято допущение, что нагрузка возрастает по закону

$$P_t = P_0(1+\alpha)^t, \quad (2)$$

где α — относительный ежегодный прирост нагрузки;

P_0 — нагрузка в начальный период;

P_t — нагрузка в год t .

Принимается, что все рассматриваемые варианты схем электропередачи с точки зрения резервирования питания потребителей равноценны. Учет требования резервирования приводит к сокращению числа вариантов, подлежащих сравнению.

Затраты на электропередачу \bar{Z} включают затраты на линии $\bar{Z}_л$ и на подстанции $\bar{Z}_{п.}$, которые определяются для возможных технических допустимых вариантов. Поэтому:

$$\bar{Z} = \bar{Z}_л + \bar{Z}_{п.} + I_T \frac{1}{p_n(1+p_n)^T}. \quad (3)$$

По минимуму полных затрат \bar{Z} (3) определяется наиболее выгодный вариант развития передачи.

А. Расчетные формулы для линий. Потери мощности и энергии за год в линии определяются соответственно по формулам:

$$\Delta p = \left(\frac{P}{U \cos \varphi} \right)^2 \frac{\rho}{S} l; \quad (4)$$

$$\Delta A = \Delta p \tau = \left(\frac{P}{U \cos \varphi} \right)^2 \frac{\rho}{S} l \tau, \quad (5)$$

где Δp — потери мощности, тыс. кВт;

P — нагрузка линии, тыс. кВт;

U — напряжение линии, кВ;

ρ — удельное сопротивление провода сечением 1 мм², длиной 1 км, ом;

l — длина линии, км;

$\cos \varphi$ — средний коэффициент мощности;

ΔA — потери энергии в линии за год, кВт·ч;

τ — время максимальных потерь, ч.

Капитальные затраты и ежегодные расходы для 1 км линии электропередачи определяются выражениями²:

$$K = K_{л.} + \Delta p k_{ст}^{уд}; \quad (6)$$

$$I = p_{л.} K_{л.} + \Delta p \tau \beta, \quad (7)$$

где K — капитальные затраты на линии, включая затраты на дополнительную установленную мощность на станциях, компенсирующую потери мощности в линии, руб/год;

I — ежегодные издержки, руб/год;

$K_{л.}$ — стоимость 1 км линии, руб/км;

¹ Браилов В. П., Об экономическом критерии сравнения вариантов развития производственных систем, сб. «Технико-экономические расчеты в энергетике», изд-во «Наука», 1965.

² Затраты в топливную базу ввиду относительно незначительного влияния их на выбор схемы передачи для упрощения расчетов не учитываются.

ρ_n — ежегодные относительные отчисления на эксплуатацию линии;
 β — стоимость одного киловатт-часа потерь в линии, руб/квт·ч.

Одной из главных задач при проектировании передачи является выбор номинального напряжения из числа входящих в стандартную шкалу. При этом возможные схемы электропередачи сводятся к следующим четырем вариантам, представленным на рис. 1. Например, если конкурирующими являются два напряжения U_1 и U_2 , причем $U_2 > U_1$, возможно осуществлять передачу сразу на более высоком напряжении (схема 1—Л), при этом требуются вначале значительно большие капиталовложения, чем в схеме 2—Л, в которой в первый период передача осуществляется на более низком напряжении U_1 , и только через несколько лет (t_n), число которых определяется в ходе решения задачи, потребуется построить линию более высокого напряжения U_2 . Во втором варианте, естественно, потери энергии и суммарные капиталовложения (без приведения) выше, однако этот вариант может оказаться более экономичным за счет того, что в начальный период можно обойтись относительно небольшими средствами, и значительные капиталовложения перенести на более отдаленные периоды.

Может оказаться наиболее экономичным развитие сети на более низком напряжении U_1 , когда развитие передачи должно происходить путем наложения новых цепей того же напряжения (схемы 3—Л и 4—Л) или путем перевода линии, эксплуатируемой в первые годы на пониженном напряжении, на более высокое напряжение (вариант 1—Л).

Варианты должны удовлетворять требованиям устойчивости работы передачи в системе, регулирования напряжения и надежности. Варианты, не удовлетворяющие этим требованиям, из сравнения исключаются как технически непригодные. При сравнении необходимо помнить, что срок ввода новых цепей t_n и t_m (схемы 2—Л, 3—Л, 4—Л) ограничивается возможностью технической эксплуатации схемы с меньшим числом цепей.

Основная трудность при расчете затрат с учетом фактора времени заключается в определении

первых двух слагаемых выражения (1), которые для линий соответственно обозначим через K_n^{np} и I_n^{np} .

Применительно к варианту 3—Л капиталовложения за период от t_1 до t_k , приведенные к первому году, составят (расчеты удобно вести на 1 км линии):

$$K_n^{np} = K' + K'' \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} + \sum_{t_1}^{t_n} (\Delta p'_t - \Delta p'_{t-1}) k_{ct}^{yd} \times \\ \times \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} + \sum_{t_n}^{t_k} (\Delta p''_t - \Delta p''_{t-1}) k_{ct}^{yd} \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} - \\ - \left(\frac{P_n}{U \cos \varphi} \right)^2 \frac{\rho_n}{S} k_{ct}^{yd} \frac{1}{(1 + \rho_n)^n} + \\ + \left(\frac{P_n}{U \cos \varphi} \right)^2 \frac{\rho_n}{2S} k_{ct}^{yd} \frac{1}{(1 + \rho_n)^n}, \quad (8)$$

где K' и K'' — капиталовложения в первую и вторую цепь, произведенные соответственно в t_1 -м и t_n -м году;
 $\Delta p'_t$ и $\Delta p'_{t-1}$ — потери мощности в линии соответственно в t -м и $(t-1)$ -м году, когда в работе одна цепь;

$\Delta p''_t$ и $\Delta p''_{t-1}$ — то же, когда работают две цепи;
 $(\Delta p'_t - \Delta p'_{t-1})$ и $(\Delta p''_t - \Delta p''_{t-1})$ — прирост потребной мощности на станциях за t -й год для компенсации увеличения потерь мощности в линии соответственно при работе одной и двух цепей.

Третье и четвертое слагаемые представляют суммарные приведенные капиталовложения на станции, необходимые для компенсации потерь мощности в линиях передачи соответственно за периоды $(t_1 \div t_n)$ и $(t_n \div t_k)$.

Сумма пятого и шестого слагаемых соответствует снижению затрат на станции за счет снижения потерь мощности в линиях вследствие ввода второй цепи в t_n -м году.

Выражение для издержек за период от t_1 до t_k , приведенных к первому году, будет иметь вид:

$$I_n^{np} = \sum_{t_1}^{t_k} \rho_n K' \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} + \\ + \sum_{t_n}^{t_k} \rho_n K'' \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} + \sum_{t_1}^{t_n} \Delta p'_t \tau \beta \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}} + \\ + \sum_{t_n}^{t_k} \Delta p''_t \tau \beta \frac{1}{(1 + \rho_n)^{t-1}}. \quad (9)$$

В выражении (9) первое и второе слагаемые — суммарные приведенные ежегодные отчисления на эксплуатацию соответственно для первой цепи за период $(t_1 \div t_k)$ и второй цепи за период ее работы $(t_n \div t_k)$;

третье и четвертое слагаемые — суммарные приведенные издержки за счет потерь энергии

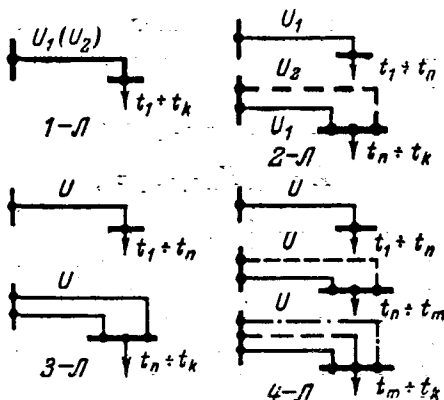


Рис. 1. Варианты развития схем линий электропередачи.

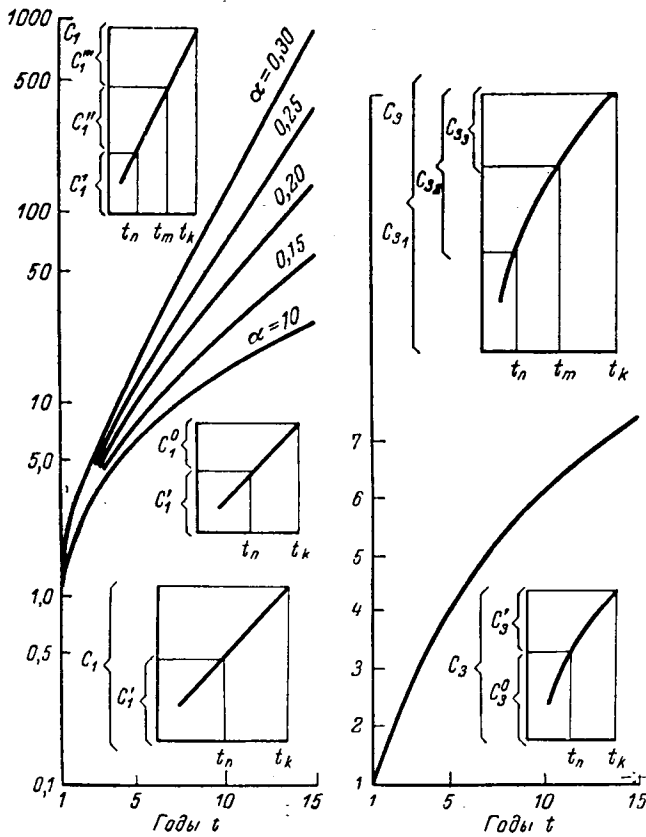


Рис. 2. Графические зависимости коэффициентов C .

$$C_1 = \sum_{t=1}^t \frac{(1+\alpha)^{2(t-1)}}{(1+p_n)^{t-1}}; \quad C_3 = \sum_{t=1}^t \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}}.$$

в линиях соответственно за период работы передачи с одной цепью ($t_1 \div t_n$) и с двумя цепями — за период ($t_n \div t_k$).

Подставляя в выражения (8) и (9) значение

$$(\Delta p'_t - \Delta p'_{t-1}) = \frac{[P_0(1+\alpha)^t]^2 - [P_0(1+\alpha)^{t-1}]^2}{U^2 \cos^2 \varphi} \cdot \frac{p}{S},$$

а также $(\Delta p''_t - \Delta p''_{t-1})$, $\Delta p'_t$, $\Delta p''_t$ и P_n , получаем капитальные затраты и издержки за период от t_1 до t_k , приведенные к первому году, K_n^{np} и I_n^{np} , выраженные через сечение провода и расчетные коэффициенты C , B , ϑ , δ , d :

$$\begin{aligned} K_n^{np} = & K' + K'' \frac{1}{(1+p_n)^{n-1}} + \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{pk_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{(2\alpha + \alpha^2)}{S} \times \\ & \times \sum_{t_1}^{t_n} \frac{(1+\alpha)^2 (t-1)}{(1+p_n)^{t-1}} + \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{pk_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{(2\alpha + \alpha^2)}{2S} \times \\ & \times \sum_{t_n}^{t_k} \frac{(1+\alpha)^2 (t-1)}{(1+p_n)^{t-1}} - \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{pk_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{1}{S} \cdot \frac{(1+\alpha)^{2n}}{(1+p_n)^n} + \\ & + \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{pk_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{1}{2S} \cdot \frac{(1+\alpha)^{2n}}{(1+p_n)^n} = K' + K'' B_1 - \\ & - \vartheta \delta \frac{1}{2S} B_3 + \vartheta \delta d \frac{1}{S} C'_1 + \vartheta \delta d \frac{1}{2S} C^0_1; \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} I_n^{np} = & p_n K' \sum_{t_1}^{t_k} \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + p_n K'' \sum_{t_n}^{t_k} \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + \\ & + \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{p\tau\beta}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{1}{S} \sum_{t_1}^{t_n} \frac{(1+\alpha)^2 (t-1)}{(1+p_n)^{t-1}} + \\ & + \frac{P_0^2}{U^2} \cdot \frac{p\tau\beta}{\cos^2 \varphi} \cdot \frac{1}{2S} \sum_{t_n}^{t_k} \frac{(1+\alpha)^2 (t-1)}{(1+p_n)^{t-1}} = \\ = & p_n K' C_3 + p_n K'' C'_3 + \vartheta \delta_1 \frac{1}{S} C'_1 + \vartheta \delta_1 \frac{1}{2S} C^0_1. \end{aligned} \quad (11)$$

Путем аналогичных выкладок можно получить расчетные формулы для вариантов 1—Л, 2—Л и 4—Л.

Определение значений коэффициентов B и C требует больших затрат времени.

Для упрощения расчетов можно пользоваться приведенными на рис. 2 и 3 кривыми зависимости B и C от α , $t_1 \div t_k$, $t_n \div t_k$, $t_m \div t_k$ и $t_n \div t_m$. Коэффициенты ϑ , δ , δ_1 и d определяются по следующим формулам:

$$\left. \begin{aligned} \text{а) } \vartheta &= \left(\frac{P_0}{U} \right)^2; & \text{б) } \delta &= \frac{pk_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi}; \\ \text{в) } d &= 2\alpha + \alpha^2; & \text{г) } \delta_1 &= \frac{p\tau\beta}{\cos^2 \varphi}. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

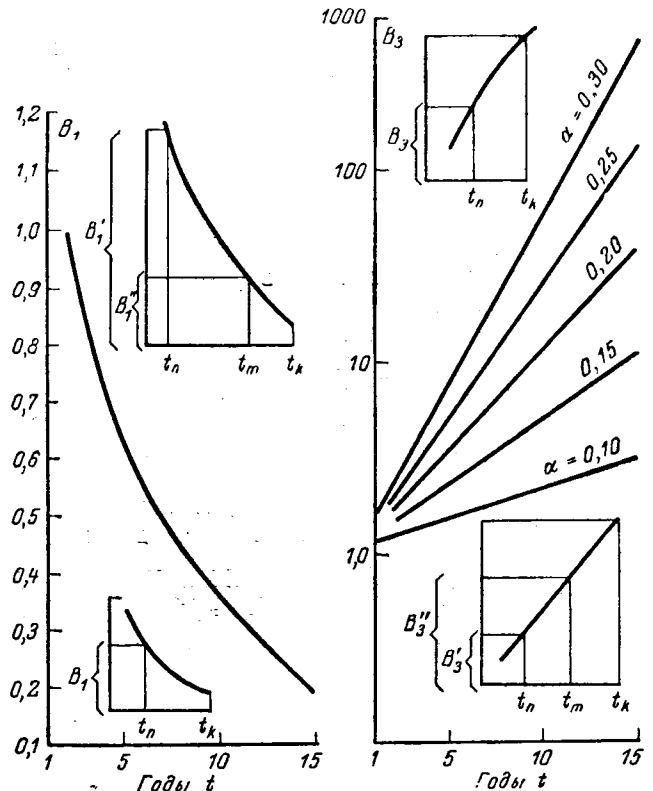


Рис. 3. Графические зависимости коэффициентов B .

$$B_1 = \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}}; \quad B_3 = \left[\frac{(1+\alpha)^2}{(1+p_n)} \right]^t.$$

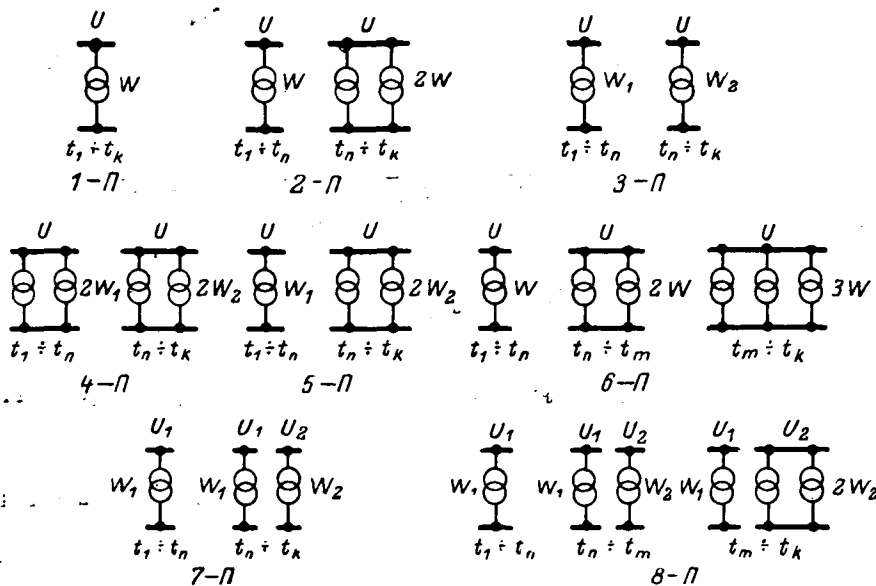


Рис. 4. Варианты развития схем подстанций.

Путем подбора сечения S из числа стандартных для определенных номинальных напряжений U , изменяя сроки ввода t_n и t_m отдельных линий, можно довольно быстро определить значения $K_{пр.л}$ и $I_{пр.л}$ для интересующих вариантов линий электропередачи, входящих в выражение (1).

Б. Расчетные формулы для подстанций. Под выбором наиболее экономичной подстанции будем понимать выбор напряжения, числа и мощности трансформаторов и последовательности их ввода по годам, при которых обеспечиваются минимальные затраты \bar{Z} за расчетный период $t_1 \div t_k$.

Нагрузка на подстанцию за рассматриваемый период времени изменяется, и это необходимо учитывать при выборе схемы развития подстанции перед началом строительства.

Возможные схемы развития подстанций можно свести в основном к восьми вариантам, представленным на рис. 4.

Вариант 1—П представляет подстанцию с одним трансформатором неизменной за весь расчетный период мощностью W , с напряжением U . В варианте 2—П сооружение подстанции осуществляется двумя этапами, а в варианте 3—П один трансформатор мощностью W_1 заменяется в t_n -м году на трансформатор большей мощности W_2 . В варианте 4—П подстанция сооружается вначале с двумя трансформаторами мощностью W_1 каждый, которые в t_n -м году заменяются на трансформаторы большей мощности W_2 . В варианте 5—П подстанция вначале сооружается с одним трансформатором мощностью W_1 , а в t_n -м году устанавливаются два трансформатора большей мощности W_2 каждый. Вариант 6—П представляет иллюстрацию развития подстанции тремя этапами с трансформаторами одинаковой мощности W . В варианте 7—П предусматривается случай, когда для передачи, осуществляемой двумя этапами, вначале сооружается подстанция с одним трансформатором напряжением U_1 , мощностью W_1 , а с t_n -го года подстанция

расширяется путем установки трансформатора более высокого напряжения U_2 , мощностью W_2 . В варианте 8—П для передачи, осуществляемой тремя этапами, сначала сооружается подстанция с одним трансформатором напряжением U_1 мощностью W_1 , с t_n -го года подстанция расширяется путем установки трансформатора более высокого напряжения U_2 мощностью W_2 , а в t_m -м году устанавливается второй такой же трансформатор.

Фактическую стоимость подстанции $K_{п}$ в подобных расчетах удобно определять по укрупненным показателям стоимости

$$K_{п} = k_{тр} + k_{в} + k_{п.з},$$

где $k_{тр}$ — стоимость трансформаторов с их установкой;

$k_{в}$ — стоимость ячеек выключателей;

$k_{п.з}$ — постоянная часть затрат на подстанцию.

Для определения капитальных затрат и издержек на подстанцию $K_{п}^{пр}$ и $I_{п}^{пр}$ за расчетный период $t_1 \div t_k$ применительно к варианту 5—П можно составить следующие зависимости:

$$K_{п}^{пр} = K_{в} + \sum_{t_1}^{t_n} [\Delta p_{1t} - \Delta p_{1(t-1)}] k_{сг}^{уд} \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} +$$

$$+ \Delta p_{сг} k_{сг}^{уд} + \Delta K_{п} \frac{1}{(1+p_n)^{n-1}} -$$

$$- \left(\frac{P_n}{W_1 \cos \varphi} \right)^2 \Delta p_{м1} k_{сг}^{уд} \frac{1}{(1+p_n)^n} + 2 \left(\frac{P_n}{2W_2 \cos \varphi} \right)^2 \times$$

$$\times \Delta p_{м2} k_{сг}^{уд} \frac{1}{(1+p_n)^n} + \sum_{t_n}^{t_k} [\Delta p_{2t} - \Delta p_{2(t-1)}] k_{сг}^{уд} \times$$

$$\times \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + (2\Delta p_{с2} - \Delta p_{с1}) k_{сг}^{уд} \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}}; \quad (13)$$

$$I_{п}^{пр} = \sum_{t_1}^{t_k} p_n K_{п} \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + \sum_{t_1}^{t_n} \Delta p_{1t} \tau \beta \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} +$$

$$+ \sum_{t_1}^{t_n} \Delta p_{с1} T \tau \beta \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + \sum_{t_n}^{t_k} p_n \Delta K_{п} \times$$

$$\times \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} + \sum_{t_n}^{t_k} \Delta p_{2t} \tau \beta \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}} +$$

$$+ \sum_{t_n}^{t_k} 2\Delta p_{с2} T \tau \beta \frac{1}{(1+p_n)^{t-1}}, \quad (14)$$

где ΔK_n — прирост капитальных вложений в подстанцию на ее расширение в n -м году;
 $[\Delta p_{1t} - \Delta p_{1(t-1)}]$ — увеличение потерь в меди за год при одном трансформаторе мощностью W_1 ;
 $[\Delta p_{2t} - \Delta p_{2(t-1)}]$ — то же при двух трансформаторах на подстанции мощностью W_2 каждый;
 Δp_{c_1} — потери в стали в трансформаторе мощностью W_1 ;
 Δp_{c_2} — потери в стали в трансформаторе мощностью W_2 ;
 $\Delta p_{m_1}, \Delta p_{m_2}$ — потери короткого замыкания в трансформаторах мощностью соответственно W_1 и W_2 ;
 T_T — число часов работы трансформатора за год.

Преобразовывая выражения (13) и (14), определяем расчетные формулы K_n^{np} и I_n^{np} для варианта 5—П:

$$K_n^{np} = K_n + \Delta K_n B_1 + f \frac{\Delta p_{m_1}}{W_1^2} dC'_1 + \\ + f \frac{\Delta p_{m_2}}{2W_2^2} dC_1^0 + \Delta p_{c_1} k_{ct}^{yd} + (2\Delta p_{c_2} - \Delta p_{c_1}) k_{ct}^{yd} B_1 - \\ - f \frac{\Delta p_{m_1}}{W_1^2} B_3 + f \frac{\Delta p_{m_2}}{2W_1^2} B_3; \quad (15)$$

$$I_n^{np} = p_1 K_n C_3 + p_n \Delta K_n C'_3 + h \frac{\Delta p_{m_1}}{W_1^2} C'_1 + \\ + h \frac{\Delta p_{m_2}}{2W_2^2} C_1^0 + \Delta p_{c_1} T_T \beta C_3^0 + 2\Delta p_{c_2} T_T \beta C'_3. \quad (16)$$

При этом значения коэффициентов B и C определяются как для линий, а коэффициентов f , h и C_3^0 — по следующим формулам:

$$a) \quad f = \frac{P_0^2 k_{ct}^{yd}}{\cos^2 \varphi};$$

$$б) \quad h = \frac{P_0^2 \tau \beta}{\cos^2 \varphi};$$

$$в) \quad C_3^0 = \sum_{t_1}^{t_n} \frac{1}{(1 + p_n)^{t-1}}. \quad (17)$$

Произведя аналогичные выкладки для остальных схем развития трансформаторных подстанций, получим расчетные формулы для определения суммарных (приведенных к начальному периоду) капитальных затрат K_n^{np} и ежегодных издержек I_n^{np} за рассматриваемый промежуток времени $t_1 \div t_k$.

Путем вариации схем подстанций, числа трансформаторов, их номинальной мощности и напряжения, изменяя при этом сроки ввода t_n и t_m отдельных трансформаторов или предусматривая их замену, можно путем подбора определить наивы-

годнейшую схему развития подстанции за рассматриваемый период $t_1 \div t_k$.

Рассматривая совместно возможные варианты развития схем линий и подстанций, определяя значения K_n^{np} , K_n^{np} , I_n^{np} , I_n^{np} и вводя их в формулу (1), определяем схему с минимальными затратами \bar{Z} для всей передачи в целом.

Аналогично можно произвести выводы расчетных зависимостей для условия прямолинейного роста нагрузки:

$$P_t = P_0(1 + kt),$$

где k — постоянный коэффициент.

Зная возрастание нагрузки по годам, можно быстро определить, к какой зависимости [(2) или (16)] ближе действительное изменение нагрузки передачи.

Заключение. В общем случае приведенные зависимости могут быть положены в основу определения зон применения номинальных напряжений для районных сетей в зависимости от роста нагрузки и длины передачи аналогично широко известным зависимостям $P = f(l, U = \text{var})$, где P — нагрузка, l — длина, а U — номинальное напряжение передачи; расчеты, учитывающие фактор разновременности капитальных затрат и издержек, позволяют более обоснованно подходить к определению экономической плотности тока для линий электропередачи и определять наиболее экономичную нагрузку трансформаторов, учитывая при этом особенность роста нагрузки во времени.

Подобные расчеты позволяют путем последовательной систематизации выявить степень влияния отдельных параметров и исходных показателей на экономичность электропередачи, таких, например, как стоимость основных элементов передачи — линий и подстанций, стоимость энергии, стоимость установленного киловатта на станциях, величины ежегодных эксплуатационных отчислений, а также определить рациональный срок ввода отдельных элементов передачи в процессе ее развития и в процессе практики проектирования, учитывать лишь существенные факторы, а несущественные в ряде случаев отбросить, что дополнительно облегчит проведение подобных расчетов.

В ряде конкретных случаев, когда изменение нагрузки во времени резко отличается от закона ее роста, принятого в работе [(2), (16)], можно применять комбинированный расчет, а именно: значения слагаемых, не зависящих от роста нагрузки, определять, используя приведенные зависимости, а остальные слагаемые рассчитывать обычным способом.

В практике проектирования подробные технико-экономические сравнения с учетом разновременности капитальных затрат и ежегодных издержек за длительный период времени имеет смысл производить на такой период, на который можно прогнозировать нагрузки с достаточной степенью точности.

В ряде ориентировочных расчетов, по-видимому, следует учитывать лишь часть слагаемых, входящих в расчетные формулы, и ограничиваться лишь учетом первых двух, входящих в выражение (1).

Приложение. Пример расчета. Рассматривается задача выбора схемы электропередачи при следующих исходных условиях.

Рост нагрузки по годам

Годы	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Нагрузка, тыс. квт	48	61	83	100	110	126	154	184	220	245	276

Длина передачи $l=150$ км; стоимость одного киловатт-часа потерь в линии $\beta=0,005$ руб/квч; время максимальных потерь $\tau=3500$ ч; ежегодные относительные отчисления на эксплуатацию линии и подстанции $p_n=0,03$, $p_n=0,08$; стоимость одного киловатта станции $k_{ст}^{уд}=70$ руб/квт; $T_\tau=8760$ ч.

Принимается $P_t=P_0(1+a)^t$, $\cos \varphi=0,95$.

Оптимальная схема определяется согласно экономическому критерию (1).

Конкурирующими номинальными напряжениями электропередачи в данном случае будут $U_1=220$ кв и $U_2=330$ кв.

При сравнении вариантов схем электропередачи следует учитывать изменения, связанные с затратами на линии и на подстанции приемного и передающего конца передачи.

Принимается, что изменение напряжения не приведет к существенным изменениям затрат со стороны передающего конца передачи и поэтому в сравнении учитывается подстанция только приемного конца передачи.

При $t_k - t_1 = 11$ лет и $\frac{P_{11}}{P_0} = 5,75$ коэффициент $\alpha=0,165$; $d=2\alpha + \alpha^2 = 0,357$;

$$\delta_1 = \left(\frac{P_0}{U_1} \right)^2 = 0,0475; \quad \delta_2 = \left(\frac{P_0}{U_2} \right)^2 = 0,021;$$

$$\delta = \frac{pk_{ст}^{уд} \cdot 10^3}{\cos^2 \varphi} = \frac{31,5 \cdot 70 \cdot 10^3}{0,95^2} = 2,45 \cdot 10^6;$$

$$\delta_1 = \frac{p\tau\beta \cdot 10^3}{\cos^2 \varphi} = \frac{31,5 \cdot 3500 \cdot 0,005 \cdot 10^3}{0,95^2} = 0,61 \cdot 10^6;$$

$$f = \frac{P_0^2 k_{ст}^{уд}}{\cos^2 \varphi} = \frac{48^2 \cdot 70 \cdot 10^6}{0,95^2} = 178\,000 \cdot 10^6;$$

$$h = \frac{P_0^2 \tau \beta}{\cos^2 \varphi} = 44\,700 \cdot 10^6;$$

Рассматриваются два основных варианта передачи: вариант I—220 кв с двумя линиями (схема 3—Л, рис. 1) и вариант II—330 кв с одной линией (схема 1—Л, рис. 1). В варианте I изменяется время ввода второй цепи (7-й и 9-й год), а также сечение проводов (АС-300 и АС-400). В варианте II принято сечение проводов АС—2×240 мм².

Для подстанций рассматриваются варианты с напряжением 220 кв с двумя трансформаторами по 180 тыс. квт и с тремя трансформаторами по 90 тыс. квт, вводимыми по мере роста нагрузки, и варианты с напряжением 330 кв — с двумя трансформаторами по 180 тыс. квт и с одним трансформатором 360 тыс. квт.

Число вариантов может быть расширено, однако уже рассмотренные варианты по линиям и подстанциям (табл. 1 и 2) позволяют выделить в процессе сравнения оптимальный вариант схемы электропередачи.

Затраты на линии по варианту Iв (схема 3—Л табл. 1) определяются следующим образом:

$$\bar{I}_\pi = K_\pi^{np} l + I_\pi^{np} l + I_{\pi\tau} \frac{1}{p_n(1+p_n)^\tau} = 3\,930\,000 \text{ руб.},$$

где

$$K_\pi^{np} = K'_\pi + K''_\pi B_1 - \delta \delta_1 \frac{1}{2S} B_2 + \delta \delta d \frac{1}{S} C'_1 +$$

$$+ \delta \delta d \frac{1}{2S} C_1^0 = 11\,000 + 11\,000 \cdot 0,39 -$$

$$- \frac{0,0475 \cdot 2,45 \cdot 10^6 \cdot 5,5}{2 \cdot 400} + \frac{0,0475 \cdot 2,45 \cdot 10^6 \cdot 0,357 \cdot 21}{400} +$$

$$+ \frac{0,0475 \cdot 2,45 \cdot 10^6 \cdot 0,357 \cdot 11}{2 \cdot 400} = 17\,390 \text{ руб.},$$

$$I_\pi^{np} = p_n K'_\pi C_3 + p_n K''_\pi C'_3 + \delta \delta_1 \frac{1}{S} C'_1 + \delta \delta_1 \frac{1}{2S} C_1^0 =$$

$$= 0,03 \cdot 11\,000 \cdot 6,5 + 0,03 \cdot 11\,000 \cdot 0,7 + \frac{0,0475 \cdot 0,61 \cdot 10^6 \cdot 21}{400} +$$

$$+ \frac{0,0475 \cdot 0,61 \cdot 10^6 \cdot 11}{2 \cdot 400} = 4\,300 \text{ руб.},$$

$$I_{\pi\tau} \frac{1}{p_n(1+p_n)^\tau} = \frac{1,86 \cdot 10^3 \cdot 150}{0,125(1+0,125)^{11}} = 665\,000 \text{ руб.}$$

Таблица 1

Варианты линий

Номер варианта и напряжение линии	Схема по рис. 1	Марка провода и число цепей	Период работы, годы	Капитальные вложения, производимые соответственно в годы t_1 и t_n , тыс. руб/км
Iа 220 кв	3—Л	АС-300	$t_1 \div t_n = 1 \div 7$	$K_{\pi 1} = 10$
		2×АС-300	$t_n \div t_k = 7 \div 11$	$K_{\pi 2} = 10$
Iб 220 кв	3—Л	АС-300	$t_1 \div t_n = 1 \div 9$	$K_{\pi 1} = 10$
		2×АС-300	$t_n \div t_k = 9 \div 11$	$K_{\pi 2} = 10$
Iв 220 кв	3—Л	АС-400	$t_1 \div t_n = 1 \div 9$	$K_{\pi 1} = 11$
		2×АС-400	$t_n \div t_k = 9 \div 11$	$K_{\pi 2} = 11$
II 330 кв	1—Л	АС-2×240	$t_1 \div t_k = 1 \div 11$	$K_\pi = 15,9$

Таблица 2

Варианты подстанций

Номер варианта и напряжение подстанции	Схема по рис. 2	Число и мощность трансформаторов, тыс. квт	Период работы, годы	Капитальные вложения, определяемые в соответствии со схемой подстанции, производимые соответственно в годы t_1 , t_n и t_m , тыс. руб.
Iа 220 кв	6—П	1×90	$t_1 \div t_n = 1 \div 3$	$K_\pi = 280$
		2×90	$t_n \div t_m = 3 \div 8$	$\Delta K'_\pi = 525$
		3×90	$t_m \div t_k = 8 \div 11$	$\Delta K''_\pi = 600$
Iб 220 кв	2—П	1×180	$t_1 \div t_n = 1 \div 8$	$K_\pi = 335$
		2×180	$t_n \div t_k = 8 \div 11$	$\Delta K_\pi = 715$
IIа 330 кв	2—П	1×180	$t_1 \div t_n = 1 \div 8$	$K_\pi = 470$
		2×180	$t_n \div t_k = 8 \div 11$	$\Delta K_\pi = 1\,370$
IIб 330 кв	1—П	1×360	$t_1 \div t_k = 1 \div 11$	$K_\pi = 570$

Таблица 3

Приведенные затраты для линий и подстанций в тыс. руб.

Линии				Подстанции					
Номер варианта	$K_{л}^{пр}$	$I_{л}^{пр}$	$I_{лТ} \frac{1}{p_n(1+p_n)^T}$	$\bar{Z}_л$	Номер варианта	$K_{п}^{пр}$	$I_{п}^{пр}$	$I_{пТ} \frac{1}{p_n(1+p_n)^T}$	$\bar{Z}_п$
Ia	2 580	685	790	4 055	Ia	957	449	363	1 769
Iб	2 500	706	790	3 996	Iб	586	348	253	1 187
Iв	2 620	645	665	3 930	IIa	1 149	498	467	2 114
II	2 910	566	490	3 966	IIб	633	480	209	1 322

Значения $K_{л}^{пр}$ и $I_{л}^{пр}$ для варианта II (схема I—II) определяются по формулам:

$$K_{л}^{пр} = K_{л} + \delta_2 \delta \frac{d}{S_2} C_1;$$

$$I_{л}^{пр} = \rho_n K_{л} C_3 + \delta_2 \delta_1 \frac{1}{S_2} C_1.$$

Затраты на подстанцию по варианту Iб (схема 2—II, табл. 2) $\bar{Z}_п$ определяются по выражениям:

$$\bar{Z}_п = K_{п}^{пр} + I_{п}^{пр} + I_{пТ} \frac{1}{p_n(1+p_n)^T} = 1 187 000 \text{ руб.},$$

где $K_{п}^{пр} = K_{п} + \Delta K_{п} B_1 + \frac{f \Delta p_m d}{W^2} \left(C'_1 + \frac{1}{2} C_1^0 \right) -$
 $-\frac{1}{2} f \frac{\Delta p_m}{W^2} B_3 + \Delta p_c k_{сТ}^{уд} (1 + B_1) = 335 \cdot 10^3 +$
 $+ 417 \cdot 10^3 \cdot 0,44 + \frac{178 \cdot 10^3 \cdot 660 \cdot 0,357}{32,5 \cdot 10^3} \cdot 32 - \frac{1}{2} \cdot 178 \cdot 10^3 \times$
 $\times \frac{660}{32,5 \cdot 10^3} \cdot 4,5 + 350 \cdot 70 \cdot 1,44 = 586 \cdot 10^3 \text{ руб.}$

$$I_{п}^{пр} = \rho_n K_{п} C_3 + \rho_n \Delta K_{п} C'_3 + h \frac{\Delta p_m}{W^2} (C'_1 + C_1^0) +$$

$$+ \Delta p_c T \beta (C_3 + C'_3) = 0,08 \cdot 335 \cdot 10^3 \cdot 6,5 + 0,08 \cdot 417 \cdot 10^3 \cdot 1,0 +$$

$$+ 44,7 \cdot 10^3 \frac{660}{32,5 \cdot 10^3} \cdot 32 + 350 \cdot 8 760 \cdot 0,005 \cdot 7,5 = 348 \cdot 10^3 \text{ руб.}$$

$$I_{пТ} \frac{1}{p_n(1+p_n)^T} = \frac{105,8 \cdot 10^3}{0,125(1+0,125)^{11}} = 253 \cdot 10^3 \text{ руб.}$$

Значения $K_{п}^{пр}$ и $I_{п}^{пр}$ для варианта IIб (схема I—II) определяются по формулам

$$K_{п}^{пр} = K_{п} + f \frac{\Delta p_m}{W^2} d C_1 + \Delta p_c k_{сТ}^{уд};$$

$$I_{п}^{пр} = \rho_n K_{п} C_3 + h \frac{\Delta p_m}{W^2} C_1 + \Delta p_c T \beta C_3,$$

а для варианта Ia (схема 6—II) по формулам:

$$K_{п}^{пр} = K_{п} + \Delta K'_{п} B'_1 + \Delta K''_{п} B''_1 + f \frac{\Delta p_m}{W^2} \times$$

$$\times d \left(C'_1 + \frac{1}{2} C''_1 + \frac{1}{3} C'''_1 \right) + \Delta p_c k_{сТ}^{уд} (1 + B'_1 + B''_1) -$$

$$-\frac{1}{2} f \frac{\Delta p_m}{W^2} B'_3 - \frac{1}{6} f \frac{\Delta p_m}{W^2} B''_3;$$

$$I_{п}^{пр} = \rho_n K_{п} C_{31} + \rho_n K'_{п} C_{32} + \rho_n K''_{п} C_{33} +$$

$$+ h \frac{\Delta p_m}{W^2} \left(1 + \frac{1}{2} C''_1 + \frac{1}{3} C'''_1 \right) + \Delta p_c T \beta \times$$

$$\times (C_{31} + C_{32} + C_{33}).$$

Результаты расчетов сведены в табл. 3.

Наиболее экономически эффективным является вариант передачи 220 кВ (по линиям Iв, по подстанциям Iб) с двумя линиями, маркой провода АС-400 и с трансформаторами 2×180 тыс. кВа на подстанции. Этот вариант выгоднее наиболее экономически эффективного варианта 330 кВ на $\frac{(3 966 + 1 322) - (3 930 + 1 187)}{3 930 + 1 187} 100 = 3,4\%$.

[17.5.1965]



Ускоренное старение изолирующих материалов высоковольтного кабеля

Доктор техн. наук, проф. **С. М. БРАГИН**

Москва

Введение. Применение высокополимерных синтетических материалов для изготовления изоляции высоковольтных кабелей, например полистирола, полиэтилена и других, представляет ряд несомненных преимуществ по сравнению с бумажной пропитанной изоляцией, что и показано в ряде работ [Л. 1 и 2]. В этих работах, как и в ряде других, исследовались изменение электрических характеристик ($\tan \delta$, ρ) в зависимости от напряженности электрического поля и температуры, а также величина пробивной прочности при импульсном и длительном приложении напряжения, причем исследования проводились на моделях плоской и цилиндрической форм.

Так как главным условием пробоя изоляции современного высоковольтного кабеля является ионизация воздушных включений, ранее существовавших в изолирующем слое или образовавшихся в нем в процессе эксплуатации кабеля, то в некоторых работах [Л. 3] измерялось также начало ионизации газовых включений на моделях с разными материалами изолирующего слоя, пропитанными минеральным маслом для возможного исключения воздушных объемов между лентами изолирующего материала.

Однако ионизация газовых включений, всегда имеющихся в незначительном количестве в изоляции даже весьма совершенного кабеля, в особенности после нескольких лет его эксплуатации, возможна и при рабочем напряжении в ограниченном масштабе хотя бы потому, что статистический закон, которому подчиняется распределение газовых включений, всегда дает какую-то вероятность появления начальной ионизации газа, возрастающую с толщиной изоляции и длиной кабельной линии, а также с увеличением рабочего напряжения кабеля.

Интенсивность ионизации может быть и весьма слабой — почти безопасной для изоляции и настолько сильной, что может в сравнительно короткий срок привести к пробое изоляции.

Однако, как нам известно, вопрос об установлении зависимости между старением материала и интенсивностью ионизации имеющихся в нем воздушных включений оставался неразрешенным до сего времени из-за отсутствия надежной методики исследования и его большой трудности [Л. 4].

Старение изолирующего слоя в электрическом поле. Под влиянием ионизации газовых включений материал изолирующего слоя постепенно разрушается в отдельных точках, появляются «слабые места», свойства материала снижаются — он стареет. Причиной такого старения является как механическое вырывание частиц материала (эрозия), так и химическое действие продуктов разрушения воздуха в результате «ионной бомбардировки» в ионизированных объемах воздушных включений.

При низких частотах (50 гц) процесс такого старения высокополимерных материалов идет весь-

ма медленно [Л. 5] и до появления видимых следов разрядов на испытываемых образцах проходит несколько сотен часов.

Срок службы и пределы применения того или иного изолирующего материала в высоковольтном кабеле можно определить последовательно прогрессирующим разрушением диэлектрика под влиянием ионизации воздушных или вообще газовых включений в его изоляции.

Естественно было бы для ускорения этого процесса производить испытание образцов изолирующих материалов на старение в электрическом поле высокой частоты, в результате чего можно было бы ожидать ускорения процесса старения по крайней мере в отношении частот напряжения высокой частоты, примененной для ускоренного испытания, и напряжения рабочей частоты (50 гц).

В таком случае возможно также получить в сравнительно короткий срок большое число испытаний для подробного исследования степени эрозии материала и ее влияния на электрическую прочность изолирующего материала, подвергавшегося действию ионизации воздушных включений.

Первые опыты в этом направлении были проведены в СССР еще в 1955—1956 г. [Л. 5] с образцами полиэтилена и политетрафторэтилена при напряжении частотой 100 Мгц.

Однако проведенные эксперименты показали, что применение столь высокой частоты не позволяет достаточно надежно исследовать процесс старения изолирующего материала, так как ускорение процесса старения более чем в $2 \cdot 10^6$ раз по сравнению со старением при 50 гц сильно сокращает длительность испытания и, по-видимому, ускоряет течение ионизационных процессов настолько, что раз начавшись, они проходят до конца, т. е. разрушают диэлектрик и приводят к пробое слоев изоляции разной толщины почти в одно и то же время при одном и том же напряжении, т. е. не выявляет свойств материала в нужной степени.

Для исследования процесса старения высокополимерных материалов надо иметь возможность получать различную градацию старения в условиях, возможно более близких к нормальной эксплуатации кабеля с изолирующим слоем из этих материалов. В этом случае можно было бы осуществить сравнение результатов старения при высокой (испытательной) и низкой (рабочей) частотах в различных стадиях развития этого процесса.

Нужно создать такие условия, чтобы срок жизни диэлектрика зависел, главным образом, от толщины и физического состояния исследуемого материала, а не от таких побочных обстоятельств, как форма электрода, степень закругления его кромки и пр.

Исходя из этих соображений и на основании ряда испытаний была выбрана частота высоковольтного напряжения (100 кгц), наиболее подходящая для ускоренного испытания высокополимер-

ных материалов изоляции высоковольтных кабелей по сравнению с частотой 1 МГц, ранее применявшейся для этих испытаний.

Наиболее важными из условий испытания на ускоренное старение материалов высоковольтной изоляции, которые позволили бы выявить свойства испытанных материалов в отношении их старения в высокочастотном электрическом поле, являются следующие:

а) устранение или, по крайней мере, снижение возможности возникновения короны у края электродов;

б) проведение всех испытаний при одной и той же степени интенсивности развития коронного разряда в изоляции, определяемого напряжением начала ионизации U_i .

Методика эксперимента. Все исследования и испытания проводились на образцах в виде тонких пленок или лент из высокополимерных материалов, подвергавшихся действию высокого напряжения, или в плоском (дисковом) разряднике или в виде изоляции цилиндрической модели, что соответствовало характеру зазоров, имеющих в кабельной изоляции.

Разрядник с образцом испытываемой пленки показан на рис. 1. Чтобы обеспечить появление ионизации до пробоя образца, применялась прокладка из твердого изолирующего материала (электрокартона), а чтобы исключить из рассмотрения ионизацию у края электродов, применялась маска из тонкого листа изолирующего материала (фторопласта), в центре которого был вырезан круг радиусом меньше радиуса электрода.

Такую комбинацию газа и твердого диэлектрика легко можно испытать в любых условиях, а напряжение начала ионизации может быть довольно точно вычислено, исходя из геометрических размеров и электрических характеристик примененных материалов.

Напряжение ионизации должно быть значительно ниже (в 2—3 раза) напряжения начала коронирования электродов и вообще всей установки, что проверяется предварительно путем измерения напряжения начала ионизации U_i при повышении приложенного напряжения.

Модель кабеля представляла из себя, как показано на рис. 2, латунную трубку диаметром 12 и длиной около 200 мм, на которую при помощи несложного приспособления накладывались повивом ленты из исследуемого материала под определенным углом и с определенным натяжением так, чтобы получалась плотная изоляция с перекрытием 50% и с зазором между краями соседних лент около 1 мм.

Число слоев изоляции было 6 и 8, и соответственно длина наружного электрода из плотно намотанного станиоля принималась равной 6 и 8 см, что

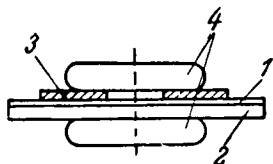


Рис. 1. Разрядник с образцом испытываемой пленки.

1 — испытываемая пленка;
2 — прокладка; 3 — маска из фторопласта; 4 — дисковые электроды.

Рис. 2. Модель кабеля.

1 — латунная трубка; 2 — изоляция; 3 — наружный электрод из намотанного станиоля.

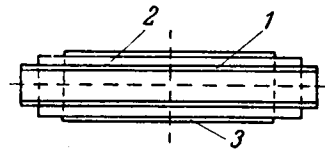
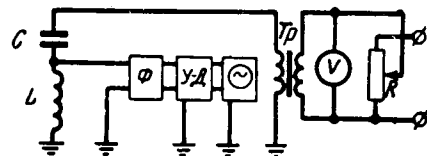


Рис. 3. Схема для определения начального напряжения ионизации.

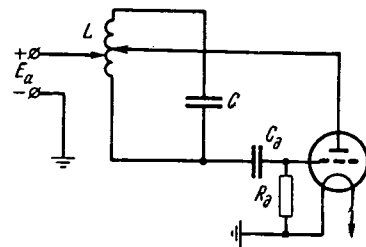
C — испытываемый образец; L — индуктивность (20 мГн); Ф — фильтр; У-Д — усилитель-детектор.



было необходимо для сохранения приблизительно постоянного значения емкости образцов.

Все подготовленные к испытанию образцы, как плоские, так и цилиндрические, предварительно испытывались напряжением переменного тока частотой 50 Гц для определения величины начального напряжения ионизации U_i по схеме, изображенной на рис. 3. Последовательно с испытываемым образцом вводилось небольшое индуктивное сопротивление, с которого напряжение подавалось через фильтр, пропускающий частоты от 10—20 кГц и более на усилитель, детектор и осциллоскоп, на экране которого можно было бы наблюдать начало ионизации с большой точностью.

Рис. 4. Принципиальная схема высокочастотного генератора.



Для определения начала ионизации при высокой частоте была разработана схема, сущность которой состоит в том, что последовательно с испытываемым образцом включалось настроенное на частоту генератора сопротивление $L_k C_k$, с которого напряжение подавалось через специальный, также настроенный на частоту генератора, трансформатор Тр, на сетку первой лампы фильтра-усилителя, а затем через две настроенные цепи $L_2 C$ и $L_3 C$ — на сетку второй лампы и, наконец, на экран осциллоскопа. Применение такой схемы при экспериментировании на моделях дало хорошие результаты.

Принципиальная схема высокочастотного высоковольтного генератора приведена на рис. 4. Путем регулирования анодного напряжения можно было давать на испытываемые образцы напряжение до 3 кВ при частоте 100 кГц и мощности около 1 кВт.

Исследование старения изоляции цилиндрических моделей. Для вычисления напряжения начала ионизации слоя воздуха в зазоре между краями лент, толщину которого можно принять равной толщине ленты Δ , пользовались следующей формулой, полученной на основе многочисленных экспериментов:

$$U_i \approx 327 + 4,5(\delta p - 6) [\text{В}], \quad (1)$$

где p — давление газа, мм рт. ст.;
 δ — толщина включения.

В общем случае для N лент между двумя воздушными включениями в радиальном направлении напряженность электрического поля в слое воздуха толщиной Δ_g при толщине каждой ленты Δ мм найдем из соотношения [Л. 7]:

$$\frac{E_g}{E} = \frac{N+1}{\frac{\Delta_g}{\Delta} + \frac{N}{\epsilon}}, \quad (2)$$

а полагая $\Delta_g = \Delta = \delta$ и $N = 1$ для случая наложения лент с перекрытием 50% , получаем из предыдущего выражения

$$\frac{E_g}{E} = \frac{2\epsilon}{\epsilon + 1}.$$

Ввиду малой толщины ленты и изоляции в целом по сравнению с радиусом трубки можно приближенно положить, что

$$E_g \approx \frac{U_i}{\delta} \text{ и } E \approx \frac{U_0}{n\delta},$$

тогда получим:

$$U_0 = U_i n \frac{\epsilon + 1}{2\epsilon}.$$

Подставив сюда значение U_i из (1), получим окончательно для наложения с перекрытием 50% такое выражение:

$$U_0 = [327 + 4,5 (\delta p - 6)] n \frac{\epsilon + 1}{2\epsilon} [\delta]. \quad (3)$$

Если рассчитать по этой формуле значение U_0 для наших моделей с числом лент 6 и 8, то получим соответственно 2 и 2,7 кВ. В действительности получаются значения U_0 несколько меньше вычисленных по этой формуле. Это объясняется тем, что начальный градиент ионизации вычисляется, исходя из предположения, что ионизация возникает лишь в одной пленке толщиной δ , в то время как на самом деле ионизация возникает одновременно во всех слоях воздуха в изоляции, так как поле в нашем случае можно считать практически однородным.

При перекрытии 50% в изоляции будет $n/2$ слоев воздуха и, если считать, что возникновение ионизации равновероятно во всех слоях при приложении напряжения более U_0 , то для расчета начала ионизации можно принять толщину эквивалентной пленки воздуха, равной $n\delta/2$ и, следовательно,

$$E_g \approx 2 \frac{U_i}{\delta n}.$$

Тогда начальное напряжение получим равным

$$U_0 = 2 \left[327 + 4,5 \left(\frac{n\delta}{2} p - 6 \right) \right] \frac{\epsilon + 1}{2\epsilon}. \quad (4)$$

Здесь ϵ — диэлектрическая проницаемость пропитанной бумаги, вычислена, исходя из плотности γ бумаги, по формуле:

$$\epsilon = 0,375\gamma + \frac{2,2(1 - 0,06\gamma)^2}{1 - 0,45\gamma}.$$

Начальное напряжение ионизации, вычисленное по (4), дает для моделей с числом слоев 6 и 8 значения, весьма близко совпадающие с полученными путем измерений.

Для высокой частоты (100 кГц) значения U_0 получаются по результатам измерений несколько ниже (примерно на 10%), чем при 50 Гц, которое в среднем составляло 1,2 кВ с отклонениями в пределах 1,1—1,3 кВ для моделей с шестью слоями изоляции. Пробивное напряжение тех же моделей при 50 Гц, определенное при быстром повышении напряжения, было в среднем равно 18,5 кВ с отклонениями $\pm 3,5$ кВ, т. е. на $\pm 19\%$ среднего.

Среднее значение пробивного напряжения изоляции моделей с шестью слоями изоляции при 50 Гц до и после старения при напряжении 1,45 кВ и частоте 100 кГц, т. е. на 30% более высоком, чем напряжение начала ионизации, после 15 мин действия этого напряжения снизилось с 18,5 до 14,5 кВ, т. е. почти на 22% .

После разборки моделей на лентах, прилегавших к воздушному зазору, наблюдалась эрозия изолирующего материала в виде мелких ямочек и пузырьков.

Ленты с явными следами эрозии испытывались на пробой между электродами (шарик диаметром 9 мм против плоскости), погруженными в минеральное масло. Большинство пробоев получалось в местах сильно развитой эрозии, а пробивное напряжение отдельных лент снизилось до 8 кВ в среднем с отклонениями от 7,8 до 11,8 кВ, т. е. примерно вдвое.

Отмечались случаи пробоя не только в месте эрозии, но и в целом неповрежденном месте пленки даже при испытании в плоских электродах. При достаточно развитой эрозии пробой происходил в месте эрозии даже вне электродов.

Исследование старения тонких пленок высокополимерных материалов в зависимости от времени. Естественно было задать вопрос о связи степени развития эрозии на поверхности ленты, зависящей от длительности действия напряжения высокой частоты и отношения приложенного при испытании напряжения к напряжению начала ионизации, с пробивной прочностью при 50 Гц.

В связи с этим возник вопрос о возможности классификации эрозии материала по степени интенсивности следов короны (разрядов) на поверхности пленки и об определении безопасной эрозии, т. е. такой, при которой снижение пробивного напряжения практически отсутствует.

Кроме того, необходимо было хотя бы приблизительно определить масштаб для перехода от старения при высокой частоте к старению при промышленной частоте. С этой целью было проведено большое количество опытов старения тонких пленок разных полимерных материалов (стирофлекс, лавсан и др.) в дисковых электродах с маской и прокладкой (рис. 1), для которой распределение слоев испытываемого материала, воздуха и прокладки соответствует схеме, изображенной на рис. 5.

Значение начального напряжения ионизации получаем из уравнения:

$$U_0 = U_i \left[1 + \frac{\Delta}{\epsilon \Delta_g} + \frac{\Delta_m}{\epsilon_m \Delta_g} \right]. \quad (5)$$

Были приняты следующие значения величин, входящих в формулу (5): $\Delta = 0,05$ мм, $\epsilon = 2,3$, $\Delta_g = 0,1$ мм, $\Delta_m = 0,45$ мм и $\epsilon_m = 6$.

Теперь, подставляя эти значения в (1), получаем:

$$U_i = 327 + 4,5(0,1 \cdot 760 - 6) = 640 \text{ в,}$$

и, следовательно, из (5) имеем:

$$U_0 = 240 \left(1 + \frac{0,5}{2,3} + \frac{0,45}{0,6} \right) = 1,26 \text{ кв.}$$

Измерением при 50 гц найдено значение $U_0 = 1,15$ кв и 1,25 кв при 100 кГц, т. е. оба экспериментально полученные значения весьма близко совпадают с вычисленным значением U_0 .

При снижении напряжений высокой частоты до 1,25 кв даже после 70 мин действия при частоте 100 кГц не было получено видимых результатов действия ионизации слоя воздуха на прилегающую к нему пленку испытываемого материала.

Такой же результат получился и при напряжении 1,4 кв, и только при увеличении напряжения до 1,45 кв наблюдались видимые следы действия ионизации уже после 2 мин длительности приложения напряжения. Поэтому во всех дальнейших исследованиях принималось напряжение начала ионизации равным 1,45 кв при частоте 100 кГц.

На рис. 6 показан при 24-кратном увеличении результат действия ионизации после 15 мин приложения напряжения 1,45 кв. Ясно видно развитие эрозии (ямки и пузырьки) почти по всей поверхности воздушного включения. На рис. 7 показано сравнительное развитие эрозии пленки (лавсан) после воздействия напряжения 1,45 кв частотой 100 кГц в течение 3, 5 и 10 мин.

Такие же испытания, но в более широком масштабе, были проделаны со стирофлексовыми пленками такой же толщины (0,05 мм), позволившими визуально установить зависимость развития эрозии поверхности образца от длительности действия напряжения 100 кГц. В качестве первого приближения можно последовательное развитие эрозии принять в качестве некоторой шкалы эрозии, условно выраженной числом единиц, равных числу минут действия высокочастотного напряжения 1,45 кв.

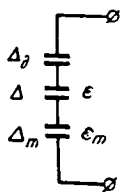


Рис. 5. Схема расположения слоев в разряднике (рис. 1).

Пользуясь такой шкалой, можно было установить безопасную эрозию, т. е. такую, при которой пробивная прочность образца заметно не снижается при испытании его на пробой при 50 гц. Таковой оказалась эрозия не выше 5 единиц по установленной шкале. Место пробоя в этом случае при испытании в дисковых электродах не совпадает с областью эрозии материала и находится вблизи края электродов. Это значит, что краевой эффект электродов сказывается на пробивной прочности сильнее, чем эрозия.

Для образцов с эрозией более 5 единиц (10 или 15 единиц) место пробоя часто приходится на область эрозии, что показывает на уменьшение электрической прочности образца в результате высокочастотного старения, однако электрическая прочность даже при сильно развитой эрозии снижается всего на 20—30% первоначального значения.

Соотношение между длительностью жизни высокополимерных материалов при приложении одного и того же напряжения, равного ионизационному U_i или выше его, низкой (50 гц) и высокой (100 кГц) частот нами условно было принято равным отношению частот, т. е. в данном случае получилось бы равным 2 000.

В действительности можно предполагать, что при высокочастотном старении ускорение старения должно быть больше отношения частот из-за наличия дополнительных процессов химического и физического воздействия на диэлектрик, например, влияние низших окислов азота, озона и т. п. Кроме того, и экспериментально установлено, что старение дополнительно ускоряется с увеличением частоты действующего напряжения.

Задача заключается в том, чтобы, воздействуя на образец напряжением низкой частоты, получить при достаточной длительности его действия одинаковую степень эрозии, например в 2 единицы, с действием того же напряжения высокой частоты.

Такой эксперимент был сделан, причем оказалось, что при 50 гц для получения эрозии в 2 единицы потребовалось около 150,5 ч, в то время как при 100 кГц нужно было всего 2 мин.

Сравнив произведение частоты напряжения на длительность его действия ft в случае низкой и высокой частот, получим коэффициент дополнительного ускорения старения равным

$$\frac{50 \cdot 9\,030}{100\,000 \cdot 2} = 2,26.$$

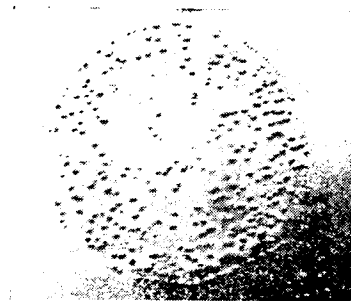


Рис. 6. Разрушение испытываемого образца при ионизации.

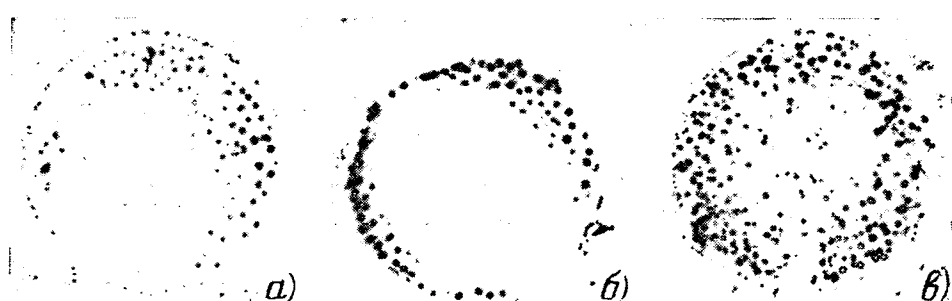


Рис. 7. Развитие эрозии пленок лавсана с увеличением длительности действия высоковольтного напряжения.
а — 3 мин; б — 5 мин; в — 10 мин.

Приближенно можно принять, что при частоте 100 кГц старение ускоряется по сравнению со старением при частоте 50 Гц в 4 500 раз, т. е. 2 ч действия напряжения частотой 100 кГц эквиваленты 1 году старения при напряжении частотой 50 Гц.

Применение полученных результатов к высоковольтному кабелю. Наиболее слабым местом изоляции высоковольтного кабеля являются воздушные включения, которые могут быть двух типов:

а) зазоры между краями лент в изоляции, выполненной из тонких лент, наложенных повивом;

б) мелкие включения воздуха в виде пузырьков в изоляции, полученной путем горячего опрессования термопластическими материалами.

Необходимо принимать меры к тому, чтобы напряжение, приходящееся на воздушный зазор, было менее U_i . С этой точки зрения применение для изготовления изоляции кабеля лент из высокополимерных материалов особенно благоприятно по сравнению с изоляцией из пропитанной бумаги из-за малой толщины таких лент и малого значения их диэлектрической проницаемости.

Желательно увеличение числа лент между каждым двумя зазорами в радиальном направлении путем применения перекрытия в 30% и даже наложения лент внахлестку. Напряжение начала ионизации в зазорах ленточной изоляции может быть рассчитано предварительно и проверено на модели.

В изоляции высоковольтного кабеля, полученной путем опрессования термопластическими материалами (полиэтилен), воздушные включения имеют вид мелких пузырьков, вкрапленных в изоляцию. Распределение этих включений по величине, форме и местонахождению в объеме изоляции подчиняется статистическому закону, т. е. является случайным, что делает невозможным практически предварительный расчет напряжения начала ионизации для установления возможности использования такой изоляции в высоковольтном кабеле. В этом случае остается только одна возможность, а именно экспериментальное определение старения образца кабеля при высоком напряжении повышенной частоты на самом кабеле или на его модели с изоляцией из того же материала, но меньшей толщины.

Выводы. 1. Разработана и применена для исследования высокополимерных материалов на старение новая методика, позволившая производить это

испытание при высокой частоте (100 кГц) и напряжении до 3 кВ с одновременным наблюдением за началом и интенсивностью развития процессов ионизации воздушных включений, имеющихся в испытываемом диэлектрике.

2. На основе проведенных обширных исследований высокочастотного высоковольтного старения сделана попытка обосновать и дать в виде примера для стирофлексовых пленок «шкалу эрозии» материала и установить коэффициент ускорения процесса старения при переходе на частоту 100 кГц с частоты 50 Гц.

3. Доказано наличие «безопасной» ионизации, т. е. такой, которая не вызывает заметного снижения пробивной прочности образца при последующем испытании его высоким напряжением 50 Гц.

4. Установлено экспериментально, что начальное напряжение ионизации при высокой частоте получается примерно только на 10% ниже измеренного на низкой частоте, что дает возможность обоснованно применять при испытании высокочастотных кабелей определение начального напряжения ионизации на низкой (50 Гц) частоте.

5. Разработанная методика и проведенные исследования старения пленок из стирофлекса и лавсана создают базу для дальнейшего развития такого рода исследований с целью получения более полной и надежной характеристики высоковольтного старения диэлектриков.

Литература

1. Pairisch H., On the suitability of polyethylene as Insulating Material of High-Voltage Cables, Доклад СИГРЭ, 1956, № 205.
2. Vosand J. C. and Vermeer I., On the impulse strength of a Composite Insulation of Synthetic high polymer Materials and oil as a Dielectric for High- and Extra-High Voltage Cables, Доклад СИГРЭ, 1960, № 226.
3. de Vos I. C. and Vermeer I., Contribution of the development of power cables for High- and Extra-High Voltage with a composite insulation, Доклад СИГРЭ, 1958, № 207.
4. Kreüger F. H., Detection of internal discharges particularly of internal discharges particularly in high Voltage cables, Доклад СИГРЭ, 1958, № 204.
5. Darin, Philofsky u. Divens, El. Eng 1954, vol. 73, № 9.
6. Брагин С. М., Электрическая прочность полиэтилена при высокой частоте, Изв. АН СССР, серия физическая, 1958, т. XXII, № 4.
7. Брагин С. М., Электрический и тепловой расчет кабеля, Госэнергоиздат, 1960.

[10.4.1965]



Передача высокочастотных сигналов релейной защиты по высоковольтным линиям с ответвлениями

Кандидат техн. наук Г. В. МИКУЦКИЙ

(ВНИИЭ)

Вопрос о проектировании каналов высокочастотной связи на линиях с ответвлениями в последние годы приобрел большое значение в связи с широким использованием ответвлений на линиях всех напряжений вплоть до 500 кВ. Известно, что ответвление может внести в высокочастотный канал по основной линии большое затухание и даже полностью нарушить работу этого канала.

Впервые нормы по проектированию высокочастотных каналов на линиях с ответвлениями были составлены ОРГРЭС по работе А. И. Загянского и Ю. П. Шкарина [Л. 1], которая базировалась на формуле для входного сопротивления ответвления [Л. 2], полученной без учета влияния волн нулевой последовательности, возникающих в месте разветвления.

Ответвление, как правило, является короткой линией. Поэтому волна нулевой последовательности, возникающая из-за несимметрии нагрузки на ответвлении, может существенно сказываться на значении входного сопротивления ответвления и, следовательно, на значении вносимого затухания. Поэтому выводы [Л. 1] и нормы проектирования, предложенные ОРГРЭС, являются необоснованными, когда с подстанцией на ответвлении нужна связь, так как при однофазном присоединении нагрузка на ответвлении становится несимметричной.

В 1963—1964 гг. во ВНИИЭ была проделана работа по расчету высокочастотных параметров линий с ответвлениями при учете волн нулевой последовательности. Был выполнен строгий расчет затухания, вносимого ответвлением любой длины, расположенным в средней части симметричной трехпроводной линии большой протяженности. В силу сделанного допущения о симметрии линии высокочастотный тракт рассматривается как двухволновый с двумя системами вторичных параметров — для междупазовой волны (суммы волн прямой и обратной последовательности) и для волны нулевой последовательности. Поэтому для линий, на которых имеют место две междупазовые волны, с существенно отличающимися параметрами (например, линии 500 кВ с горизонтальным расположением проводов) [Л. 3] выводы данной работы не являются обоснованными.

Расчет затухания высокочастотного канала на линии с ответвлениями является весьма трудоемким. В связи с этим исследования зависимости затухания, вносимого ответвлением, от его длины, значения рабочей частоты, условий нагрузки на конце и т. п. производились с помощью вычислительной машины «Урал-1». Ниже приводятся результаты этих исследований, а также некоторые результаты измерений, выполненных на линии 110 кВ. Поскольку в Советском Союзе почти исключительно применяется система передачи фаза — земля, то проведенные исследования касаются именно этого вида передачи.

Метод расчета и вывод расчетных формул. Метод расчета базируется на исследовании эквивалентных схем замещения длинной симметричной трехпроводной линии.

Если оба конца линии от места разветвления можно считать длинными для междупазовых волн, то эквивалентная расчетная схема такой линии для системы передачи фаза — земля будет такой, как показано на рис. 1. В схеме рис. 1 обозначено:

Z_0 — волновое сопротивление цепи нулевой последовательности на фазу;

Z_ϕ — то же для междупазовой волны;

$$Z_1 = \frac{Z_0 Z_\phi}{Z_0 - Z_\phi}; \quad (1)$$

$\dot{E} = \dot{U}_A$ — суммарное напряжение междупазовых волн прямой и обратной последовательностей в рабочем проводе при отсутствии ответвления.

Будем полагать, что две нерабочие фазы на конце ответвления находятся в одинаковых условиях. При этом в любой точке, как основной линии, так и ответвления, напряжения и токи обеих нерабочих фаз соответственно равны. Исходя из этого, можно получить расчетную эквивалентную

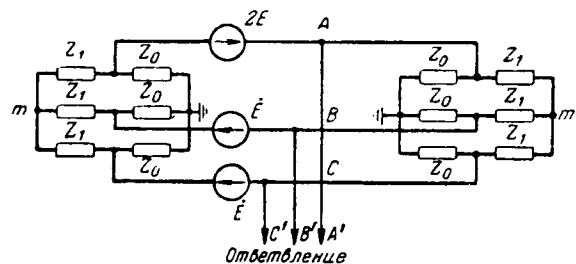


Рис. 1. Расчетная схема.

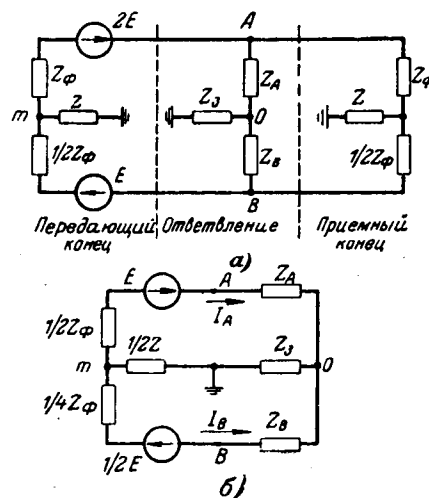


Рис. 2. Эквивалентные расчетные схемы.

$$Z = \frac{Z_0 - Z_\phi}{3}.$$

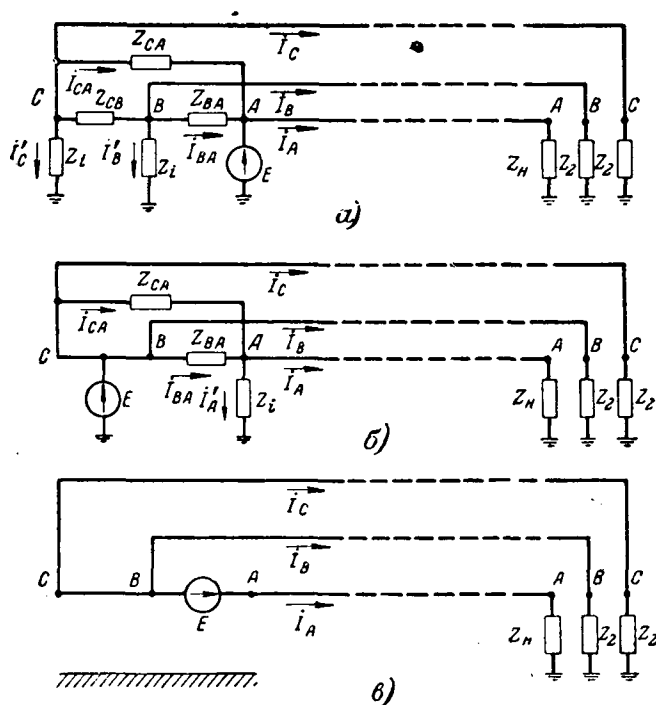


Рис. 3. Расчетные схемы для определения $Z_{Bx A}$ (а), $Z_{Bx B}$ (б) и $Z_{Bx AB}$ (в).

схему, показанную на рис. 2,а. В этой схеме Z_A , Z_B и Z_3 образуют эквивалентную схему сосредоточенных сопротивлений, которой заменено ответвление.

При отсутствии ответвления ($Z_A = Z_B = \infty$) напряжение междуфазовой волны на входе приемного конца линии составляет $\frac{3}{2} E$. При наличии ответвления это напряжение \dot{U}_{AB} находится из расчета схемы рис. 2,а при известных величинах Z_A , Z_B и Z_3 . Затухание, вносимое ответвлением, определяется из выражения

$$a_{\text{отв}} = \ln \left| \frac{\frac{3}{2} \dot{E}}{\dot{U}_{AB}} \right|. \quad (2)$$

Ввиду симметрии правой и левой частей схемы рис. 2,а эта схема эквивалентна схеме рис. 2,б.

Из анализа этой схемы можно получить следующее выражение для расчета затухания, вносимого ответвлением:

$$a_{\text{отв}} = \ln \left| 3 \frac{Z_1 Z_2 + Z_2 Z_3 + Z_1 Z_3}{2 Z_2 (Z_A + Z_B) + 2 Z_3 Z_A + Z_1 Z_B} \right|, \quad (3)$$

где $Z_1 = \frac{1}{2} Z_\Phi + Z_A$;

$$Z_2 = \frac{1}{6} (Z_0 - Z_\Phi) + Z_3;$$

$$Z_3 = \frac{1}{4} Z_\Phi + Z_B.$$

Сопротивления Z_A , Z_B и Z_3 можно найти, если определить входное сопротивление со стороны фазы А по отношению к земле ($Z_{Bx A}$), фаз ВС по отношению к земле ($Z_{Bx B}$) и фаз А—ВС ($Z_{Bx AB}$);

$$\left. \begin{aligned} Z_A &= \frac{1}{2} (Z_{Bx A} - Z_{Bx B} + Z_{Bx AB}); \\ Z_B &= \frac{1}{2} (Z_{Bx B} - Z_{Bx A} + Z_{Bx AB}); \\ Z_3 &= \frac{1}{2} (Z_{Bx A} + Z_{Bx B} - Z_{Bx AB}). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Сопротивления $Z_{Bx A}$, $Z_{Bx B}$ и $Z_{Bx AB}$ определяют из решения уравнений трехпроводной линии. Соответствующие расчетные схемы показаны на рис. 3.

Для симметричной трехпроводной линии при одинаковой нагрузке фаз В и С токи и напряжения в фазовых проводах определяются через напряжения симметричных составляющих следующей системой уравнений [Л. 2 и 4]:

$$\begin{aligned} \dot{U}_A &= \dot{A}_0 e^{-\gamma_0 x} + \dot{A}'_0 e^{\gamma_0 x} + 2 \dot{A}_1 e^{-\gamma_\Phi x} + 2 \dot{A}'_1 e^{\gamma_\Phi x}; \\ \dot{U}_B &= \dot{A}_0 e^{-\gamma_0 x} + \dot{A}'_0 e^{\gamma_0 x} - \dot{A}_1 e^{-\gamma_\Phi x} - \dot{A}'_1 e^{\gamma_\Phi x}; \\ I_A &= \frac{1}{Z_0} (\dot{A}_0 e^{-\gamma_0 x} - \dot{A}'_0 e^{\gamma_0 x}) + \\ &+ \frac{2}{Z_\Phi} (\dot{A}_1 e^{-\gamma_\Phi x} - \dot{A}'_1 e^{\gamma_\Phi x}); \end{aligned} \quad (5)$$

$$\dot{I}_B = \frac{1}{Z_0} (\dot{A}_0 e^{-\gamma_0 x} - \dot{A}'_0 e^{\gamma_0 x}) - \frac{1}{Z_\Phi} (\dot{A}_1 e^{-\gamma_\Phi x} - \dot{A}'_1 e^{\gamma_\Phi x});$$

$$\dot{U}_C = \dot{U}_B; \quad \dot{I}_C = \dot{I}_B,$$

где \dot{A}_0 — напряжение падающей волны нулевой последовательности в начале линии;

\dot{A}'_0 — напряжение отраженной волны нулевой последовательности в начале линии;

\dot{A}_1 — напряжение падающей волны прямой (или обратной) последовательности в фазе А в начале линии;

\dot{A}'_0 — то же для отраженных междуфазовых волн;

$\gamma_0 = \alpha_0 + j\beta_0$ — постоянная распространения тракта нулевой последовательности;

$\gamma_\Phi = \alpha_\Phi + j\beta_\Phi$ — то же для междуфазовых волн; x — расстояние от начала линии.

Постоянные интегрирования \dot{A}_0 , \dot{A}'_0 , \dot{A}_1 и \dot{A}'_1 определяются из граничных условий.

При нахождении выражения для $Z_{Bx A}$ граничные условия определяются из схемы рис. 3,а, а именно: при $x=0$ $\dot{U}_A = \dot{E}$; при $x=0$ $\dot{I}'_B Z_i = \dot{U}_B$; при $x=l$ $\dot{U}_A = \dot{I}_A Z_\Pi$ и при $x=l$ $\dot{U}_B = \dot{I}_B Z_2$.

Из решения системы уравнений (5) с учетом данных граничных условий определяются \dot{U}_A и \dot{I}_A , а затем $Z_{Bx A}$ из следующего выражения:

$$\begin{aligned} Z_{Bx A} &= \frac{\dot{U}_A}{\dot{I}_A} = Z_{\text{дл А}} \times \\ &\times \frac{1 + M_{12} k_{\Phi 0} e^{-\gamma_0 l} e^{-\gamma_\Phi l} + M_{13} k_0 l^{-2} \gamma_0 l + M_{14} k_\Phi e^{-2\gamma_\Phi l} +}{1 + M_{22} k_{\Phi 0} e^{-\gamma_0 l} e^{-\gamma_\Phi l} + M_{23} k_0 l^{-2} \gamma_0 l + M_{24} k_\Phi e^{-2\gamma_\Phi l} +} \\ &+ \frac{M_{15} k_2 e^{-2\gamma_0 l} e^{-2\gamma_\Phi l}}{+ M_{25} k_2 e^{-2\gamma_0 l} e^{-2\gamma_\Phi l}}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $Z_{дл A} = Z_{\Phi} q_0 \frac{3 + q_i \left(1 + \frac{2}{q_0} + \frac{3}{q_{ab}}\right)}{1 + 2q_0 + 3q_i \left(1 + \frac{1}{q_{ab}}\right)}$ — входное

сопротивление электрически длинного ответвления;

$k_{\Phi} = \frac{4(q_n - q_2)q_0}{(1 + q_2)(q_n + q_0) + 2(1 + q_n)(q_2 + q_0)}$ — коэффициент перехода между фазовых волн в волну нулевой последовательности на конце ответвления; (7)

$k_0 = \frac{(1 + q_2)(q_n - q_0) + 2(1 + q_n)(q_2 - q_0)}{(1 + q_2)(q_n + q_0) + 2(1 + q_n)(q_2 + q_0)}$ — коэффициент отражения волны нулевой последовательности; (8)

$k_{\Phi} = -\frac{(1 - q_2)(q_n + q_0) + 2(1 - q_n)(q_2 + q_0)}{(1 + q_2)(q_n + q_0) + 2(1 + q_n)(q_2 + q_0)}$ — коэффициент отражения между фазовых волн; (9)

$k_2 = \frac{(1 - q_2)(q_n - q_0) + 2(1 - q_n)(q_2 - q_0)}{(1 + q_2)(q_n + q_0) + 2(1 + q_n)(q_2 + q_0)}$; (10)

$M_{12} = \frac{4q_1}{q_0 m_1}$;

$M_{13} = \frac{1}{m_1} \left[3 + q_i \left(1 - \frac{2}{q_0} + \frac{3}{q_{ab}}\right) \right]$;

$M_{14} = \frac{1}{m_1} \left[3 + q_i \left(-1 + \frac{2}{q_0} + \frac{3}{q_{ab}}\right) \right]$;

$M_{15} = -\frac{1}{m_1} \left[3 + q_i \left(-1 - \frac{2}{q_0} + \frac{3}{q_{ab}}\right) \right]$;

$M_{22} = -\frac{1}{m_2} 2 \left(2 + 3 \frac{q_i}{q_{ab}} \right)$;

$M_{23} = -\frac{1}{m_2} \left[1 - 2q_0 + 3q_i \left(1 + \frac{1}{q_{ab}}\right) \right]$;

$M_{24} = \frac{1}{m_2} \left[1 - 2q_0 + 3q_i \left(-1 + \frac{1}{q_{ab}}\right) \right]$;

$M_{25} = \frac{1}{m_2} \left[1 + 2q_0 + 3q_i \left(-1 + \frac{1}{q_{ab}}\right) \right]$;

$m_1 = 3 + q_i \left(1 + \frac{2}{q_0} + \frac{3}{q_{ab}}\right)$;

$m_2 = 1 + 2q_0 + 3q_i \left(1 + \frac{1}{q_{ab}}\right)$.

В уравнениях (8) — (11)

$q_0 = \frac{Z_0}{Z_{\Phi}}$; $q_i = \frac{Z_i}{Z_{\Phi}}$; $q_n = \frac{Z_n}{Z_{\Phi}}$;

$q_2 = \frac{Z_2}{Z_{\Phi}}$; $q_{ab} = \frac{Z_{BA}}{Z_{\Phi}}$. (12)

Граничные условия для определения $Z_{вх B}$ находятся из схемы рис. 3, б, а именно: при $x=0$ $\dot{U}_B = \dot{U}_C = \dot{E}$; при $x=0$ $\dot{I}_A = \dot{I}_{ba} + \dot{I}_{ca} - \dot{I}'_A$; при $x=l$ $\dot{U}_B = \dot{I}_B Z_2$; при $x=l$ $\dot{U}_A = \dot{I}_A Z_n$.

Решение уравнений (5) с учетом этих граничных условий дает следующее выражение для $Z_{вх B}$:

$$Z_{вх B} = \frac{\dot{E}}{2\dot{I}_B} = Z_{дл B} \frac{1 + N_{12}k_{\Phi}e^{-\gamma_0 l}e^{-\gamma_{\Phi} l} + N_{13}k_0e^{-2\gamma_0 l} + N_{14}k_{\Phi}e^{-2\gamma_{\Phi} l} + N_{15}k_2e^{-2\gamma_0 l}e^{-2\gamma_{\Phi} l}}{1 + N_{22}k_{\Phi}e^{-\gamma_0 l}e^{-\gamma_{\Phi} l} + N_{23}k_0e^{-2\gamma_0 l} + N_{24}k_{\Phi}e^{-2\gamma_{\Phi} l} + N_{25}k_2e^{-2\gamma_0 l}e^{-2\gamma_{\Phi} l}}, \quad (13)$$

где

$Z_{дл B} = \frac{1}{2} Z_{\Phi} q_0 \frac{n_1}{n_2}$; $N_{12} = -\frac{4q_i}{q_0 n_1}$;

$N_{13} = \frac{1}{n_1} \left[3 + q_i \left(2 - \frac{1}{q_0} + \frac{6}{q_{ab}}\right) \right]$;

$N_{14} = \frac{1}{n_1} \left[3 + q_i \left(-2 + \frac{1}{q_0} + \frac{6}{q_{ab}}\right) \right]$;

$N_{15} = \frac{1}{n_1} \left[-3 + q_i \left(2 + \frac{1}{q_0} - \frac{6}{q_{ab}}\right) \right]$; (14)

$N_{22} = \frac{2}{n_2} \left(2 + 3 \frac{q_i}{q_{ab}} \right)$;

$N_{23} = -\frac{1}{n_2} \left[2 - q_0 + 3q_i \left(1 + \frac{2}{q_{ab}}\right) \right]$;

$N_{24} = \frac{1}{n_2} \left[2 - q_0 - 3q_i \left(1 - \frac{2}{q_{ab}}\right) \right]$;

$N_{25} = \frac{1}{n_2} \left[2 + q_0 - 3q_i \left(1 - \frac{2}{q_{ab}}\right) \right]$;

$n_1 = 3 + q_i \left(2 + \frac{1}{q_0} + \frac{6}{q_{ab}}\right)$;

$n_2 = 2 + q_0 + 3q_i \left(1 + \frac{2}{q_{ab}}\right)$.

Коэффициенты k_{Φ} , k_0 , k_{Φ} и k_2 определяются по уравнениям (7) — (10), q_0 , q_i и q_{ab} — по уравнениям (12).

Граничные условия для определения $Z_{вх AB}$ находятся из схемы рис. 3, в, а именно: при $x=0$ $\dot{U}_A - \dot{U}_B = \dot{E}$; при $x=0$ $\dot{I}_A = -2\dot{I}_B$; при $x=l$ $\dot{U}_A = \dot{I}_A Z_A$; при $x=l$ $\dot{U}_B = \dot{I}_B Z_2$.

После решения системы (5) получим:

$$Z_{вх AB} = \frac{\dot{U}_A - \dot{U}_B}{\dot{I}_A} = \frac{3}{2} Z_{\Phi} \frac{1 - k_0 e^{-2\gamma_0 l} + \dots}{1 - k_0 e^{-2\gamma_0 l} - \dots} + \frac{k_{\Phi} e^{-2\gamma_{\Phi} l} + k_2 e^{-2\gamma_0 l} e^{-2\gamma_{\Phi} l}}{-k_{\Phi} e^{-2\gamma_{\Phi} l} - k_2 e^{-2\gamma_0 l} e^{-2\gamma_{\Phi} l}}. \quad (15)$$

Сосредоточенные сопротивления Z_i и Z_{BA} , входящие в (12) и рис. 3, обусловлены двумя участками основной линии, присоединенными к фазам ответвления. Эти сопротивления определяются из схемы рис. 1, а именно:

$Z_i = \frac{1}{2} Z_0$;

$Z_{BA} = \frac{3}{2} \frac{Z_0 Z_{\Phi}}{Z_0 - Z_{\Phi}}$. (16)

Сравнение результатов расчета с данными измерений. Для проверки правильности методики расчета производились измерения высокочастотных параметров линии 110 кВ длиной 43 км с одним ответвлением длиной 6,88 км, расположенным на расстоянии 25,6 км от одного из концов. Линия одноцепная, с горизонтальным расположением проводов, провод М-120. На основной линии име-

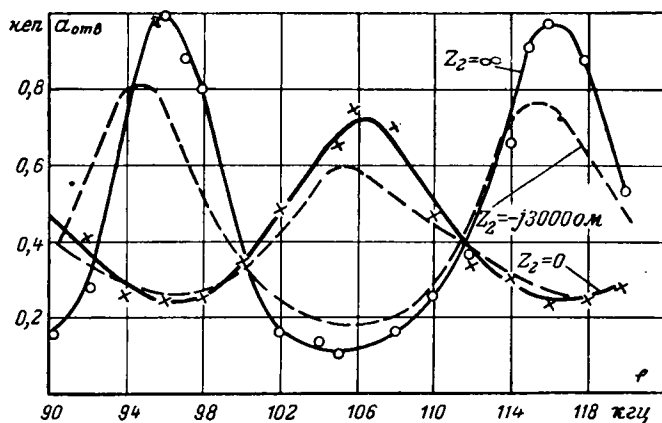


Рис. 4. Зависимость $\alpha_{отв}$ от частоты при нагрузке рабочей фазы на конце ответвления на $Z_n = 400$ ом.

— измерение; — — — расчет.

лось три пункта транспозиции. Для получения значения затухания, вносимого ответвлением, измерения затухания производились отдельно при отключенном и включенном ответвлении.

Сопоставление результатов расчета и измерений приведено на графиках рис. 4. При расчетах параметры линии брались из экспериментальных данных, а именно $Z_\phi = 350$ ом, $Z_0 = 575$ ом, $v_\phi = 292 \cdot 10^3$ км/сек, $v_0 = 280 \cdot 10^3$ км/сек.

Из приведенных кривых видно, что расчет дает правильную качественную картину процесса, но занижает максимальное значение вносимого затухания на 20 ÷ 25%.

Результаты расчетов для типового случая расположения ответвления в средней части длинной линии.

А. *Обработка ответвления заградителями, когда с подстанцией на конце ответвления не нужна связь.* Для уменьшения затухания, вносимого ответвлением, в его провода у места разветвления врезаются заградители. Возможны три варианта: один заградитель (в рабочем проводе), два заградителя (в рабочем проводе и в одном из нерабочих проводов) и по одному заградителю во всех трех проводах ответвления. Если заградители включены в место разветвления, то вносимое затухание будет наибольшим, когда входное сопротивление ответвления за заградителем будет близко к нулю. Рассмотрим три возможных случая включения заградителей.

а) Заградители включаются во все три провода. Расчет затухания, вносимого ответвлением, ведется на основании расчетной схемы, показанной на рис. 1, причем каждый из отводов A' , B' и C' , идущих на ответвление, соединен с землей через сопротивление $Z_{загр}$. Нетрудно показать, что при $Z_{загрA} = Z_{загрB} = Z_{загрC} = Z_{загр}$ затухание, вносимое ответвлением, определяется выражением

$$\alpha = \ln \left| 1 + \frac{Z_\phi}{2Z_{загр}} \right|. \quad (17)$$

б) Заградители включены в два провода. В этом случае сопротивление $Z_{загр}$ включается в фазы A' и B' (рис. 1), фаза C' заземляется. За-

тухание, вносимое ответвлением, может быть определено как отношение суммарного напряжения междупазовых волн в рабочем проводе при отсутствии и при наличии ответвления. Так как при отсутствии ответвления напряжение междупазовых волн в фазе A равно \dot{E} , то

$$\alpha = \ln \left| \frac{\dot{E}}{\dot{U}_\phi} \right|, \quad (18)$$

где $\dot{U}_\phi = \dot{U}_1 + \dot{U}_2$ — суммарное напряжение междупазовых волн прямой и обратной последовательностей в фазе A при наличии ответвления.

Напряжения \dot{U}_1 и \dot{U}_2 определяются через фазовые напряжения известными соотношениями:

$$\dot{U}_1 = \frac{1}{3} (\dot{U}_A + \dot{U}_B e^{-j120^\circ} + \dot{U}_C e^{j120^\circ});$$

$$\dot{U}_2 = \frac{1}{3} (\dot{U}_A + \dot{U}_B e^{j120^\circ} + \dot{U}_C e^{-j120^\circ}).$$

Из расчета схемы рис. 1 при $Z_{загрC} = 0$ и $Z_{загрA} = Z_{загрB} = Z_{загр}$ можно получить выражения для напряжений \dot{U}_A , \dot{U}_B и \dot{U}_C и найти следующее выражение для максимального значения вносимого затухания:

$$\alpha = \ln \left| 1 + \frac{Z_\phi}{2Z_{загр}} \right| + \ln \left| 1 + \frac{2 + q_0 \frac{Z_\phi}{Z_{загр}}}{2(2q_0 + 3) + 5q_0 \frac{Z_\phi}{Z_{загр}}} \right|. \quad (19)$$

в) Заградитель включен только в рабочую фазу.

В схеме рис. 1 фазы B' и C' ответвления заземлены, фаза A' нагружена на сопротивление $Z_{загр}$. Выражение для вносимого затухания имеет вид:

$$\alpha = \ln \left| 1 + \frac{1}{2q_0} + \frac{3}{4} \frac{Z_\phi}{Z_{загр}} \right|. \quad (20)$$

На рис. 5 показаны зависимости вносимого затухания от относительного значения сопротивления заградителей, построенные для случая $q_0 = 1,7$ и вещественного сопротивления заградителей.

Вносимое затухание, найденное по графикам рис. 5, является максимально возможным, так как соответствует случаю, когда входное сопротивление ответвления за заградителями равно нулю.

В ряде случаев подвеска заградителей в месте разветвления нежелательна. В связи с этим были выполнены расчеты, позволяющие определить допустимое удаление точки подвески заградителя от места разветвления. При расчете принималось, что входное сопротивление необработанного ответвления за заградителем одинаково для всех фаз, чисто реактивное и может иметь любое значение. Вещественная составляющая сопротивления рабочей фазы ответвления принималась равной $R_n = Z_{загр}$. Для определенного значения l/λ при частоте 100 кГц было рассчитано максимальное значение вносимого затухания при различных значениях сопротивления заградителя и различных относительных длинах ответвления $l' = l/\lambda$ для случая подвески заградителя только в рабочую фазу. Ре-

зультаты расчетов приведены в виде графиков на рис. 6.

По заданному значению вносимого затухания и сопротивления заградителя по графикам рис. 6 определяется значение l' , по которому можно найти область длин ответвления, в пределах которых можно подвешивать заградитель:

$$|l| \leq l' v_{\phi};$$

$$\left(\frac{1}{2} - 0,8l'\right) v_{\phi} \leq |l| \leq \left(\frac{1}{2} + 0,8l'\right) v_{\phi}. \quad (21)$$

Если длина ответвления при заданной частоте попадает в пределы, обусловленные уравнениями (21), то заградитель можно подвешивать у шин подстанции на конце ответвления.

Если ответвление короче 2 км с маломощной подстанцией на конце (до 30 тыс. ква), то в некоторых случаях такое ответвление можно не обрабатывать. Этот вопрос рассмотрен в [Л. 1].

Б. *Требуется связь с концом ответвления.* В этом случае рабочая фаза на конце ответвления обработана, т. е. на ней имеются заградитель, конденсатор связи и фильтр присоединения. При этом сопротивление нагрузки рабочей фазы носит почти чисто вещественный характер и мало зависит от входного сопротивления шин подстанции. Значение сопротивления нагрузки рабочей фазы равно входному сопротивлению фильтра присоединения со стороны линии и может в некоторых пределах регулироваться путем изменения параметров фильтра присоединения. Если с подстанцией на конце ответвления нужен всего один высокочастотный канал, то значение входного сопротивления может регулироваться во время наладки от 200 до 2000 ом. Сопротивление нагрузки двух нерабочих фаз можно считать одинаковым и чисто реактивным. Для маломощных подстанций это сопротивление носит, как правило, емкостный характер и может быть оценено исходя из емкости около 2000 пф на фазу. Для мощных подстанций (больше 30 тыс. ква) входное сопротивление может иметь любое значение преимущественно емкостного характера. Поэтому исследовалась зависимость

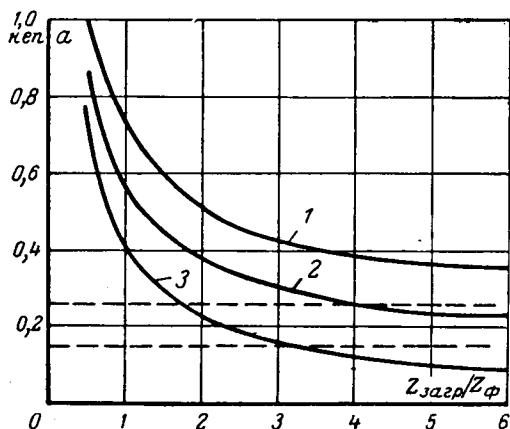


Рис. 5. Зависимость максимального затухания, вносимого ответвлением от сопротивления заградителей.

1 — при одном заградителе; 2 — при двух заградителях; 3 — при трех заградителях.

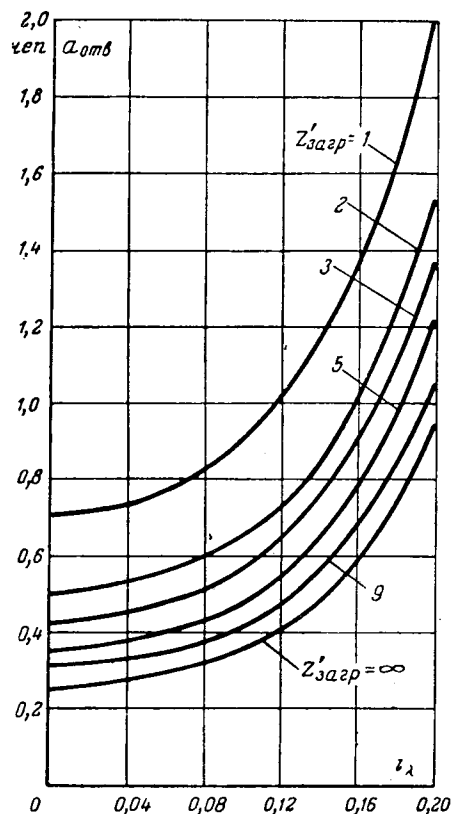


Рис. 6. Зависимость максимального вносимого затухания от значения сопротивления заградителя и местоположения его подвески.

$$Z'_{загр} = \frac{Z_{загр}}{Z_{\phi}}; \quad \lambda = \frac{v_{\phi}}{f} \text{ — длина волны.}$$

вносимого затухания от сопротивления нагрузки рабочей фазы и реактивного сопротивления нагрузки нерабочих фаз.

1. Рассмотрим сначала зависимость вносимого затухания от частоты при постоянной длине ответвления. Были произведены расчеты затухания, вносимого ответвлением длиной 6,88 и 1 км, в диапазоне частот от 30 до 300 кГц при скорости распространения $v_{\phi} = 292$ тыс. км/сек и двух значениях последовательности $v_0 = 280$ и 265 тыс. км/сек при холостом ходе и коротком замыкании нерабочих фаз. Сопротивление нагрузки рабочей фазы принималось равным $Z_n = 400$ ом, $Z_{\phi} = 350$ ом и $Z_0 = 575$ ом.

Во всех случаях при изменении частоты затухание изменяется волнообразно. Местоположение максимумов и минимумов затухания в основном определяется скоростью распространения междофазовой волны. При коротком замыкании свободных фаз частоты максимумов и минимумов затухания определяются

$$f_{\max} = n \frac{v_{\phi}}{2l}; \quad (22)$$

$$f_{\min} = (2n - 1) \frac{v_{\phi}}{4l}, \quad (22a)$$

где n — целое число.

При холостом ходе свободных фаз по уравнению (22) определяются частоты минимумов затухания, а по уравнению (22а) частоты максимумов.

Отклонение частот максимумов и минимумов вносимого затухания от значений, рассчитанных по выражениям (22) и (22а), для обоих значений скорости v_0 составляет не более 0,1 от интервала между частотами соседних максимума и минимума. Максимальные значения вносимого затухания при указанных длинах ответвления мало зависят от частоты. В области частот 250—300 кГц эти максимумы на 5—10% меньше, чем в области низких частот.

Значения максимумов затухания при холостом ходе свободных фаз примерно в 1,5 раза больше, чем при коротком замыкании. Максимальное расчетное значение вносимого затухания достигает 1 неп.

2. Рассмотрим зависимость вносимого затухания от длины ответвления. Расчет зависимости вносимого затухания от длины ответвления производился при $Z_n = 400$ ом при холостом ходе и коротком замыкании свободных фаз. При $l \geq \frac{\lambda}{4}$ максимальное значение затухания несколько уменьшается при увеличении длины ответвления. Зависимость максимальных значений затухания от длины ответвления (вычисленная при $f = 100$ кГц) может быть аппроксимирована следующими выражениями:

$$\left. \begin{aligned} \text{При } Z_2 = \infty \\ a_{\text{макс}} &= (1 - 0,06l). \\ \text{При } Z_2 = 0 \\ a_{\text{макс}} &= (0,7 - 0,02l) \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

(l , км, a , неп)

Если длина ответвления меньше $\frac{\lambda}{4}$, то затухание, вносимое ответвлением, может быть меньше рассчитанного по формуле (23). В табл. 1 приведены результаты расчетов вносимого затухания при различных относительных длинах ответвления и различных значениях относительного сопротивления нагрузки рабочей фазы. Каждое значение затухания определялось при таком значении сопротивления нагрузки нерабочих фаз, при котором это затухание максимально. Из данных таблицы видно, что чем меньше электрическая длина ответвления, тем большим желательно иметь сопротивление нагрузки рабочей фазы.

3. Рассмотрим зависимость вносимого затухания от сопротивления нагрузки нерабочих фаз. Были проделаны расчеты затухания, вносимого ответвлением, при согласованной нагрузке рабочей фазы и различных значениях реактивного сопро-

тивления нагрузки нерабочих фаз. Зависимость вносимого затухания от частоты для двух крайних значений сопротивления нерабочих фаз показана на рис. 4. Кривые зависимости вносимого затухания от частоты при других значениях сопротивления нерабочих фаз принимают промежуточные положения между кривыми, соответствующими $Z_2 = 0$ и $Z_2 = \infty$. При увеличении емкостного сопротивления нерабочих фаз максимум вносимого затухания возрастает и перемещается вправо (в сторону больших частот). Если сопротивление Z_2 носит индуктивный характер, то при его увеличении максимум вносимого затухания возрастает и сдвигается влево.

4. Рассмотрим зависимость затухания от сопротивления нагрузки рабочей фазы. Для определения зависимости вносимого затухания от сопротивления нагрузки рабочей фазы была проделана серия расчетов при различных значениях вещественного сопротивления нагрузки рабочей фазы и реактивного сопротивления нагрузки нерабочих фаз на конце ответвления. При определенном значении этих сопротивлений рассчитывалась зависимость вносимого затухания от частоты и определялось максимальное значение затухания. В результате этих расчетов выяснилось, что при произвольном выборе частоты и неопределенном значении сопротивления нагрузки нерабочих фаз наивыгоднейшим значением сопротивления нагрузки рабочей фазы является $Z_n = 0,8Z_{\text{ф}}$. При этом максимальное значение вносимого затухания составляет 0,7 неп.

5. Рассмотрим затухание, вносимое в канал связи с подстанцией на конце ответвления. Если рассматривать канал между одним из концов линии и концом ответвления (канал связи с ответвлением), то следует учитывать дополнительное затухание, вносимое в этот канал шунтирующим действием второго конца линии. Определим это затухание по выражению

$$a'_{\text{отв}} = \frac{1}{2} \ln \frac{P_n}{P_{\text{вх}}}, \quad (24)$$

где P_n — мощность в сопротивлении нагрузки рабочей фазы при отсутствии второго конца линии;

$P_{\text{вх}}$ — суммарная активная мощность, поступающая с основной линии на вход ответвления.

Выражение (24) справедливо в предположении, что активными потерями на длине ответвления можно пренебречь и что сопротивления нагрузки нерабочих фаз на конце ответвления носят чисто реактивный характер.

Мощность в сопротивлении нагрузки рабочей фазы, к концу которой приходит только междуфа-

Таблица 1

l/λ	0,04			0,10			0,14			0,18			0,22		
	1	2	5	1	2	5	1	2	5	1	2	5	1	2	5
$r_n/Z_{\text{ф}}$															
$a_{\text{отв, неп}}$	0,73	0,54	0,4	0,81	0,67	0,50	0,88	0,80	0,65	0,94	0,96	0,92	1,0	1,13	1,4

зовая волна, можно определить из выражения [Л. 5].

$$P_n = \operatorname{Re} \frac{|\dot{U}_\Phi [2(1 + k_\Phi) + k_{\Phi_0}]|^2}{Z_n}, \quad (25)$$

где k_{Φ_0} и k_Φ определяются по уравнению (7) и (9);
 $\dot{U}_\Phi = \frac{E}{2}$ — напряжение падающей волны прямой или обратной последовательностей в конце длинной линии.

Мощность $P_{вх}$ можно определить из выражения:

$$P_{вх} = \operatorname{Re} \left[\frac{|\dot{U}_A|^2}{Z_{A3}} + \frac{|\dot{U}_B|^2}{Z_{B3}} + \frac{|\dot{U}_A - \dot{U}_B|^2}{Z_{AB}} \right], \quad (26)$$

где \dot{U}_A и \dot{U}_B — напряжения фаз A и B по отношению к земле в начале ответвления; Z_{A3} , Z_{B3} и Z_{AB} — сосредоточенные сопротивления, получающиеся в результате преобразования звезды сопротивлений Z_A , Z_B и Z_3 эквивалентной схемы входных сопротивлений ответвления (рис. 2,б) в эквивалентный треугольник.

Напряжения \dot{U}_A и \dot{U}_B определяются из расчета схемы рис. 2,б.

Численные расчеты были выполнены для четырех случаев: для ответвления, длина которого кратна $\frac{1}{2} \lambda$ и нечетному числу четвертей от λ при холостом ходе и коротком замыкании свободных фаз при нагрузке рабочей фазы на $Z_n = 400 \text{ ом}$. Результаты расчетов приведены в табл. 2.

Таблица 2

Частота, кГц	195		116	
Сопротивление нагрузки свободных фаз, ом . . .	0	$-j3200$	0	$-j3200$
Затухание, вносимое в основной канал, $\alpha_{отв}$, неп	0,592	0,21	0,28	0,74
Затухание, вносимое в канал связи с ответвлением, $\alpha'_{отв}$, неп	0,27	0,37	0,12	0,43

Примечание. $l = 6,88 \text{ км}$; $v_\Phi = 292 \cdot 10^3 \text{ км/сек}$; $v_0 = 280 \cdot 10^3 \text{ км/сек}$.

Возможные меры по уменьшению затухания, вносимого ответвлением. Уменьшение затухания, вносимого ответвлением, можно добиться путем соответствующего выбора частоты или путем подвески дополнительных заградителей в месте разветвления. В [Л. 2] предлагалось также включение последовательно с сопротивлением нагрузки рабочей фазы дополнительного реактивного сопротивления. Рассмотрим подробнее эффективность указанных мероприятий.

1. **Выбор рабочей частоты.** Если выбрать рабочую частоту так, чтобы длина ответвления была кратна половине длины волны, то затухание, вносимое ответвлением, будет максимально при коротком замыкании свободных фаз на конце ответвления.

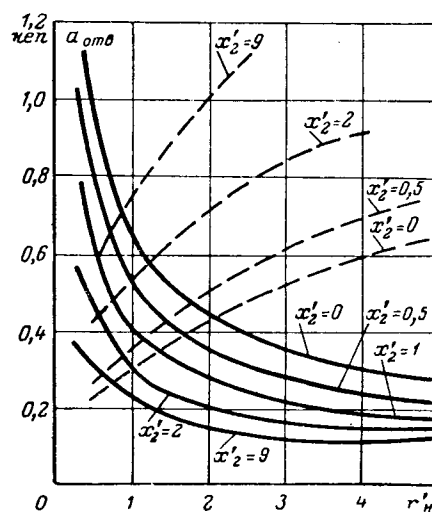


Рис. 7. Зависимость $\alpha_{отв}$ от $r'_н$ и x'_2 при длине ответвления, кратной половине длины волны (сплошные кривые) и четверти длины волны (пунктирные кривые).

Изменяя сопротивление нагрузки рабочей фазы, можно в широких пределах изменять это максимальное значение вносимого затухания и свести его к сравнительно небольшой величине. На рис. 7 показаны расчетные зависимости вносимого затухания от относительного сопротивления нагрузки рабочей и нерабочих фаз при длине ответвления, кратной половине длины волны и нечетному числу четвертей длины волны. Кривые рис. 7 рассчитаны для ответвления длиной 6,88 км.

Затухание, вносимое в канал связи с ответвлением, рассчитанное для случая $l = n\lambda/2$; $x_2 = 9Z_\Phi$ и $r_n = 2Z_\Phi$ составляет $\alpha'_{отв} = 0,46 \text{ неп}$.

Из кривых рис. 7 следует, что при $l = n \frac{\lambda}{2}$ при выборе $Z_n > (3 \div 4) Z_\Phi$ максимальное значение вносимого затухания не превосходит 0,4 неп. При $l = (2n - 1) \frac{\lambda}{4}$ максимальное затухание несколько уменьшается с уменьшением сопротивления нагрузки рабочей фазы, но остается больше 0,5 неп даже при $Z_n < 0,5 Z_\Phi$. Поэтому для канала с ответвлением оптимальной является частота, при которой $l = n \frac{\lambda}{2}$, т. е.

$$f = n \frac{v_\Phi}{2l}. \quad (27)$$

2. **Включение дополнительных заградителей в месте разветвления.** Различные варианты использования дополнительных заградителей для уменьшения затухания, вносимого ответвлениями; показаны на рис. 8. Во всех схемах рабочей фазой основной линии является фаза A .

а) **Обработка нерабочих фаз на конце ответвления дополнительными заградителями (рис. 8,а).** При произвольном значении частоты и достаточно длинном ответвлении, когда не исключена возможность того, что длина ответвления окажется кратной нечетному числу четвертой длины волны, это мероприятие может снизить расчетное значе-

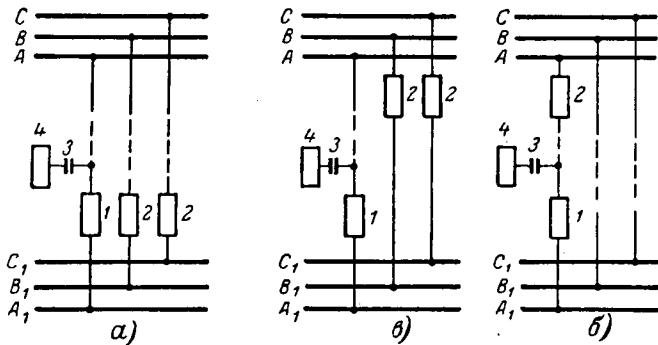


Рис. 8. Схемы включения дополнительных заградителей. А, В, С — фазы основной линии; А', В', С' — фазы ответвления; 1 — основной заградитель; 2 — дополнительный заградитель; 3 — конденсатор связи; 4 — фильтр присоединения.

ние вносимого затухания примерно на 20% при условии нагрузки рабочей фазы $Z_H = (0,5 - 0,7) Z_\phi$. Если выбрана рабочая частота по уравнению (27), то согласно графику рис. 7 обработка свободных фаз дополнительными заградителями уменьшает вносимое затухание в 2—2,5 раза.

б) Включение дополнительного заградителя в рабочий провод в месте разветвления (рис. 8, б). Расчет затухания, вносимого в основной канал и канал связи с ответвлением, может быть выполнен с помощью схемы рис. 2, б при включении последовательно с Z_A сопротивления $Z_{загр}$. Система входных сопротивлений ответвления Z_A , Z_B и Z_C рассчитывается по изложенному выше методу, но с учетом влияния сопротивления $Z_{загр}$ на значения сосредоточенных сопротивлений в начале ответвления. На рис. 9 показаны результаты расчетов зависимости вносимого затухания от сопротивления дополнительного заградителя, выполненные для случая $l = 6,88$ км, $Z_H = 400$ ом, $f = 116$ кГц, $x_2 = -3200$ ом.

в) Включение в месте разветвления дополнительных заградителей в две нерабочие фазы (рис. 8, в). Затухание, вносимое ответвлением в основной канал при изоляции двух нерабочих фаз ответвления непосредственно в месте разветвления может быть рассчитано по формуле (2), причем U_{AB} находится из схемы рис. 2. Выражение для вносимого затухания имеет вид:

$$a_{отв} = \ln \left| \frac{6Z_{вх} + Z_0 + 2Z_\phi}{6Z_{вх} + Z_0} \right|, \quad (28)$$

где $Z_{вх}$ — входное сопротивление со стороны фазы А, определяемое по уравнению (6) при $Z_i = \infty$ и $Z_{BA} = \infty$.

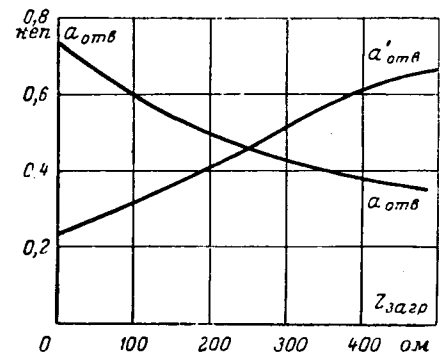
Затухание, вносимое в канал связи с ответвлением, рассчитывается по формуле (24). Мощность P_H может быть определена по формуле (25) или из выражения

$$P_H = P_\phi e^{-2a_k},$$

где $P_\phi = \frac{3}{2} \frac{E^2}{Z_\phi}$ — суммарная мощность междуфазовых волн в места приема;
 a_k — конечное затухание на приемном конце.

Рис. 9. Зависимость максимального значения вносимого затухания от сопротивления дополнительного заградителя.

$a_{отв}$ — затухание, вносимое в основной канал; $a'_{отв}$ — затухание, вносимое в канал связи с подстанцией на ответвлении.



Концевое затухание при согласованной нагрузке рабочей фазы и коротком замыкании свободных фаз составляет $a_{k0} = 0,13$ неп, при холостом ходе свободных фаз $a_{k\infty} = 0,31$ неп [Л. 2]. Принимая среднее значение $a_{кр} = 0,22$ неп, получаем:

$$P_H = 0,97 \frac{E^2}{Z_\phi}. \quad (29)$$

Мощность $P_{вх}$ определяется из расчета схемы рис. 2, б, в которой $Z_A = Z_C = Z_B = \infty$, а между точкой А и землей включено сопротивление $Z_{вхА}$.

$$P_{вх} = \operatorname{Re} \frac{|\dot{U}_A|^2}{Z_{вхА}},$$

где

$$\dot{U}_A = \frac{\dot{E} 6Z_{вх}}{6Z_{вх} + Z_0 + 2Z_\phi}.$$

Выражение для затухания, вносимого в канал связи с ответвлением при вещественном значении $Z_{вх}$, имеет вид:

$$a'_{отв} = \ln \left| 0,164 \frac{6Z_{вх} + 2Z_\phi + Z_0}{\sqrt{Z_{вх} Z_\phi}} \right|. \quad (30)$$

Для определения возможных пределов изменения входного сопротивления рабочей фазы $Z_{вх}$ были проделаны расчеты по формуле (6) при $Z_{BA} = Z_i = \infty$. В результате этих расчетов выяснилась довольно сильная зависимость экстремальных значений $Z_{вх}$ от значения скорости распространения волны нулевой последовательности и от длины ответвления. Так, при скорости $v_0 = 250 \times 10^3$ км/сек максимум входного сопротивления имеет место при $l = 7,5$ км и составляет $Z_{вх. макс} = 1100$ ом; минимум при $l = 4,0$ км и составляет $Z_{вх. мин} = 140$ ом. При $v_0 = 270 \cdot 10^3$ км/сек $Z_{вх. макс} = 1000$ ом при $l = 9$ км, $Z_{вх. мин} = 200$ ом при $l = 7$ км. Минимальное значение $Z_{вх. мин} = 140$ ом соответствует затуханию, вносимому в основной канал $a_{отв} = 0,4$ неп. Максимальное значение $Z_{вх. макс} = 1100$ ом соответствует затуханию, вносимому в канал связи с ответвлением $a'_{отв} = 0,58$ неп.

Включение последовательно с нагрузкой рабочей фазы дополнительного реактивного сопротивления. Для определения возможности снижения затухания, вносимого в основной канал, путем включения последовательно с сопротивлением нагрузки рабочей фазы дополнительного реактивного сопротивления были проделаны расчеты зависимости

Таблица 3

Расчет вносимого затухания на линии с одним ответвлением

Режим работы ответвления	Рабочая частота произвольна			Выбрана частота $f = n \frac{V_{\phi}}{2l}$	Включение дополнительных заградителей по схемам рис. 8		
	$l \leq \frac{\lambda}{4}$	$\frac{\lambda}{4} \leq l \leq 10 \lambda$	$l \geq 10 \lambda$		Схема (а) $f = n \frac{V_{\phi}}{2l}$	Схема (б) $Z_{\text{загр}} = 400 \text{ ом}$	Схема (в) $Z_{\text{загр}} = \infty$
Затухание, вносимое в основной канал, <i>неп</i>	$0,8 + 20 \frac{l}{\lambda}$	$1,3 - 0,15 \frac{l}{\lambda}$	0,4	0,5	0,15	0,6	0,4
Затухание, вносимое в канал связи с ответвлением, <i>неп</i>	0,7	0,6	0,4	0,7	0,7	1,1	0,9

вносимого затухания от реактивного сопротивления нагрузки рабочей фазы. Эти расчеты показали, что если при активном сопротивлении $Z_n = r_n$ на данной частоте вносимое затухание максимально, то добиться существенного уменьшения этого затухания добавлением реактивного сопротивления x_n невозможно. Исследование функции входного сопротивления показали, что если на данной частоте входное сопротивление минимально (т. е. вносимое затухание максимально), то добавление к r_n реактивного сопротивления x_n любого знака не может увеличить входное сопротивление ответвления. Отсюда следует, что введение последовательно с сопротивлением нагрузки рабочей фазы дополнительного реактивного сопротивления не может быть рекомендовано как средство снижения вносимого затухания.

Некоторые рекомендации по проектированию высокочастотных каналов на линиях с ответвлениями. На основании приведенного рассмотрения можно дать следующие рекомендации по проектированию высокочастотных каналов защиты на линиях с ответвлениями.

1. Если ответвление, связь с которым не нужна, обработано, то независимо от его длины вносимое затухание при одном заградителе можно принимать равным 0,25 *неп*, при двух — 0,15 *неп*, а при трех — 0 *неп*. При этом предполагается, что сопротивление заградителей на частотах канала защиты больше 3 000 ом и заградители подвешиваются у места разветвления. Если желательно отнести заградитель от места разветвления, то расчет ведется по графикам рис. 6.

2. Если с подстанцией на конце ответвления нужна связь, то затухание, вносимое в основной канал и в канал связи с ответвлением, можно определять по табл. 3. Таблица составлена на основании изложенного выше материала, причем рекомендуемые проектные значения вносимых затуханий в большинстве случаев увеличены по сравнению с теоретическими на 10—20%. При использовании данных табл. 3 необходимо иметь в виду следующее: а) приведенные значения вносимого затухания соответствуют наименее благоприятному сочетанию условий нагрузки необработанных фаз на конце ответвления и его длины. Поэтому фактически значения вносимых затуханий будут, как правило, меньше расчетных, б) для всех столб-

цов таблицы, кроме 4 и 5, предполагается, что рабочая фаза на конце ответвления согласована, т. е. $Z_n = 400 \text{ ом}$, в) для столбцов 4 и 5 предполагается, что $Z_n = 1 000 \text{ ом}$, г) для всех схем с использованием дополнительных заградителей сопротивление заградителей полагается большим 3 000 ом, д) для столбцов 6 и 7 предполагается, что дополнительные заградители включаются непосредственно у места разветвления.

3. Затухание высокочастотного канала на линии с ответвлениями является менее стабильным по сравнению с каналами на линии без ответвлений. Затухание канала в значительной мере зависит от сопротивлений нагрузки необработанных фаз на конце ответвления, т. е. от условий коммутации высоковольтного оборудования на подстанциях. Затухание в некоторой мере зависит от скорости, распространения волны нулевой последовательности v_0 . Эта скорость меняется с изменением проводимости почвы и может иметь разное значение в разное время года.

При проектировании канала защиты следует исходить из запаса по перекрываемому затуханию в 1 *неп*, учитывая, что в принятых значениях вносимых затуханий заложен некоторый запас. При наладке канала защиты запас по перекрываемому затуханию по возможности следует увеличивать на 0,2 *неп* на каждое ответвление, с которым не нужна связь, и на 0,3 *неп* на каждое ответвление, с которым нужна связь. Например, на линии с тремя ответвлениями, с двумя из которых нужна связь, желательно иметь эксплуатационный запас по перекрываемому затуханию 1,8 *неп* (при проектном запасе в 1 *неп*).

Литература

- Шкарик Ю. П., Влияние отпайки ЛЭП на затухание высокочастотного тракта, Вопросы эксплуатации устройств связи в энергосистемах, вып. 2, Госэнергоиздат, 1963.
- Микуцкий Г. В., Высокочастотные каналы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1959.
- Костенко М. В., Распространение синусоидальных колебаний по трехпроводной линии с горизонтальным расположением проводов, «Электричество», 1959, № 8.
- Быховский Я. Л., Основы теории высокочастотной связи по линиям электропередачи, Госэнергоиздат, 1963.
- Микуцкий Г. В., К расчету затухания каналов высокочастотной связи по линиям электропередачи, «Электричество», 1964, № 9.

[22.3.1965]



О некоторых качественных и количественных соотношениях графиков электрических нагрузок промышленных предприятий

Аспирант С. И. ДИВОВИЧ

Москва

Как известно, многие задачи в электроэнергетике требуют при своем решении использования соотношения между активной и реактивной мощностями, потребляемыми тем или иным элементом электрической цепи. Целью данной работы было изучение подобных соотношений с учетом вероятностной природы их формирования и указание обоснованных методов расчета таких связей при экстремальных значениях ординат графиков нагрузок.

Прежде всего укажем на стохастический характер процессов потребления активной и реактивной мощностей, что для отдельного электроприемника находит полное отражение в понятии случайных процессов $p_k(t)$ и $q_k(t)$ [Л. 1, 2, 3]. Нагрузки группы из n потребителей есть суммы случайных

функций $P(t) = \sum_{k=1}^n p_k(t)$ и $Q(t) = \sum_{k=1}^n q_k(t)$, причем оказывается, что для независимых однородных приемников графики суммарных нагрузок будут реализациями нормальных случайных процессов $P(t)$ и $Q(t)$ [Л. 1, 2].

При построении расчетной модели для заводских электрических сетей принималась стационарность суммарного процесса $P(t)$ [Л. 3, 4]. Тогда для любого момента t_i случайная величина $P(t_i)$ нормальна с математическим ожиданием $MP(t) = \bar{P} = \text{пост.}$ с дисперсией $\sigma_p^2 = \text{пост.}$

$$\sigma_p^2 = R_1(0),$$

где $R_1(\tau) = M[P(t) - MP(t)][P(t + \tau) - MP(t + \tau)]$ — корреляционная функция (к. ф.) процесса $P(t)$.

Аналогичные характеристики $\bar{Q} = \text{пост.}$ и $R_2(\tau)$ имеют место и для процесса $Q(t)$, причем в силу затухания вероятностных связей ординат наших случайных функций с увеличением сдвига по времени τ вид к. ф. типа: $R_1(\tau) = \sigma_p^2 \exp(-\alpha_1|\tau|)$.

$$R_2(\tau) = \sigma_q^2 \exp(-\alpha_2|\tau|) \quad [\text{Л. 3, 4}].$$

Заметим, что так как в исследованиях основной упор делался на активную нагрузку [Л. 3], то, несмотря на очевидную аналогию стохастических моделей для $P(t)$ и $Q(t)$, для $Q(t)$ она отсутствовала в литературе последних лет.

Однако для решения нашей задачи о соотношении активной и реактивной нагрузок важны не только вероятностные характеристики $P(t)$ и $Q(t)$, но и самой системы этих случайных функций.

Знакомство с реальными графиками суммарных нагрузок дает интуитивное представление об их вероятностной, а не функциональной связи $P(t)$, $Q(t)$. Это подтверждается также следующими рассуждениями.

Для асинхронных электродвигателей (основного вида промышленной нагрузки) можно, предпо-

лагая постоянство напряжения сети и длительный режим работы электродвигателя, получить выражения (приложение 1):

$$p_k(t) = a_k + b_k m_k(t) + c_k m_k^2(t);$$

$$q_k(t) = d_k + e_k m_k^2(t),$$

где a_k, b_k, c_k, d_k, e_k — постоянные; случайная функция $m_k(t)$ — кратность момента на валу по отношению к номинальному.

Нагрузки группы из n независимых тождественных приемников:

$$P(t) = na_1 + b_1 \sum_{k=1}^n m_k(t) + c_1 \sum_{k=1}^n m_k^2(t);$$

$$Q(t) = nd_1 + e_1 \sum_{k=1}^n m_k^2(t).$$

Хотя все $m_k(t)$ и имеют одинаковые вероятностные характеристики, даже здесь связь $P(t)$ и $Q(t)$ стохастическая.

Однако, оценивая эту связь в момент t_i , можно, оказывается, исходить для независимых однородных (а тем более тождественных) потребителей из двумерного нормального распределения случайных величин $P(t_i)$ и $Q(t_i)$.

Теоретически подобное предположение было обосновано автором [приложение 2] применимостью многомерной предельной теоремы [Л. 5, теорема 6] в нашем частном двумерном случае. Можно считать, что для однородных приемников $n_a \geq 5$ есть приближенное условие применимости подобной вероятностной модели [приложение 2].

Итак, плотность распределения, если ввести P, Q вместо $P(t_i), Q(t_i)$ [Л. 6]:

$$\varphi(P, Q) = \frac{1}{2\pi\sigma_p\sigma_q\sqrt{1-\rho^2}} \exp \left\{ -\frac{1}{2(1-\rho^2)} \left[\frac{(P-\bar{P})^2}{\sigma_p^2} - 2\rho \frac{(P-\bar{P})(Q-\bar{Q})}{\sigma_p\sigma_q} + \frac{(Q-\bar{Q})^2}{\sigma_q^2} \right] \right\}. \quad (1)$$

Мы видим, что в выражении (1), кроме $\bar{P}, \bar{Q}, \sigma_p, \sigma_q$, появился новый параметр ρ — коэффициент корреляции.

Полагая, что связь между процессами $P(t)$ и $Q(t)$ стационарная (по-видимому, это можно считать выполненным для стабильных производств), получаем, что к. ф. этой связи будет:

$$M[P(t) - MP(t)][Q(t + \tau) - MQ(t + \tau)] = R_{12}(\tau),$$

тогда:

$$\rho = \frac{R_{12}(0)}{\sqrt{R_1(0) \cdot R_2(0)}} = \text{пост.}$$

Иными словами, нормальное распределение пар случайных величин $P(t_i), Q(t_i)$ не зависит от t_i .

Что касается ступенчатых графиков нагрузок, то они, как известно из [Л. 2, 3], являются реализациями случайных последовательностей:

$$\left. \begin{aligned} P_{\theta}^i &= \frac{1}{\theta} \int_{i\theta}^{(i+1)\theta} P(t) dt \\ Q_{\theta}^i &= \frac{1}{\theta} \int_{i\theta}^{(i+1)\theta} Q(t) dt. \end{aligned} \right\} (i=1, 2, \dots, n) \quad (2)$$

Случайные величины P_{θ}^i и Q_{θ}^i также нормально коррелированы, но параметры их совместного распределения \bar{P} , \bar{Q} , σ'_P , σ'_Q , ρ' .

Существует следующее соотношение, показанное в работах [Л. 2 и 4]:

$$\left. \begin{aligned} (\sigma'_P)^2 &= \int_{-\theta}^{\theta} \left(1 - \frac{|\tau|}{\theta}\right) R_1(\tau) d\tau; \\ (\sigma'_Q)^2 &= \int_{-\theta}^{\theta} \left(1 - \frac{|\tau|}{\theta}\right) R_2(\tau) d\tau \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

и можно получить, что

$$\rho' = \frac{2}{\theta^2} \int_0^{\theta} d\tau \int_0^{\tau} R_{12}(\tau) d\tau / \sigma'_P \sigma'_Q. \quad (4)$$

Несмотря на то что сегодня отсутствуют экспериментальные данные, предполагаемый затухающий характер к. ф. $R_{12}(\tau)$, очевидно, достаточно точно отразится формулой

$$R_{12}(\tau) = R_{12}(0) \exp(-\alpha_s |\tau|),$$

где $R_{12}(0) = \text{пост.}$ — второй смешанный момент случайных величин $P(t_i)$ и $Q(t_i)$ [Л. 6]. Такой выбор типа к. ф. можно оправдать приближенным характером получения и обработки соответствующих опытных данных (вплоть до аппроксимации выражения к. ф. [Л. 3, 7]). В качестве общего замечания к формулам (3) и (4) можно указать, что они получены для случайных последовательностей (2) с учетом экспоненциального вида всех трех к. ф.

Интересно отметить качественную общность постановки нашей задачи для мгновенных и осредненных нагрузок (соответственно непрерывных и ступенчатых графиков): для двумерного нормального распределения двух случайных величин ищем соотношение между ними. Как известно, эта зависимость имеет вид прямых регрессии [Л. 8, 9].

Например, для осредненных нагрузок:

$$Q_{\theta} - \bar{Q} = \rho' \frac{\sigma'_Q}{\sigma'_P} [P_{\theta} - \bar{P}], \quad (5)$$

$$P_{\theta} - \bar{P} = \rho' \frac{\sigma'_P}{\sigma'_Q} [\bar{Q}_{\theta} - \bar{Q}], \quad (6)$$

где P_{θ} и Q_{θ} введены для удобства вместо P_{θ}^i и Q_{θ}^i .

Нанесем в сетке прямоугольных координат P_{θ} , Q_{θ} соответствующие значения, используя графики активной и реактивной нагрузок.

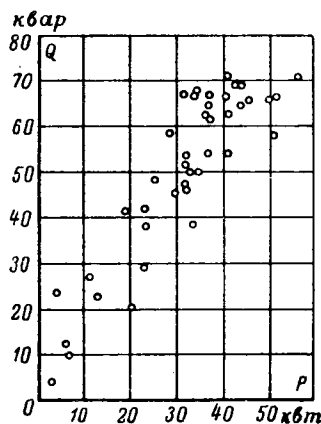


Рис. 1.

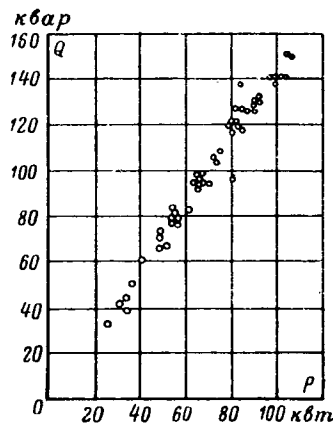


Рис. 2.

Рисунок 1 характеризует тесноту вероятностной связи мощностей P_{θ} , Q_{θ} , потребляемых группой потребителей горнообогатительного комбината ($n=6$; $n_s=5,7$). На рис. 2 приведены данные по приводам технологических агрегатов сборочного производства завода резинотехнических изделий ($n=56$; $n_s=13$).

На этих рисунках рассеяние точек присуще самой двумерной нормальной модели, и оно, естественно, усугубляется неизбежными ошибками измерения.

Прямые же регрессии дают наилучшую оценку линейного сглаживания интересующей нас связи: (5) — с наименьшим отклонением по ординатам Q_{θ} , (6) — по абсциссам P_{θ} точек [Л. 8, 9].

При функциональной зависимости $\rho' = 1$, и двойственность в оформлении связи по выражениям (5) и (6) исчезает.

На практике (5) можно использовать для определения Q_{θ} при экстремальном P_{θ} ; в обратной задаче нахождения P_{θ} при экстремальном Q_{θ} можно использовать (6).

В частности, для расчета Q_{θ} в момент $P_{\theta \text{ макс}}$ можно выражение (5) преобразовать следующим образом:

$$\frac{Q_{\theta}}{P_{\theta \text{ макс}}} = \left[\frac{\bar{Q}}{\bar{P}} + \rho' \frac{\sigma'_Q}{\sigma'_P} (k_m - 1) \right] / k_m,$$

где коэффициент максимума $k_m = \frac{P_{\theta \text{ макс}}}{\bar{P}}$, а $\frac{\bar{Q}}{\bar{P}} =$

$= \text{tg } \varphi_{\text{ср.взв.}}$. Здесь совершенно очевидна несостоятельность понятия средневзвешенного $\text{tg } \varphi_{\text{ср.взв.}}$, который не способен учесть специфики подобной задачи и вносит излишние ошибки в расчеты. Как самостоятельный показатель связи он имеет смысл или при прямой пропорциональности активной и реактивной нагрузок, что не реально, или же при обоснованном упрощении задачи, когда принимают $k_m \approx 1$ (например, при выборе трансформаторов по среднесменной нагрузке [Л. 10]).

Для определения статистических оценок параметров уравнений регрессии (5) и (6) рассматриваем графики суммарных нагрузок как выборку из двумерной нормальной совокупности [Л. 9]. Это

было подтверждено экспериментально (приложение 2), причем предполагалось, что результаты смежных отсчетов при $\theta = 30$ мин независимы благодаря затуханию временных корреляционных связей как самих осредняемых процессов $P(t)$ и $Q(t)$ [Л. 2], так и связи между ними.

Оценки средних \bar{p} , \bar{q} и уклонов s'_p , s'_q можно получить по графикам активной и реактивной полчасовой нагрузок, используя приемы, довольно подробно изложенные в статистическом методе расчета активных нагрузок [Л. 2, 3].

При этом требования высокого темпа и стабильности производства в обследуемые смены вместе с требованием к числу измерений (длительность наблюдений не менее трех смен) [Л. 3] сохраняются и здесь.

Для оценки выборочного коэффициента корреляции r' имеет смысл рекомендовать формулу, связанную с меньшим объемом вычислений:

$$r' = \frac{\sum P_i Q_i - n \bar{p} \bar{q}}{\sqrt{\left[n \sum P_i^2 - \left(\sum P_i \right)^2 \right] \left[n \sum Q_i^2 - \left(\sum Q_i \right)^2 \right]}}$$

где P_i , Q_i — независимые пары наблюдений;

\bar{p} , \bar{q} — оценки средних \bar{P} , \bar{Q} ;

n — число измерений.

Все вышеизложенное легко переносится и на непрерывный случай с той лишь разницей, что параметры соответствующих прямых регрессии могут быть получены известными статистическими методами обработки реализаций системы случайных функций $P(t)$ и $Q(t)$ [Л. 7].

Учитывая свойства дисперсии и второго смешанного момента, можно показать, что коэффициент корреляции r' для группы независимых однородных приемников не изменяется с увеличением показателя n_θ , где $n_\theta \approx n_\theta^q \gg 5$ [приложение 2], с переходом на интервалы осреднения $T = \alpha \theta$ (где $\theta = 30$ мин, α — целое) и совпадает с r' , определенным по суммарным нагрузкам изучаемой группы и постоянных по величине нагрузок (например, освещение или конденсаторы), если последние не отключаются во время измерений. Эти свойства r' используются в следующей предлагаемой нами методике расчета Q_T при $P_{T\max}$.

По графикам активной и реактивной полчасовых нагрузок группы однородных потребителей с n'_θ , $P'_{\text{ном}}$, $Q'_{\text{ном}}$ находим \bar{P} , \bar{Q} , s'_p , s'_q , r' . Тогда для различных обследованных категорий приемников будем иметь табличные данные по следующим коэффициентам: использования $k_{\text{и}} = \frac{\bar{P}}{P'_{\text{ном}}}$, $l_{\text{и}} = \frac{\bar{Q}}{Q'_{\text{ном}}}$; уклонам $\sigma_{p\theta} = \frac{s'_p \sqrt{n'_\theta}}{P'_{\text{ном}}}$, $\sigma_{q\theta} = \frac{s'_q \sqrt{n'_\theta}}{Q'_{\text{ном}}}$ [Л. 3] и коэффициенту корреляции r' .

Из статистического метода расчета активных нагрузок известно, что для интервала осреднения $T = \alpha \cdot 30$ мин и группы приемников с n_θ , $P_{\text{ном}}$, $Q_{\text{ном}}$ максимум активной нагрузки $P_{T\max}$ определяется:

$$P_{T\max} = \bar{P} + 2,5 \sigma_{pT},$$

$$\text{где } \sigma_{pT} = \frac{\sigma_{p\theta}}{\sqrt{\alpha n_\theta}} P_{\text{ном}} \text{ [Л. 3].}$$

Используя это, весь расчет величины реактивной нагрузки при $P_{T\max}$ сведем к применению простой формулы, полученной из выражения (5),

$$\bar{Q}_T = \bar{Q} + 2,5 r' \sigma_{qT}. \quad (7)$$

$$\text{где } \sigma_{qT} = \frac{\sigma_{q\theta}}{\sqrt{\alpha n_\theta}} Q_{\text{ном}}; \quad \bar{Q} = l_{\text{и}} Q_{\text{ном}};$$

Пример. Для рассмотренного выше случая группы потребителей:

1. По методике уточненных расчетов:

$$\bar{P} = 30,7 \text{ кВт}, \sigma_{pT} = 13,93 \text{ кВт}; \quad \bar{Q} = 48,7 \text{ квар};$$

$$\sigma_{qT} = 19,75 \text{ квар}; \quad r = 0,8786;$$

$$P_{T\max} = 30,7 + 2,5 \cdot 13,93 = 65,5 \text{ кВт};$$

$$Q_T = 48,7 + 2,5 \cdot 0,8786 \cdot 19,75 = 92,1 \text{ квар};$$

кажущаяся мощность $S_T \approx \sqrt{65,5^2 + 92,1^2} = 113 \text{ кВА}$.

2. По существующей методике:

$$\text{tg } \varphi_{\text{ср.взв}} = \frac{48,7}{30,7} = 1,59; \quad Q_T = 65,5 \cdot 1,59 = 104,3 \text{ квар};$$

$$S_T \approx \sqrt{65,5^2 + 104,3^2} = 123 \text{ кВА};$$

а) ошибка в определении Q_T при максимуме $P_{T\max}$ по отношению к результату уточненного расчета:

$$\delta_q = \frac{104,3 - 92,1}{92,1} 100 = 13,2\%;$$

б) то же при расчете кажущейся мощности (и тока):

$$\delta_s = \frac{123 - 113}{113} 100 = 8,85\%.$$

Проведенные автором расчеты для других групп потребителей также подтверждают ориентировочный характер показателя $\text{tg } \varphi_{\text{ср.взв}}$, при этом обычно $\delta_q > \delta_s \approx 10\%$.

Выводы. 1. В работе показан вероятностный характер формирования связи активной и реактивной нагрузок, потребляемых группой промышленных электроприемников.

2. Теоретически и экспериментально подтверждено, что ступенчатые графики этих нагрузок ($\theta = 30$ мин) для группы однородных независимых потребителей можно считать выборкой из двумерной нормальной совокупности при $n_\theta \gg 5$.

3. Условие нормальной корреляции логически приводит к использованию двух уравнений линейной регрессии: одного для определения реактивной нагрузки при экстремуме активной нагрузки, другого для решения обратной задачи.

4. Указаны методы обработки эмпирических данных для получения оценок параметров уравнений регрессии.

5. Дана простая формула (7) расчета реактивной нагрузки при максимальной величине активной нагрузки для различных категорий потребителей.

6. Предлагаемая методика расчета, как правило, повышает точность расчета на 10—15% по сравнению с существующей.

7. Основные положения работы развиты и для случая непрерывной записи графиков нагрузок.

8. Идеи метода уравнений регрессии, по-видимому, смогут найти применение и для нагрузок групп предприятий с учетом конкретной специфики такой проблемы.

Приложение 1.

Из энергетической диаграммы асинхронного электродвигателя подведенная из сети активная мощность [Л. 11]

$$p_1 = \Delta p_1 + \Delta p_2 + p_2, \quad (8)$$

где Δp_1 — потери в меди и стали статора и добавочные потери;

Δp_2 — потери в роторе;

p_2 — механические, вентиляционные потери и полезная мощность на валу.

Ток статора i_1 выразим по формуле [Л. 12]

$$i_1^2 = i_0^2 + (i_n^2 - i_0^2) m^2, \quad (9)$$

справедливой при относительном моменте на валу $m = \frac{M}{M_{ном}} \leq 1,5$. Для того же интервала $m \leq 1,5$ механическая характеристика двигателя показывает, что зависимость угловой скорости ротора от момента приближенно линейная, имеет следующий вид: $\omega_2 = \omega_1 - Mk$, где $\omega_1 = \text{пост.}$, $k = \text{пост.}$ Кроме того,

$$\Delta p_1 = 3i_1^2 R_1 + \text{пост.};$$

$$\Delta p_2 = 3(i_2')^2 R_2' \approx 3(mi_n)^2 R_2' \quad [\text{Л. 12}]$$

$$p_2 = Mg\omega_2 = [m\omega_1 M_{ном} - m^2 M_{ном}^2 k] g.$$

Окончательно, используя формулу (9) и положив сопротивления R_1 , R_2' постоянными, получим из выражения (8) зависимость:

$$p_1 = a + bm + cm^2.$$

Для того же диапазона m воспользуемся формулой, выражающей реактивную мощность [Л. 12]:

$$q_1 = q_0 + (q_n - q_0) m^2.$$

Учитывая случайную природу m , будем иметь две случайные функции для k -го электроприемника группы:

$$p_k(t) = a_k + b_k m_k(t) + c_k m_k^2(t);$$

$$q_k(t) = d_k + e_k m_k^2(t);$$

для суммарных нагрузок:

$$P(t) = \sum_{k=1}^n a_k + \sum_{k=1}^n b_k m_k(t) + \sum_{k=1}^n c_k m_k^2(t);$$

$$Q(t) = \sum_{k=1}^n d_k + \sum_{k=1}^n e_k m_k^2(t).$$

При этом можно полагать, что для однородных потребителей случайные функции $m_k(t)$ имеют одинаковые вероятностные характеристики ($k = 1, 2, \dots, n$).

Приложение 2.

1. Имеем двумерные случайные величины, векторы [Л. 5] $\eta_k(t_i) = \{p_k(t_i); q_k(t_i)\}$ и вектор суммы $\{P(t_i); Q(t_i)\} = \sum_{k=1}^n \eta_k(t_i) = \left\{ \sum_{k=1}^n p_k(t_i); \sum_{k=1}^n q_k(t_i) \right\}$. Все $\eta_k(t_i)$ независимы, ограничены, имеют конечную дисперсию (матрицу ковариаций [Л. 5]), отдельные векторы мало влияют на распределение суммы, т. е. выполнены условия предельной теоремы [Л. 5, теорема 6] для двумерного случая.

Итак, вектор суммы имеет приближенно нормальное распределение с плотностью, определяемой по выражению (1). Заметим, что для тождественных приемников к тому же результату, придем, используя теорему Г. Крамера [Л. 8] или следствие из теоремы Б. В. Гнеденко [Л. 5, теорема 6] для одинаково распределенных $\eta_k(t_i)$.

2. Существенно отметить, что предельная теорема в нашем случае предполагает отсутствие выдающихся по мощности приемников.

Как известно, в теории нагрузок это различие номинальных мощностей в группе из n потребителей учитывается введением их эффективного числа [Л. 3]:

$$n_a = \frac{P_{ном}^2}{\sum_{k=1}^n P_{ном k}^2}. \quad (10)$$

Аналогично можно ввести эффективное число n_3^q по реактивной мощности и считать, что $n_a \approx n_3^q$.

Ранее автором было показано, что при $n_a \geq 5$ ($n_3^q \geq 5$) суммарная активная (реактивная) нагрузки однородных независимых приемников приближенно нормальны (доложено комиссии по нагрузкам ЦЕНТОЭП в мае 1964 г.).

Учитывая, что при нормальной корреляции двух случайных величин их частные распределения нормальны, $n_a \geq 5$ полагаем приближенным условием для применения двумерной нормальной модели.

3. Экспериментальная проверка нормальной корреляции активной и реактивной нагрузок однородных независимых потребителей проведена на материалах обследования ГПИ Тяжпромэлектропроект и Электропроект. Использовался способ, изложенный в работе [Л. 9] и основанный на том, что показатель экспоненты в выражении (1) имеет χ^2 -распределение. Предварительно с помощью метода моментов [Л. 8] устанавливалась нормальность частных распределений по ступенчатым графикам активной и реактивной нагрузок ($\theta = 30 \text{ мин}$) для различных производств.

Литература

1. Гнеденко Б. В., Об одной задаче массового обслуживания, ДАН УРСР, 1958, № 5.
2. Гнеденко Б. В., Теоретико-вероятностные основы статистического метода расчета электрических нагрузок промышленных предприятий, Известия вузов, «Электромеханика», 1961, № 1.
3. Волобрийский С. Д., Каялов Г. М., Клейн П. Н., Мешель Б. С., Электрические нагрузки промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1964.
4. Каялов Г. М., Теория случайных процессов и расчет нагрузок электрических сетей, Известия вузов, «Электромеханика», 1961, № 11, 12.
5. Гнеденко Б. В., Элементы теории функций распределения случайных векторов, «Успехи матем. наук», 1944, вып. 10.
6. Гнеденко Б. В., Курс теории вероятностей, Физматгиз, 1961.
7. Свешников А. А., Прикладные методы теории случайных функций, Судпромгиз, 1961.
8. Крамер Г., Математические методы статистики, ГИИЛ, 1947.
9. Хальд А., Математическая статистика с техническими приложениями, ИЛ, 1956.
10. Гродский С. Е., Мешель Б. С., Упрощение расчета мощности и эксплуатационного контроля нагрузки цеховых трансформаторов, «Промышленная энергетика», 1965, № 3.
11. Сыромятников И. А., Режимы работы асинхронных электродвигателей, Госэнергоиздат, 1955.
12. Каялов Г. М., Методика опытных исследований в промышленной электроэнергетике, «Электричество», 1953, № 5.

[7.6.1965]



Пуск асинхронных короткозамкнутых электродвигателей от автономного электросилового агрегата

Доктор техн. наук, проф. В. Н. АНДРИАНОВ и кандидат техн. наук Д. Н. БЫСТРИЦКИЙ

Москва

Анализу режимов электроагрегатов автономных систем при пуске от них электродвигателей соизмеримой мощности посвящено много работ, освещающих происходящие при этом механические, электромеханические и электромагнитные процессы. В этих работах, как правило, выяснялись допустимые пределы мощности и нагрузки короткозамкнутых двигателей в зависимости от величины снижения напряжения при пуске и определялись мероприятия по ликвидации изменения напряжения в процессе пуска асинхронного короткозамкнутого двигателя (форсировка возбуждения генераторов, компаундирование, последовательное включение конденсаторов, самовозбуждающиеся генераторы и т. п.).

Однако применение перечисленных способов поддержания напряжения в процессе пуска неизменным приводит к тому, что развиваемая при этом мощность электродвигателя, особенно нагруженного, сравнительно долго превышает номинальную. В этом случае в автономной установке возникает дефицит активной мощности. Указание на это имелось в отдельных работах [Л. 1—3], но каких-либо следующих отсюда рекомендаций, тем более обобщающих, в литературе не давалось. Настоящая статья ставит целью восполнить в некоторой степени этот пробел.

При стабилизации на том или ином уровне напряжения автономной установки в переходных процессах возможно использование различных средств, повышающих степень загрузки и мощность пускаемого электродвигателя.

Одна группа средств относится к первичному двигателю: повышение его мощности, увеличение кратковременной перегрузочной способности, увеличение маховых масс, применение регулирования не только скорости вращения, но и его мощности.

Вторая связана с электродвигателем: это импульсный пуск и применение методов пуска с ограничением пускового тока и мощности.

В настоящей статье рассматриваются вопросы, относящиеся к первой группе средств.

Изучение электромеханических процессов в автономной установке с дефицитом активной мощности при пуске короткозамкнутого электродвигателя при стабильном напряжении производится с помощью дифференциальных уравнений отдельных звеньев системы. Первым звеном является дизель-электрический агрегат — первичный двигатель, его регулятор и генератор, вторым — электродвигатель и рабочая машина. Уравнения, характеризующие процессы, происходящие в звеньях системы и в отдельных элементах данного звена, приведены соответственно в приложении.

На основании этих уравнений можно установить влияние характеристик дизель-агрегата на величину и степень загрузки пускаемого от него короткозамкнутого электродвигателя.

При пуске наибольшая мощность электродвигателя P_{1m} , приведенная к номинальной мощности генератора, определяется по выражению (П-16), если принять, что $P_{эд} = P_{1m}$.

Формулу для вычисления P_{1m} можно вывести на основании Г-образной схемы замещения, если пренебречь потерями синхронного холостого хода

$$P_{1m} = \frac{U_1^2}{2\sigma_1(x_1 + \sigma_1 x'_2)},$$

где

$$\sigma_1 = 1 + \frac{Z_1}{Z_{12}} \approx 1 + \frac{x_1}{x_{12}}.$$

Тогда

$$P_{1m}^* = \frac{U_1^2}{2\sigma_1(x_1 + \sigma_1 x'_2)} \frac{P_{эд.н}}{P_{г.н} \cos \varphi_{эд.н} \eta_{эд.н}}. \quad (1)$$

Поскольку наибольшая мощность электродвигателя при пуске ненамного больше мощности в начальный момент, можно принять ее на период пуска постоянной и равной наибольшему значению.

Допустимо также при пуске двигателя соизмеримой мощности учитывать только электрические потери в обмотке статора генератора [см. (П-17)].

Для упрощения расчетов ток в период пуска принят равным начальному пусковому току двигателя.

Момент сопротивления, приведенный к валу первичного двигателя, при непосредственном его соединении с генератором соответствует моменту на валу генератора и может быть приравнен значению мощности генератора в начальный момент пуска электродвигателя [см. (П-15)].

Под действием момента сопротивления агрегат снижает скорость вращения от начального значения холостого хода ω_0 на величину $\eta_{пер}$, принятую равной отклонению скорости вращения при допустимой перегрузке дизеля. При наличии центробежного регулятора время, за которое происходит изменение скорости вращения на величину $\eta = \eta_{пер}$, характеризуется выражением (П-10). При наличии регулятора мощности это время определяется по формуле (П-14).

Величину перегрузки дизеля по моменту $M^* = M_{пер}^*$ можно вычислить, исходя из допускаемой перегрузки дизеля по мощности $P_{пер}$ и в зависимости от $\eta_{пер}$, а именно:

$$P_{пер}^* = M_{пер}^* \omega_{г.пер}^* = M_{пер}^* \left(\omega_n^* + \frac{\delta}{2} - \eta_{пер} \right) = M_{пер}^* \left[1 - \left(\eta_{пер} - \frac{\delta}{2} \right) \right],$$

где $M_{г.пер} = M_n \varphi_{наиб} + M_0$;

M_0 — момент дизеля для исходной точки характеристики (в рассматриваемом случае, соответствующем холостому ходу, $M_0 = 0$).

Тогда

$$\frac{M_{\text{пер}}}{M_n} = \varphi_{\text{наиб}} = \frac{\gamma_{\text{пер}}}{\delta}$$

и

$$\begin{aligned} P^*_{\text{гер}} &= M^*_{\text{пер}} \left[1 - \left(\frac{M_{\text{пер}}}{M_n} \delta - \frac{\delta}{2} \right) \right] = \\ &= M^*_{\text{гер}} - \left(M^*_{\text{пер}} \delta + M^*_{\text{пер}} \frac{\delta}{2} \right). \end{aligned} \quad (2)$$

Решив квадратное уравнение относительно $M^*_{\text{пер}}$, получим:

$$M^*_{\text{пер}} = \frac{1 + \frac{\delta}{2}}{2\delta} \pm \sqrt{\left(\frac{1 + \frac{\delta}{2}}{2\delta} \right)^2 - \frac{P^*_{\text{пер}}}{\delta}}. \quad (3)$$

Период торможения агрегата соответствует периоду разгона электродвигателя. Чтобы скорость вращения n , следовательно, частота не вышли за допустимые пределы, время изменения в допустимых пределах скорости вращения агрегата не должно превышать время разбега электродвигателя. При этом условии приведенный к валу электродвигателя допустимый момент сопротивления рабочей машины, принятый постоянным на всем протяжении пуска, не должен быть больше определенной величины [см. (П-22)].

Взяв различные значения $P_{\text{эд.н}}/P_{\text{г.н}}$, можно при помощи установленных взаимосвязей выяснить функциональную зависимость

$$\frac{P_{\text{эд.н}}(\text{макс})}{P_{\text{г.н}}} = f(M^*_{\text{р.м}}),$$

Для определения указанных соотношений необходимо рассмотреть многие варианты, что делает рациональным использование электронно-вычислительной машины. Схема расчета, позволяющая составить программу для вычислений, приведена в табл. 1.

Таблица 1

№ п/п.	Регулятор первичного двигателя	
	центробежный	мощности
1	$P^*_{\text{г}} = \frac{U_1^2}{2\sigma_1(x_1 + \sigma_1 x'_2)} \cdot \frac{1}{\cos \varphi_{\text{эд.н}} \cdot \eta_{\text{эд.н}}} \cdot \frac{P_{\text{эд.н}}}{P_{\text{г.н}}}$	
2	$P_{\Delta \text{г}} = \left(I^*_{\text{нач.пуск.эд}} \frac{1}{\cos \varphi_{\text{эд.н}} \eta_{\text{эд.н}}} \frac{P_{\text{эд.н}}}{P_{\text{г.н}}} \right)^2 r^*_{\text{г}}$	
3	$M^*_{\text{с}} = (P^*_{\text{г}} + \Delta P^*_{\text{г}}) \frac{P_{\text{г.н}}}{P_{\text{диз.н}}}$	
4	$\eta_m = M^*_{\text{с}} \cdot \delta$	—
5	$t = T_a \cdot \ln \frac{\eta_m}{\eta_m - \eta_{\text{пер}}}$	$t = - \frac{T_a}{M^*_{\text{пер}} - M^*_{\text{с}}} \cdot \gamma_{\text{пер}}$
6	$M^*_{\text{р.м}} = \frac{M^*_{\text{нач.пуск}} \eta_{\text{с}} (e^{tA} - 1) - (M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}})}{\eta_{\text{с}} (e^{tA} - 1) - (1 - \eta_{\text{н}}) (M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}})}$, где $A = \frac{M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}}}{T_{\text{эд}} \eta_{\text{с}}}$	

При помощи изложенной выше методики можно выявить влияние каждого из таких факторов, как маховые массы, тип регулирования, повышение мощности первичного двигателя на увеличение коэффициента соизмеримости $P_{\text{эд.н}}/P_{\text{г.н}}$ при заданном моменте нагрузки на валу рабочей машины. Ниже будет показано, что это требует определенного уровня напряжения на зажимах двигателя, который следует поддерживать в течение всего периода пуска. Здесь как бы вводится нормирование определенной величины реактивной мощности, при которой в автономной системе удастся достичь наибольшей соизмеримости при пуске электродвигателя с заданным моментом нагрузки на его валу.

В качестве аргумента принято отношение $P_{\text{эд.н}}/P_{\text{г.н}}$, обозначенное через z_a . Границы изменения этой величины лежат в интервале от нуля до 6. Изменяемыми параметрами являются величины $T_{\text{эд}}$, T_a и δ при изменении их соответственно в пределах от 0,25 до 10 сек, от 2 до 40 сек и от 0,1 до 0,2 сек. Выходной информацией являются величины $M_{\text{р.м}}$ и t .

Расчеты были проведены по программе, составленной для вычислительной машины «Минск-1». Значения отдельных параметров и постоянных величин для звеньев автономной системы, принимавшиеся в расчетах, указаны в табл. 2.

Таблица 2

Наименование звена системы	Параметры	Постоянные величины
Первичный двигатель	$\delta = 0,1 \text{ сек}$	$\gamma_{\text{пер.диз}} = 0,12; M_{\text{пер}} = 1,2; P_{\text{пер}} \approx 1,1$
	$\delta = 0,2 \text{ сек}$	$\gamma_{\text{пер.диз}} = 0,26; M_{\text{пер}} = 1,3; P_{\text{пер}} \approx 1,1$
	T_a — от 2 до 40 сек через каждые 2 сек	
Генератор		$r_{\text{г}} = 0,04; \eta_{\text{г.н}} = 0,88; \cos \varphi_{\text{г.н}} = 0,8; \sin \varphi_{\text{г.н}} = 0,6; U_1 = 1; x_d = 1,3; I_{\text{г}} = 1,25$
Электродвигатель	$T_{\text{эд}} = T_{\text{р.эд}} + T_{\text{р.м}}$, равно 0,25; 0,5; 1; 2; 4; 6; 8 и 10 сек	$x_1 = x'_2 = 0,085; x_{12} = 3; \sigma_1 = 1 + \frac{x_1}{x_{12}} = 1,03; I_{\text{нач.пуск}} = 5,2; \cos \varphi_{\text{эд.н}} = 0,88; \eta_{\text{эд.н}} = 0,886; M_{\text{нач.пуск}} = 1,2; M_{\text{макс}} = 2,2; \eta_{\text{с}} = 1; \eta_{\text{н}} = 0,95; s_{\text{н}} = 0,05; T_{\text{эд.рот}} = 0,25 \div 0,3 \text{ сек}; r_1 = r'_2 = 0,045; r_{12} = 0,55; s_{\text{к}} = 0,25; \gamma_{\text{эд.пуск}} = 0,5; \cos \varphi_{\text{эд.пуск}} = 0,46$
Рабочая машина	$T_{\text{р.м}} = (0,5 \div 30) \times T_{\text{рот.эд}}$	

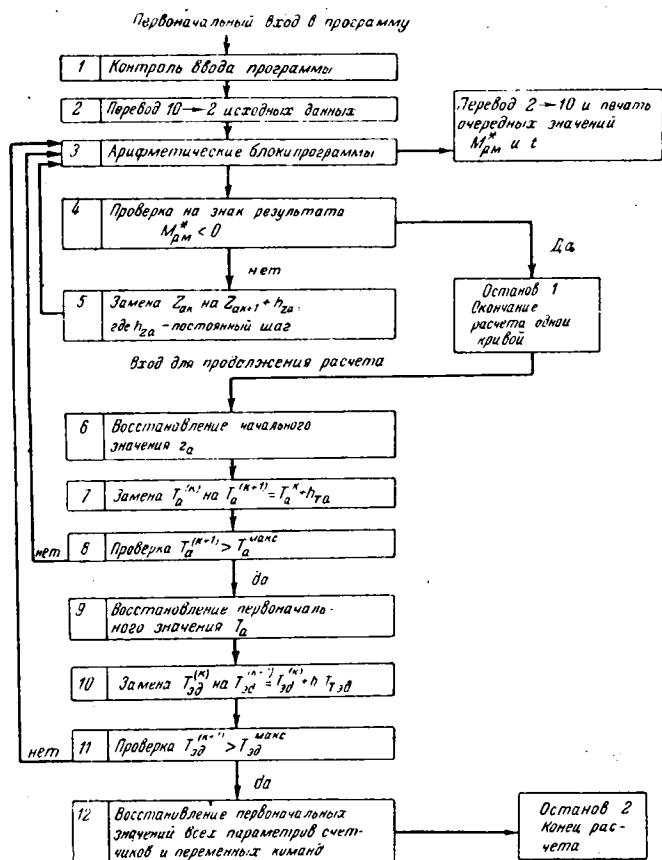


Рис. 1. Алгоритм расчета на вычислительной машине.

Из приведенной выше блок-схемы (рис. 1) видно, как была построена «логика» программы¹.

Полученные после расчета выходные информационные данные для величин $M_{р.м}$ и t были сведены на графики в функции указанного выше аргумента $z_{дл}$ и использованы для составления обобщающих выводов, изложенных ниже. Несколько кривых (из общего числа 640) представлены на рис. 2—4.

Кроме того, на рис. 2 для сопоставления дана кривая 1, характеризующая пуск двигателя от той же автономной установки в условиях дефицита реактивной мощности. В этом случае на синхронном генераторе автономного агрегата регулированием тока возбуждения предварительно устанавливается максимальное значение э. д. с. и в этих условиях при холостом ходе генератора осуществляется пуск двигателя с постоянным моментом на валу рабочей машины.

Предельно допустимая мощность пускаемого двигателя определяется из условия обеспечения разгона двигателя под нагрузкой вне зависимости от величины уменьшения напряжения. В этих условиях как бы используется вся реактивная мощность генератора и во время пуска на его зажимах и зажимах двигателя устанавливается напряжение, характеризующее кривой 3 (рис. 2). Величина этого

¹ В составлении программы и проведении расчетов на вычислительной машине принимали участие И. Б. Гримблит и В. Т. Живаго.

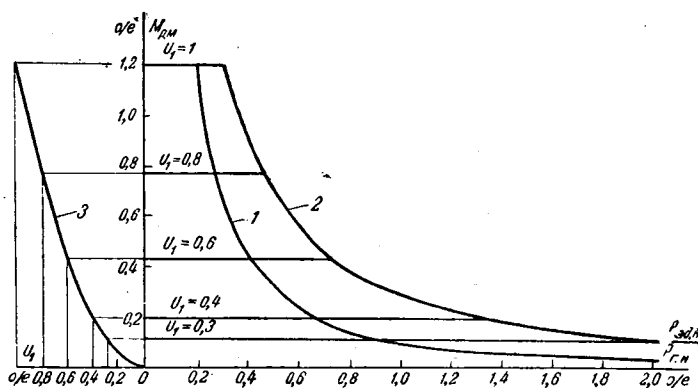


Рис. 2. Допустимые величины соизмеримости электросилового агрегата и электродвигателя в автономной системе при различных значениях напряжения в период пуска электродвигателя.

напряжения определит допустимый момент сопротивления на валу электродвигателя, при котором обеспечивается его разбег. Активная мощность агрегата при этом полностью не используется.

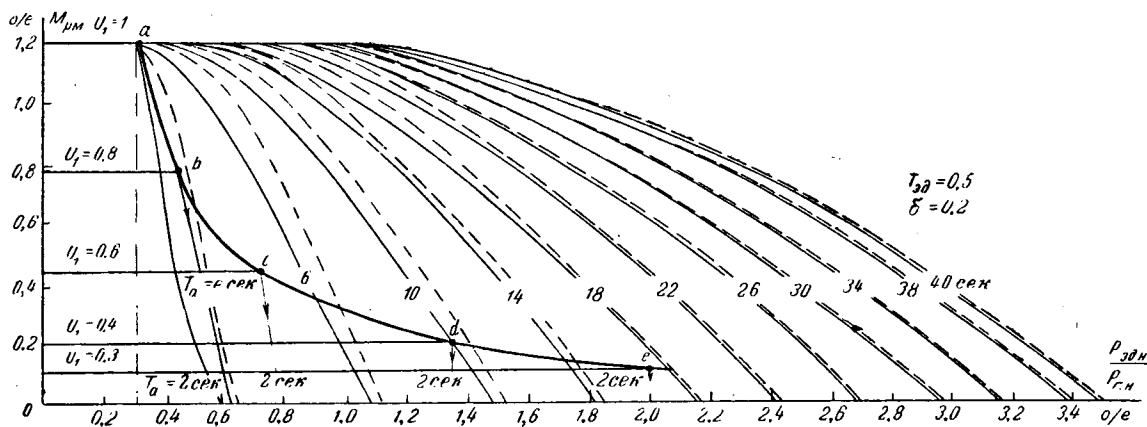
Расчеты кривой 1 и 3 (рис. 2) проведены авторами на основе известных работ [Л. 4 и 5]. Кривая 2 относится к случаю, когда от генератора пускается короткозамкнутый электродвигатель, мощность которого увеличена сравнительно с предыдущим случаем настолько, чтобы использовалась вся активная мощность агрегата при соблюдении заданных пределов изменения частоты, определяемых допустимой перегрузкой дизеля. При этом требуемое напряжение на зажимах электродвигателя (кривая 3) должно поддерживаться посредством форсированного возбуждения синхронного генератора или при помощи последовательно включенных конденсаторов [Л. 6].

Как следует из анализа изображенных на рис. 2 графиков с учетом баланса активной мощности агрегата и при наличии генератора, допускающего значительное увеличение э. д. с., или при конденсаторном пуске можно повысить соизмеримость агрегата и пускаемого электродвигателя при моментах сопротивления на валу двигателя, близких к номинальному, от значений 0,22 до 0,33 при $M_{р.м} = 1,2$ и от 0,27 до 0,45 при $M_{р.м} = 0,8$.

Дальнейшее увеличение соизмеримости агрегата и электродвигателя может быть достигнуто или за счет использования кинетической энергии вращающихся масс агрегата вплоть до применения в агрегате дополнительных маховиков, или за счет практически мгновенного увеличения активной мощности агрегата при помощи регулятора мощности, который срабатывает в момент включения электродвигателя.

На рис. 3 изображены кривые, показывающие, как изменяется соизмеримость электродвигателя и агрегата при увеличении постоянной времени, характеризующей момент инерции вращающихся масс агрегата от $T_a = 2$ сек до $T_a = 40$ сек и применении дополнительно регулятора мощности (пунктирные кривые). Эти кривые относятся к случаям, наиболее тяжелым по энергетическому балансу, когда напряжение на зажимах двигателя U_1 поддерживается равным номинальному.

Рис. 3. Допустимые величины соизмеримости электросилового агрегата и электродвигателя в автономной системе при $T_{ад}=0,5$ сек и $U_1=1$.



На рис. 3 приведена также кривая 2 предыдущего рисунка, на которой нанесены исходные точки a, b, c, d, e , соответствующие $T_a=2$ сек, для случаев, когда напряжение на зажимах электродвигателя соответствует величине приложенного к валу электродвигателя момента сопротивления. Горизонтальные линии, являясь граничными по допустимому значению $M_{р.м.}$, получились переносом с оси абсцисс кривой 3 (рис. 2).

Аналогично можно построить кривые для разных T_a , которые будут иллюстрировать влияние маховых масс электросилового агрегата при пуске электродвигателя, но уже в условиях, когда $U_1 < U_{ном}=1$.

На рис. 4 аналогичные зависимости даны для случая, когда постоянная инерция электропривода имеет значение $T_{ад}=10$ сек вместо $T_{ад}=0,5$ сек.

В приведенном анализе графиков, изображенных на рис. 3 и 4, не раскрывалось время, которое требуется для разбега электродвигателя от нулевой до рабочей скорости. Такие кривые при номинальном напряжении приведены на рис. 5. На основе кривых, приведенных на рис. 3 и 4, устанавливаются параметры электросилового агрегата, затем по кривым, изображенным на рис. 5, определяется время разбега электродвигателя. Это время оценивается с точки зрения того, насколько оно соответствует требуемому по условиям разгона установки и нагрева электродвигателя при пуске.

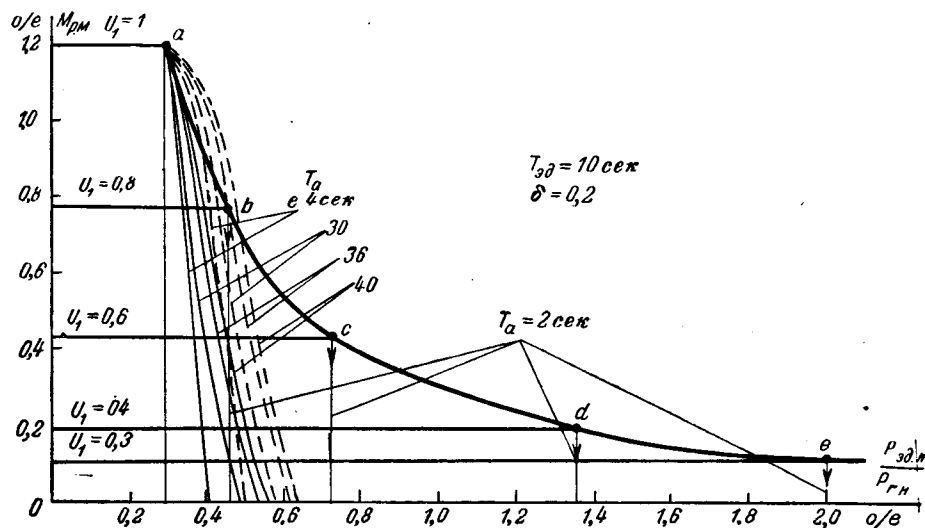


Рис. 4. Допустимые величины соизмеримости электросилового агрегата и электродвигателя в автономной системе при $T_{ад}=10$ сек и $U_1=1$.

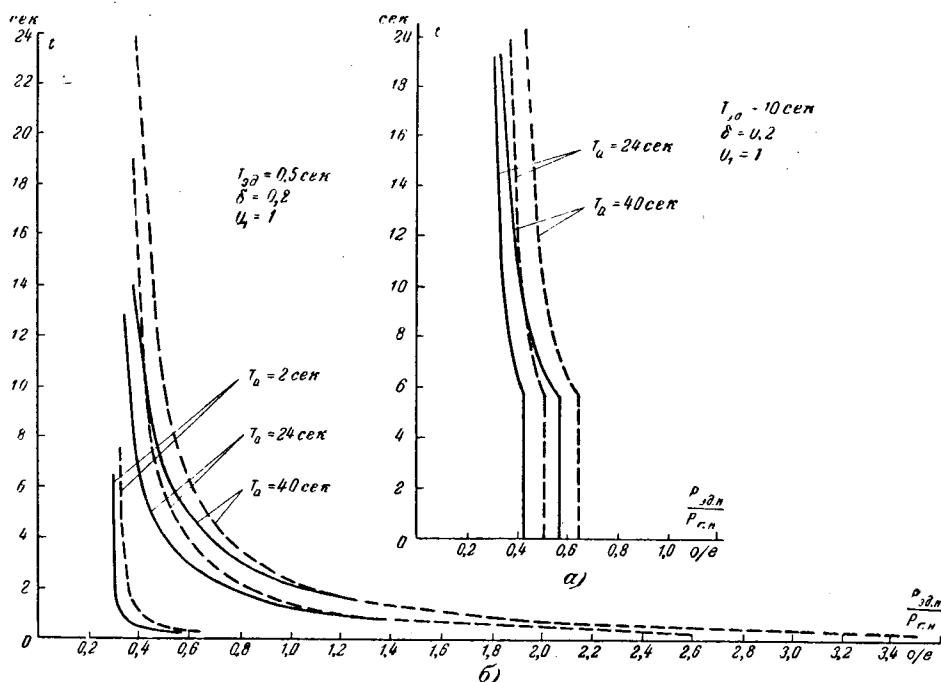


Рис. 5. Время разбега асинхронных электродвигателей в автономной системе при постоянном номинальном напряжении в период пуска.

На величину соизмеримости мощности генератора и электродвигателя существенно влияет значение коэффициента неравномерности δ . Уменьшение коэффициента неравномерности регулирования первичного двигателя снижает величину допустимой соизмеримости за счет уменьшения возможности использования кинетической энергии маховых масс электросилового агрегата. При этом относительно увеличивается повышение соизмеримости благодаря применению регулятора момента первичного двигателя.

Выводы. Кратко можно сформулировать следующие обобщающие рекомендации по применению различных методов улучшения электромеханических характеристик автономных электроустановок.

Если момент на валу электродвигателя при пуске не превышает $0,5 M_{р.м.}$, то для повышения соизмеримости мощности электродвигателя и агрегата в первую очередь следует поддерживать на заданном уровне напряжение, соответствующее допускаемому времени пуска (конденсаторный пуск, переключение на время пуска обмоток статора двигателя с треугольника на звезду, подбор соответствующего значения э. д. с. холостого хода генератора). Чтобы повысить в этом случае соизмеримость до $\frac{P_{эд}}{P_{г.н}} = 1$, следует помимо указанного, также увеличить маховые массы агрегата, применить двойное регулирование. Однако последнее мероприятие при больших значениях соизмеримости и постоянных времени T_a дает относительно малый эффект.

Если при пуске электродвигателя момент сопротивления на его валу близок к $M_{р.м.} \approx 1$, то наибольший эффект обеспечивает увеличение маховых масс. Но этот способ не вполне подходит для передвижных автономных установок.

При увеличении постоянной времени электропривода приведенные выше рекомендации остаются в силе лишь для случая, когда момент сопротивления на валу электродвигателя находится в пределах $M_{р.м.} \leq 0,5$, но и в этом случае роль увеличения маховых масс агрегата и применения двойного регулирования становится относительно небольшой.

Если же при относительно большой постоянной времени электропривода ($T_{эд} \approx 10$ сек) момент сопротивления на валу электродвигателя близок к $M_{р.м.} \approx 1$, то даже значительное увеличение маховых масс агрегата (до $T_a = 40$ сек) с одновременным применением двойного регулирования повышает значение соизмеримости незначительно — от

$$\frac{P_{эд.н}}{P_{г.н}} = 0,3 \text{ до } \frac{P_{эд.н}}{P_{г.н}} = 0,4.$$

Приложение. Уравнение первичного двигателя имеет следующий вид:

$$J \frac{d\omega}{dt} = M(\omega, z) - M(l), \quad (П-1)$$

где $M(\omega, z)$ — момент первичного двигателя, представленный как функция скорости вращения и положения грузов регулятора;

$M(l)$ — момент нагрузки двигателя, характеризуемой параметром l .

Приращение движущего момента можно выразить в виде ряда, который, если пренебречь членами со степенями два и выше, представится как

$$\Delta M = \frac{\partial M}{\partial \omega} \Delta \omega + \frac{\partial M}{\partial z} \Delta z, \quad (П-2)$$

где $\Delta \omega$ и Δz — отклонения соответствующих параметров относительно их значений при начальном установившемся режиме.

При работе регулятора в переходном процессе для дизелей без существенной ошибки можно пренебречь влиянием ω на значение M в пределах регуляторной характеристики и тогда, исходя из формулы (П-1) и считая, что момент нагрузки не зависит от скорости, получим:

$$J \frac{d(\omega_0 - \Delta \omega)}{dt} = \frac{\partial M}{\partial z} \Delta z - \Delta M_c. \quad (П-3)$$

Перемещение органа управления (рейки топливного насоса и т. п.) связывается с перемещением грузов регулятора z ; в свою очередь параметр z зависит от скорости вращения грузов регулятора ω так, что уменьшение скорости вращения грузов соответствует закрытию органа управления (для удобства записи далее это принято как отрицательное значение открытия — z). С учетом сказанного формулу (П-3) можно записать следующим образом:

$$-J \frac{d\Delta \omega}{dt} = \left[\frac{\partial M}{\partial (-z)} \right] [-\Delta z] - \Delta M_c. \quad (П-4)$$

Вводя обозначения

$$\left. \begin{aligned} \frac{\Delta \omega}{\omega_{ном}} &= \eta; \\ \frac{[-\Delta z]}{[-z_{наиб}]} &= \varphi; \\ \left[\frac{\partial M}{\partial (-z)} \right] &= \theta \end{aligned} \right\} \quad (П-5)$$

и, имея в виду, что

$$\theta (-z_{наиб}) = M_{ном},$$

получаем из выражения (П-4) в относительных единицах

$$-T_a \frac{d\eta}{dt} = \varphi - M_c^*, \quad (П-6)$$

где $T_a = \frac{J \omega_{ном}}{M_{ном}}$ — постоянная инерции;

$$M_c^* = \frac{\Delta M_c}{M_{ном}}.$$

Если пренебречь трением и массой регулятора, то уравнение так называемого идеального регулятора будет иметь вид [Л. 7]:

$$\varphi = \frac{\eta}{\delta},$$

где δ — неравномерность хода. В этом случае уравнение (П-6) переписывается следующим образом:

$$\frac{d\eta}{dt} + \frac{\eta}{T_a \delta} = \frac{M_c^*}{T_a}, \quad (П-7)$$

т. е. оно является линейным дифференциальным уравнением первого порядка типа

$$\frac{dy}{dx} + p(x)y = f(x).$$

Решение этого уравнения после введения обозначений

$y = \eta$, $x = t$, $p(x) = \frac{1}{T_a \delta}$, $f(x) = \frac{M_c^*}{T_a}$, некоторых преобразований и предположения, что $\eta = 0$ при $t = 0$, что опре-

делит значение постоянной интегрирования в виде $C_1 = -M^*_{\text{сд}}$, будет иметь следующий вид:

$$\eta = M^*_{\text{сд}} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{\text{аδ}}}} \right) \quad (\text{П-8})$$

Выражение (П-8) относится к периоду наличия импульса нагрузки. Если обозначить $M^*_{\text{сд}} = \eta_m$, то оно принимает вид:

$$\eta = \eta_m \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{\text{аδ}}}} \right) \quad (\text{П-9})$$

и имеет решение

$$t = T_{\text{аδ}} \ln \frac{\eta_m}{\eta_m - \eta} \quad (\text{П-10})$$

Для периода уменьшения нагрузки и повышения скорости вращения, решив уравнение (П-6) в предположении $M^*_{\text{с}} = 0$, получим:

$$\eta = C_1 e^{-\frac{t}{T_{\text{аδ}}}} \quad (\text{П-11})$$

Постоянная C_1 определяется из условия, что $\eta = \eta_{\text{кон.имп}}$ при $t=0$ и тогда

$$\eta = \eta_{\text{кон.имп}} e^{-\frac{t}{T_{\text{аδ}}}} \quad (\text{П-12})$$

При наличии у первичного двигателя безынерционного регулирования мощности при появлении импульса нагрузки можно считать, что момент двигателя мгновенно возрастает до требуемого значения, в предельном случае до наибольшего возможного [Л. 8]. В этом случае формула (П-1) принимает вид:

$$-T_{\text{а}} \frac{d\eta}{dt} = M^* - M^*_{\text{с}} \quad (\text{П-13})$$

и имеет следующее решение

$$\eta = -\frac{M^* - M^*_{\text{с}}}{T_{\text{а}}} t + C_1.$$

При $t=0$ $\eta = \eta_{\text{нач}} = 0$ и, следовательно, $C_1 = 0$. Тогда

$$\eta = -\frac{M^* - M^*_{\text{с}}}{T_{\text{а}}} t = at. \quad (\text{П-14})$$

Отклонение скорости вращения в пределах регуляторной характеристики в обе стороны от номинальной составляет величину примерно $\pm 10\%$. Это позволяет усредненный момент на валу генератора, приведенный к базисному моменту дизеля при непосредственном с ним соединении, выразить следующим образом в относительных единицах:

$$M^*_{\text{с}} = (P^*_{\text{г}} + \Delta P^*_{\text{г}}) \frac{P_{\text{г.н}}}{P_{\text{дв.н}}}, \quad (\text{П-15})$$

где $P^*_{\text{г}}$ — активная мощность;

$\Delta P^*_{\text{г}}$ — потери в генераторе.

В рассматриваемом случае нагрузкой является пускатель электродвигателя, и его мощность, приведенная к мощности генератора, выразится формулой

$$P^*_{\text{г}} = P^*_{\text{эд}} \frac{P_{\text{эд.н}}}{P_{\text{г.н}} \cos \varphi_{\text{эд.н}} \eta_{\text{эд.н}}}. \quad (\text{П-16})$$

Потери в меди статора генератора, если принять за базисную величину номинальную мощность генератора, будут характеризоваться формулой

$$\Delta P^*_{\text{г.м}} = \left(I^*_{\text{нач.пуск.эд}} \frac{P_{\text{эд.н}}}{P_{\text{г.н}} \cos \varphi_{\text{эд.н}} \eta_{\text{эд.н}}} \right)^2 r^*_{\text{г}}. \quad (\text{П-17})$$

Остальные потери в генераторе в первом приближении учитываются постоянной поправкой; для упрощения они могут не учитываться вовсе, так как при соизмеримости мощностей генератора и электродвигателя потери в меди генератора при пуске двигателя значительно превосходят остальные.

4*

В рассматриваемой автономной системе определяющими являются механические процессы, происходящие в первом звене — первичном двигателе. Поэтому можно пренебречь наличием в ней электромагнитных процессов, как имеющих значительно меньшую продолжительность. Это позволяет воспользоваться статической характеристикой моментов электродвигателя. На исследуемом участке характеристики моментов применяется аппроксимация ее прямой линией, проходящей через точки начального пускового и максимального моментов, и допускается, что последнему соответствует синхронная скорость вращения электродвигателя $\eta_{\text{с}}$ [Л. 9].

Если использовать обозначения

$$\begin{aligned} \eta_{\text{эд}} &= \frac{\omega_{\text{эд}}}{\omega_{\text{ном.эд}}}; \\ M^*_{\text{эд}} &= \frac{M_{\text{эд}}}{M_{\text{ном.эд}}}; \\ M^*_{\text{р.м}} &= \frac{M_{\text{р.м}}}{M_{\text{ном.эд}}}, \end{aligned}$$

где $M_{\text{р.м}}$ — момент сопротивления рабочей машины, приведенный к валу электродвигателя, то уравнение моментов на валу электродвигателя можно записать в таком виде:

$$T_{\text{эд}} \frac{d\eta_{\text{эд}}}{dt} = M^*_{\text{эд}} - M^*_{\text{р.м}}. \quad (\text{П-18})$$

Согласно принятой аппроксимации кривой момента

$$M^*_{\text{эд}} = M^*_{\text{нач.пуск}} + \frac{M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}}}{\eta_{\text{с}}} \eta_{\text{эд}}$$

и тогда выражение (П-18) после некоторых преобразований можно переписать таким образом:

$$\frac{d\eta_{\text{эд}}}{dt} - A\eta_{\text{эд}} = B, \quad (\text{П-19})$$

где

$$\begin{aligned} A &= \frac{M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}}}{T_{\text{эд}} \eta_{\text{с}}}; \\ B &= \frac{M^*_{\text{нач.пуск}} - M^*_{\text{р.м}}}{T_{\text{эд}}}. \end{aligned}$$

Уравнение (П-19) является уравнением типа

$$\frac{dy}{dx} - p(x) = f(x)$$

и имеет решение в виде

$$\eta_{\text{эд}} = -\frac{B}{A} + C_1 e^{At}.$$

При $t=0$:

$$\begin{aligned} \eta_{\text{эд}} &= \eta_{\text{нач}} = 0; \\ C_1 &= \frac{B}{A} = B = \frac{M^*_{\text{нач.пуск}} - M^*_{\text{р.м}}}{M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}}} \eta_{\text{с}} \end{aligned}$$

и тогда

$$\eta_{\text{эд}} = B (e^{At} - 1). \quad (\text{П-20})$$

Если задано желаемое время разбега электродвигателя, то допустимая величина момента нагрузки рабочей машины, как это следует из формулы (П-20), будет равно:

$$M^*_{\text{р.м}} = M^*_{\text{нач.пуск}} - \frac{\eta_{\text{эд}}}{\eta_{\text{с}} (e^{At} - 1)} (M^*_{\text{макс}} - M^*_{\text{нач.пуск}}). \quad (\text{П-21})$$

Величину скольжения для промежуточных значений нагрузки в первом приближении можно принять равной

$$s = \frac{s_{\text{н}}}{M_{\text{н.эд}}} M_{\text{р.м}} = s_{\text{н}} M^*_{\text{р.м}}.$$

Тогда

$$\eta_{\text{эд}} = 1 - s = 1 - (1 - \eta_{\text{н}}) M^*_{\text{р.м}},$$

где $\eta_{\text{н}}$ — скорость вращения двигателя при номинальной нагрузке в долях синхронного числа оборотов.

Введя эту подстановку в уравнение (П-21), после преобразований получим:

$$M_{р.м}^* = \frac{M_{нач.пуск}^* \eta_c (e^{At} - 1) - (M_{макс}^* - M_{нач.пуск}^*)}{\eta_c (e^{At} - 1) - (1 - \eta_n) (M_{макс}^* - M_{нач.пуск}^*)} \quad (\text{П-22})$$

Приняв ток электродвигателя приближенно равным вторичному току по Т-образной схеме замещения, можно выразить его через вторичный ток Г-образной схемы замещения следующим образом:

$$I_{эд} \approx I'_2 = \sigma_1 I''_2 = \frac{U_1}{\sqrt{\left(r_1 + \frac{\sigma_1 r'_2}{s}\right)^2 + (x_1 + \sigma_1 x'_2)^2}}$$

Если считать, что момент на валу электродвигателя равен электромагнитному, то

$$M_{эд} \approx M_{эм} = (I'_2)^2 \frac{r'_2}{s} = \frac{U_1^2 r'_2}{s \left[\left(r_1 + \frac{\sigma_1 r'_2}{s}\right)^2 + (x_1 + \sigma_1 x'_2)^2 \right]}$$

Приняв при переходе к системе относительных единиц

$M_{эд} \approx M_{эм} \approx M_n = \cos \varphi_n$; $I_{эд} \approx I'_2 \approx I_n = 1$, получим следующую зависимость для определения скольжения:

$$s_n \approx \frac{r'_2}{\cos \varphi_n}$$

◇ ◇ ◇

Литература

1. Морозовский В. Г., Влияние характера нагрузки на устойчивость работы одиночного синхронного генератора, Изв. АН СССР, ОТН, «Энергетика и автоматика», 1960, № 2.
2. Кадымов Я. Б. и Расулов М. М., Приближенный способ расчета маховых масс дизель-генератора в автономных системах переменного тока, «Вестник электропромышленности», 1960, № 11.
3. Кадымов Я. Б. и Расулов М. М., Устойчивость работы асинхронного привода с автономным питанием при ударной и пульсирующей нагрузках, «Вестник электропромышленности», 1961, № 11.
4. Фрейдзон И. Р., Судовые электромеханизмы, Судпромгиз, 1958.
5. Шуйский В., Пуск двигателей с короткозамкнутым ротором при питании от генераторов малых мощностей, ETZ-A, 1955, № 4.
6. Губенко Т. П. и Семенюк Г. Т., Пуск короткозамкнутого асинхронного двигателя от синхронного генератора соизмеримой мощности, сб. «Бесконтактные электрические машины, ЦИНТИэлектропром», 1962.
7. Блох З. Ш., Регулирование машин, Гостехиздат, 1950.
8. Левин М. И., Автоматизация дизель-генераторных установок, Машгиз, 1963.
9. Кадымов Я. Б. и Расулов М. М., К расчету электромеханических процессов в системе асинхронный двигатель—синхронный генератор соизмеримой мощности, «Электричество», 1960, № 2.

[11.1.1965]

УДК 621.313.322—82:001.24

Влияние электромагнитного момента и магнитных сил на колебания обмоток статора синхронной машины

Х. ПРАДО ФЕРНАНДЕС и Ю. М. ЭЛЬКИНД

Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики

Статистические данные показывают, что основной причиной аварийности синхронных машин и особенно крупных гидрогенераторов является повреждение изоляции их обмоток [Л. 1]. Тензо- и виброметрические испытания, осмотры и анализ опыта эксплуатации генераторов показывают, что во многих случаях повреждения изоляции обмоток статоров носят механический характер.

Изучение опыта эксплуатации и результаты исследования свидетельствуют о том, что повреждения изоляции обмоток статоров синхронных машин из-за механических воздействий происходят главным образом во время переходных процессов. В частности, интенсивные разрушения изоляции могут возникнуть при ее ударном смятии.

Во Всесоюзном научно-исследовательском институте электроэнергетики проанализировано вибрационное состояние статоров большого числа явнопольных синхронных машин, а также исследована выносливость компаундированной изоляции при чистом изгибе, изгибе со смятием и ударном смятии. Полученные при этом данные показали, что при нормальном исполнении и удовлетворительном состоянии машины деформация изоляции обмотки статора в процессе ее эксплуатации и, в частности,

при самосинхронизации не вызывает значительного уменьшения ее электрической прочности. Однако при неудовлетворительной сборке активной части статора и плохом креплении обмоток, в особенности в местах их выхода из пазов, вибрация обмоток и деформация ее изоляции увеличиваются и могут вызвать ее повреждение.

Известны случаи, когда неудовлетворительное крепление обмотки в пазах статора крупных гидрогенераторов приводило к интенсивному истиранию изоляции из-за радиальных перемещений стержней и активной стали. При неудовлетворительном креплении лобовых частей обмотки, неплотной посадке и плохой расклиновке стержней в местах выхода обмотки из пазов статора возникало особенно опасное для компаундированной изоляции ударное смятие из-за больших тангенциальных перемещений стержней относительно активной стали [Л. 2].

Выбор систем и разработка конструкций креплений обмоток статора синхронных машин основаны на расчетах электродинамических сил, возникающих при взаимодействии токов в обмотках и замкнутых контурах машины.

В литературных источниках и заводских расчетных записках указывается на необходимость рас-

считывать крепления обмотки статора только на электродинамические усилия. В то же время опыт эксплуатации и результаты исследования показывают, что на обмотку синхронных машин, кроме электродинамических сил, действуют инерционные силы, которые возникают при колебаниях статора, вызываемых переменными составляющими магнитных сил и электромагнитного момента, и обуславливают перемещение обмоток относительно активной стали статора.

В ряде случаев, например для крупных гидро- и турбогенераторов с упругой подвеской сердечника, когда инерционные силы велики, пренебрежение их воздействием на обмотки статора может привести к повреждениям машин и авариям.

Целью статьи является обоснование необходимости учета инерционных сил при расчете и выборе системы креплений обмоток статора крупных синхронных машин.

Возможность относительных перемещений лобовых частей обмоток статора под влиянием только инерционных сил подтверждена экспериментально в режимах холостого хода и резкого уменьшения нагрузки.

Как видно из приведенных в таблице данных, наибольшие перемещения обмоток возникают в процессе изменения возбуждения машины на холостом ходу и соответствуют резонансу радиальных вибраций статора с полюсной частотой $f \approx 100$ гц. При этом перемещения головки лобовой части составляют 90—440 мк.

Перемещения головки лобовой части при резких уменьшениях нагрузки составляют 170—240 мк, а для последнего генератора доходят до 630 мк.

Из содержащихся в таблице данных следует, что наибольшие перемещения лобовых частей возникают в тангенциальном направлении. Однако в радиальном направлении они также довольно велики и часто соизмеримы с тангенциальными.

Влияние электромагнитного момента на колебания статора и его обмоток подтверждается их за-

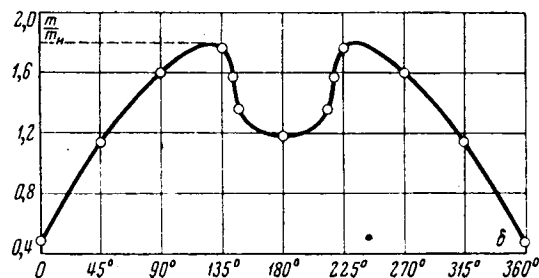
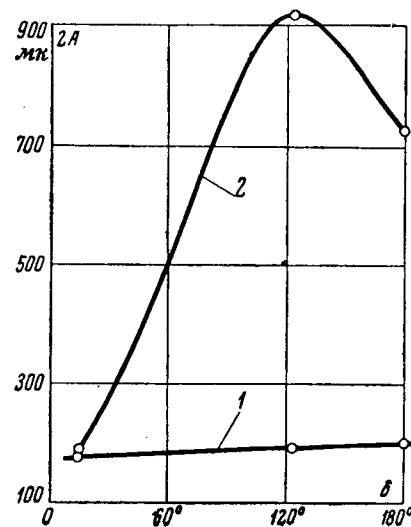


Рис. 1. Максимальные электромагнитные моменты при самосинхронизации гидрогенератора 2.

(см. таблицу).
 $E_r = 0,15 U_n$; $U_c = 1$; $x_{вн} = 0$; $s \approx 0$.

Рис. 2. Зависимость средних значений вибраций полки статора гидрогенератора 2 от угла δ .

$E_r = (0,1-0,15) U_n$;
 $s \leq 2-3\%$, $t_{ст} = 28-34^\circ \text{C}$. 1 — радиальные вибрации; $f = 50$ гц; 2 — тангенциальные вибрации $f = 18$ гц.



висимостью от угла δ между э. д. с. машины и напряжением сети при самосинхронизации генератора, имеющего большое остаточное напряжение.

Из приведенных на рис. 1 и 2 графиков следует, что с увеличением угла δ от 15—20 до 105—140°

Максимальные перемещения (мк) лобовых частей обмоток гидрогенераторов

№ п/п.	Тип генератора	Холостой ход при $U_r = U_n (f = 100 \text{ гц})$				Холостой ход с включением и отключением автомата гашения поля ($f = 100 \text{ гц}$)				Резкое уменьшение нагрузки			
		В месте выхода обмотки из паза		В головке лобовой части		В месте выхода обмотки из паза		В головке лобовой части		В месте выхода обмотки из паза		В головке лобовой части	
		В тангенциальном направлении	В радиальном направлении	В тангенциальном направлении	В радиальном направлении	В тангенциальном направлении	В радиальном направлении	В тангенциальном направлении	В радиальном направлении	В тангенциальном направлении	В радиальном направлении	В тангенциальном направлении	В радиальном направлении
1	ВГС 700/100-48	40	40	250	40	130	135	280	115	—	—	—	—
2	ВГС 700/100-48*	70	25	90	85	90	35	120	170	—	—	—	—
3	ВГС 700/100-48	55	35	—	—	70	40	—	—	—	—	—	—
4	ВГС 700/100-48	60	25	—	—	—	—	—	—	130	—	—	—
5	СВ 655/110-32**	—	—	110	—	—	—	—	—	100	60	175	—
6	СВ 1340/150-96	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	240	170
7	GS-2621	—	—	—	530	—	—	—	440	—	—	—	—
8	СВ 1160/160-72	—	—	70	—	—	—	90	—	—	—	630	—

Примечание. Частота тангенциальных перемещений обмоток при резких уменьшениях нагрузки равняется 30—150 гц;

* Генератор испытан после реконструкции креплений лобовых частей обмотки;

** Генератор испытан после капитального ремонта с заменой обмотки.

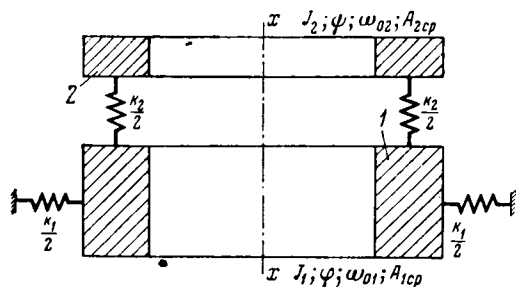


Рис. 3. Механическая схема замещения статора гидрогенератора.

1 и 2 — эквивалентные цилиндры, замещающие стальные конструкции и лобовые части обмотки статора.

электромагнитный момент увеличивается в 2,5 раза, а тангенциальные колебания полки статора генератора 2 примерно в 4 раза. Было также обнаружено увеличение средних относительных перемещений головок лобовых частей обмотки в 1,7 раза.

Следует отметить, что токи статора при этом увеличиваются примерно на 15—19%, а соответствующие электродинамические силы в 1,3—1,4 раза.

Для подтверждения результатов экспериментальных исследований и количественной оценки влияния электромагнитного момента на перемещение лобовых частей был проведен расчет тангенциальных колебаний статора гидрогенераторов 2 и 5. Ниже приводим приближенный расчет генератора 5.

Экспериментально установлено, что вибрации активной стали полок и корпуса статора генератора имеют синусоидальную форму и сравнительно небольшой разброс амплитуд. Это позволило в первом приближении рассматривать статор как систему с сосредоточенной массой, т. е. как жесткий эквивалентный цилиндр, гибко связанный элементами креплений с фундаментом. При этом момент инерции J_1 и частота тангенциальных колебаний ω_{01} этого цилиндра приняты равными соответствующим величинам реальных стальных конструкций статора, а их амплитуда — средней величине вибраций реального статора.

Корзинки лобовых частей обмоток статора также рассматривались как жесткие эквивалентные цилиндры, гибко связанные со статором, т. е. каждая из корзинок рассматривалась как линейная система с сосредоточенной эквивалентной массой.

Такое представление является довольно грубым приближением к действительности и оно пригодно только для ориентировочных расчетов.

Учитывая, что для указанного генератора нижние и верхние лобовые части практически симметричны, в расчетной схеме принят один цилиндр, эквивалентный обоим корзинам лобовых частей, и весь статор рассматривается как динамическая система с двумя степенями свободы.

На рис. 3 изображена расчетная схема статора, на основании которой тангенциальные колебания обмотки можно анализировать без учета затухания следующей системой линейных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами:

$$J_1 \ddot{\varphi} + k_1 \varphi - k_2 (\psi - \varphi) = F(t) \quad (1)$$

и

$$J_2 \ddot{\psi} + k_2 (\psi - \varphi) = 0, \quad (2)$$

где φ и ψ — углы закручивания эквивалентных цилиндров стальных конструкций и лобовых частей статора относительно оси вала генератора;

J_1 и J_2 — моменты инерции масс эквивалентных цилиндров стальных конструкций и лобовых частей обмоток статора относительно оси вала генератора;

k_1 и k_2 — соответственно коэффициенты жесткости эквивалентного цилиндра статора по отношению к фундаменту и эквивалентного цилиндра лобовых частей обмотки по отношению к стали статора.

Вид функции возмущения $F(t)$ эквивалентного цилиндра стальных конструкций статора зависит от режима агрегата. При резком уменьшении нагрузки

$$F(t) = M_0, \text{ если } t < 0, \quad \left. \begin{array}{l} \\ F(t) = 0, \text{ когда } t \geq 0. \end{array} \right\} \quad (3)$$

и

Если $t \leq 0$, то $\varphi = \varphi_0$ и $\psi = \psi_0$, (т. е. $\dot{\varphi}_0 = \dot{\psi}_0 = 0$).

В этом случае на основании выражения (1) получим:

$$\left. \begin{array}{l} k_1 = \frac{M_0}{\varphi_0} [\text{кгм}]; \\ M_0 = \frac{P}{n} 975 [\text{кгм}], \end{array} \right\} \quad (4)$$

где P — нагрузка генератора, кВт;

n — скорость вращения гидрогенератора, об/мин;

φ_0 — угол закручивания статора, рад.

Таким образом, статический коэффициент жесткости статора k_1 может быть вычислен из опытных данных по осциллограмме тангенциальных колебаний стальных конструкций статора при резком уменьшении нагрузки.

Рассматривая свободные тангенциальные колебания статора после резкого уменьшения нагрузки, т. е. полагая $F(t)$ в уравнении (1) равным нулю, получаем:

$$\left. \begin{array}{l} \varphi = \Phi_1 \cos \omega_1 t + \Phi_2 \cos \omega_2 t; \\ \psi = \Psi_1 \cos \omega_1 t + \Psi_2 \cos \omega_2 t. \end{array} \right\} \quad (5)$$

Коэффициенты распределения первой и второй форм колебаний равны:

$$\gamma_1 = \frac{\Phi_1}{\Psi_1} = \frac{k_2 - J_2 \omega_1^2}{k_2} = \frac{k_2}{k_1 + k_2 - J_1 \omega_1^2} = 1 - \frac{\omega_1^2}{\omega_{02}^2}; \quad (6)$$

$$\gamma_2 = \frac{\Phi_2}{\Psi_2} = \frac{k_2 - J_2 \omega_2^2}{k_2} = \frac{k_2}{k_1 + k_2 - J_1 \omega_2^2} = 1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_{02}^2}, \quad (7)$$

где $\omega_{01} = \sqrt{\frac{k_1}{J_1}}$ и $\omega_{02} = \sqrt{\frac{k_2}{J_2}}$ — парциальные частоты эквивалентных цилиндров стали и лобовых частей статора.

Так как $\omega_1 < \omega_{02}$, то из выражения (6) следует, что

$$0 < \frac{\Phi_1}{\Psi_1} < 1,$$

т. е. для первой формы колебания лобовых частей и стали синфазны, а амплитуда колебаний лобовых частей больше, чем стали.

Из уравнений (6) и (7) находим коэффициенты жесткости:

$$k_1 = J_1 \omega_1^2 + k_2 \frac{1 - \gamma_1}{\gamma_1}; \quad (8)$$

$$k_2 = \frac{J_2 \omega_2^2}{1 - \gamma_2}. \quad (9)$$

На основе анализа осциллограмм тангенциальных колебаний стальных конструкций и лобовых частей обмоток статора рассматриваемого генератора можно сделать следующие выводы.

Колебания лобовых частей в тангенциальном направлении имеют несинусоидальную форму. Рассматривая их как почти периодические колебания, можно выделить две основные гармонические составляющие с частотами $f'_1 = 35-40$ гц и $f'_2 \approx 90$ гц.

Низкочастотное колебание хорошо соответствует частоте основной формы тангенциальных колебаний стали статора:

$$f'_{1cp} = f_1 = 38 \text{ гц.}$$

Колебания с частотой $f'_2 = 90$ гц соответствуют собственным тангенциальным колебаниям корзинки лобовых частей. Достоверность последнего была подтверждена при рассмотрении вынужденных колебаний корзинки лобовых частей обмотки статора генератора 5 (см. таблицу) при помощи специального вибратора. Поэтому в качестве частоты собственных колебаний корзинки была принята частота $f_{02} = f'_2 = 90$ гц.

Колебания стальных конструкций статора в тангенциальном направлении имеют практически синусоидальную форму и частоту $f_1 \approx 38$ гц.

Поэтому $\Phi_2 \approx 0$

и

$$\gamma_2 = \frac{\Phi_2}{\Psi_2} = 0.$$

Тогда

$$k_2 \approx J_2 \omega_2^2, \quad (10)$$

а

$$k_1 = J_1 \omega_1^2 + J_2 \omega_2^2 \frac{1 - \gamma_1}{\gamma_1}. \quad (11)$$

Из выражения (7) следует, что

$$\gamma_2 = 0 = 1 - \frac{\omega_2^2}{\omega_{02}^2}$$

или

$$\omega_2 = \omega_{02}, \quad (12)$$

т. е. парциальная и нормальная частоты колебаний лобовых частей обмотки практически одинаковы.

В этом случае на основании равенства (6) найдем:

$$\gamma_1 = 1 - \frac{\omega_1^2}{\omega_2^2} = 1 - \frac{f_1^2}{f_2^2} = 1 - \left(\frac{38}{90}\right)^2 \approx 0,82. \quad (13)$$

Подставив в формулы (10) и (11) моменты инерции $J_1 = 125 \cdot 10^8 \text{ кгм} \cdot \text{сек}^2$ и $J_2 = 6 \cdot 10^3 \text{ кгм} \cdot \text{сек}^2$, вычисленные по заводским данным, получим:

$$k_2 = J_2 \omega_2^2 = 6 \cdot 10^3 \cdot 39,4 \cdot 90^2 \approx 19,2 \cdot 10^8 \text{ кгм} \quad (14)$$

и

$$k_1 = J_1 \omega_1^2 + k_2 \frac{1 - \gamma_1}{\gamma_1} = 125 \cdot 10^8 \cdot 39,4 \cdot 38^2 + 19,2 \cdot 10^8 \cdot 0,22 \approx 75,4 \cdot 10^8 \text{ кгм}. \quad (15)$$

Парциальная частота

$$f_{01} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_1}{J_1}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{75,4 \cdot 10^8}{125 \cdot 10^8}} \approx 39,2 \text{ гц.} \quad (16)$$

Принимая во внимание, что $f_1 = 38$ гц, $f_{02} = 90$ гц и $f_{02} \approx f_2$, убедимся, что известное для двухмассовой колебательной системы соотношение

$$f_1 \leq f_{01} < f_{02} \leq f_2 \quad (17)$$

удовлетворяется.

Коэффициент жесткости k_1 может быть также вычислен на основании выражения (4).

Амплитуда незатухающего тангенциального колебания эквивалентного цилиндра статора определялась по среднему значению $2A_T = 75 \text{ мк}$ тангенциальной вибрации стали в первый период колебания после резкого уменьшения нагрузки с учетом логарифмического декремента затухания $\phi = 0,94$:

$$A_{01 \text{ ср}} = \frac{2A_T}{e^{-\phi} + e^{-\phi/2}} = 74 \text{ мк.} \quad (18)$$

А так как

$$\varphi_0 = \frac{A_{01 \text{ ср}}}{R_{1 \text{ экв}}} = \frac{0,074}{3350} = 2,21 \cdot 10^{-5} \text{ рад}, \quad (19)$$

где через

$$R_{1 \text{ экв}} \approx \sqrt{\frac{J_1}{m_1}} = \sqrt{\frac{125 \cdot 10^8}{11 \cdot 10^3}} \approx 3350 \text{ мм} \quad (20)$$

и

$$m_1 = 11 \cdot 10^3 \text{ кг} \cdot \text{сек}^2/\text{м}$$

соответственно обозначены радиус инерции и масса эквивалентного цилиндра стали статора, то

$$k_1 = \frac{M_0}{\varphi_0} = \frac{195 \cdot 10^3}{2,2 \cdot 10^{-5}} \approx 88,0 \cdot 10^8 \text{ кгм}, \quad (21)$$

где

$$M_0 = M_H = \frac{P}{n} 975 = 195 \cdot 10^3 \text{ кгм.}$$

Коэффициенты жесткости k_1 , вычисленные по формулам (15) и (21), отличаются примерно на 12%, что объясняется несовершенством принятой схемы замещения статора, а также погрешностями при определении ω_1 и ω_2 .

Найдем амплитудно-частотную характеристику $\Pi(\omega)$ относительных тангенциальных колебаний

лобовых частей обмотки статора генератора. Для этого примем, что в правой части выражения (1):

$$F(t) = M_2 \sin \omega(t). \quad (22)$$

В этом случае найдем частное решение уравнений (1) и (2):

$$\varphi = \Phi \cos \omega t; \quad (23)$$

$$\psi = \Psi \cos \omega t, \quad (24)$$

где

$$\Phi = \frac{q(c - \omega^2)}{(a - \omega^2)(c - \omega^2) - bc} = \frac{q(\omega_{02}^2 - \omega^2)}{(a - \omega^2)(\omega_{02}^2 - \omega^2) - b\omega_{02}^2}; \quad (25)$$

$$\Psi = \frac{qc}{(a - \omega^2)(c - \omega^2) - bc} = \frac{q\omega_{02}^2}{(a - \omega^2)(\omega_{02}^2 - \omega^2) - b\omega_{02}^2}. \quad (26)$$

Тогда

$$\Pi(\omega) = (\Phi - \Psi) R \cdot 10^6 = \frac{qR \cdot 10^6 \xi^2}{(b - a) + \xi^2(a + \omega_{02}^2) - \omega_{02}^2 \xi^4}, \quad (27)$$

где

$$\xi = \frac{\omega}{\omega_2};$$

$$\omega_2 = \omega_{02};$$

$$a = \frac{k_1 + k_2}{J_1};$$

$$b = \frac{k_2}{J_1};$$

$$c = \frac{k_2}{J_2} = \omega_{02}^2;$$

$$q = \frac{M_2}{J_1};$$

$$R = \sqrt{\frac{J_2}{m_2}};$$

$m_2 = 620 \text{ кг} \cdot \text{сек}^2/\text{м}$ — масса эквивалентного цилиндра лобовых частей обмотки статора.

Подставив соответствующие численные значения в выражение (27), получим частотную характеристику:

$$\Pi(\omega) = \frac{M_2 \xi^2}{-0,13 \cdot 10^5 \xi^4 + 0,16 \cdot 10^5 \xi^2 - 2,4 \cdot 10^5}. \quad (28)$$

Из равенства (27) можно найти зависимость относительных перемещений лобовых частей $\Pi(k_2)$ обмотки статора генератора от их коэффициента жесткости k_2 для возмущения с заданной постоянной частотой ω при $k_1 = \text{const}$.

На рис. 4 приведен график $\Pi_1(k_2)$ для несимметричной нагрузки генератора 5 (см. таблицу) при переменной (100 гц) слагающей электромагнитного момента

$$F(t) = M_2 \sin 2\omega_c t,$$

где

$$M_2 = 0,2 M_H.$$

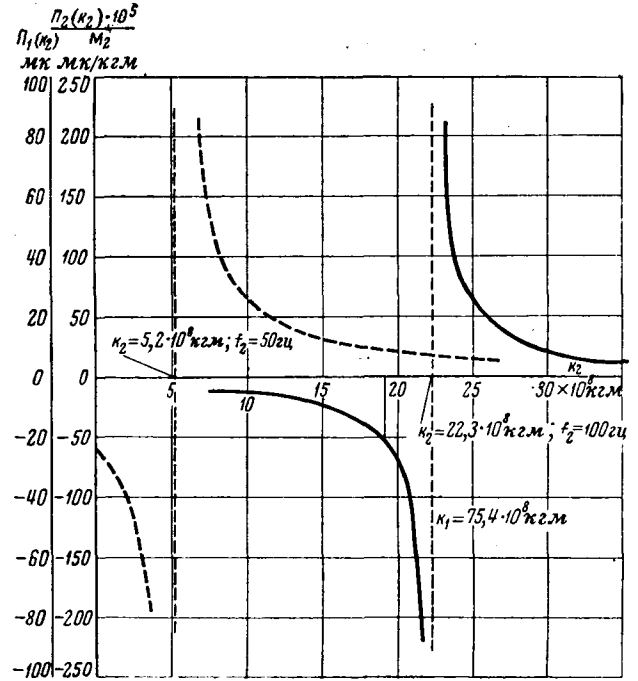


Рис. 4. Зависимости относительных тангенциальных колебаний лобовых частей обмотки статора генератора 5 от их жесткости.

— $\Pi_1(k_2)$ при действии несимметричной нагрузки с электромагнитным моментом $M = 0,2 M_H \sin 2\omega_c t$; — — — $\Pi_2(k_2)$ при действии незатухающего в процессе самосинхронизации электромагнитного момента $M = M_2 \sin \omega_c t$.

Подставив в уравнение (27) значения

$$M_2 = 0,2 M_H$$

и

$$\xi = \frac{\omega}{\omega_{02}} = \frac{628}{\sqrt{\frac{k_2}{J_2}}},$$

получим:

$$\Pi_1(k_2) = \frac{1}{1,56 \cdot 10^{-10} k_2 - 0,348}. \quad (29)$$

На рис. 4 построена также зависимость

$$\Pi_2(k_2) = \frac{M_2}{29,9 \cdot 10^{-7} k_2 - 1,56 \cdot 10^5}, \quad (30)$$

полученная при воздействии на генератор в процессе его самосинхронизации незатухающей составляющей электромагнитного момента $F(t) = M_2 \sin \omega_c t$ с частотой $\omega_c = 314$.

Из анализа изображенных на рис. 4 графиков следует, что для предотвращения резонансов нормальные собственные частоты f_1 и f_2 должны быть достаточно удалены от частот возмущений f_c и $2f_c$, для чего необходимо, чтобы

$$f_1 < f_c < 2f_c < f_2.$$

Для уменьшения перемещений лобовых частей генератора необходимо, чтобы коэффициент их жесткости был выше $25 \cdot 10^8 \text{ кг/м}$, т. е. чтобы вторая собственная частота системы f_2 была больше 100 гц. Уменьшение коэффициента жесткости $k_2(f_2)$ хотя и уменьшит перемещения обмотки $\Pi_1(k_2)$ под воздействием возмущающего момента частотой 100 гц, но приведет к нежелательному увеличению перемеще-

ний $\Pi_2(k_2)$ от основной составляющей (50 гц) переходного электромагнитного момента.

В тех случаях, когда жесткости лобовых частей обмотки статора и их креплений малы и вторая нормальная частота f_2 близка к 100 гц, перемещения лобовых частей от возмущающих сил частотой 100 гц довольно велики, как например, у генераторов 2, 5 и 7 (см. таблицу).

Представленные на рис. 4 зависимости получены без учета затухания колебания лобовых частей обмотки. Действительные перемещения обмотки будут меньше. Однако результаты расчетов, проведенных с учетом реальных затуханий, определенных при натурных испытаниях, показывают, что действительные перемещения обмотки значительно отличаются от полученных без учета затуханий только в областях, очень близких к резонансам.

Для учета влияния электромагнитного момента на колебания лобовых частей обмотки статора при самосинхронизации гидрогенератора 5 (см. таблицу) решим систему уравнений (1) и (2), когда

$$F(t) = M_n m^* = M_n U^2 \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x''_q} \right) \times \\ \times (1 - \cos t) \sin(2\delta_0 + t), \quad (31)$$

где m^* — переходный электромагнитный момент в относительных единицах при скольжении $s=0$ [Л. 3].

Учитывая, что максимальная амплитуда момента возникает при

$$\delta_0 = \frac{\pi}{4} (1 + 2k),$$

где k равно 0, 1, 2 и т. д. и что для указанного генератора

$$x''_d = x'_d = 0,36;$$

$$x'_q = x_q = 0,78;$$

получим для $\delta_0 = \frac{\pi}{4} (k=0)$:

$$F(t) = 1,5 M_n (\cos t - \cos^2 t) = \\ = 1,5 M_n \left(\cos t - \frac{1}{2} - \frac{1}{2} \cos 2t \right). \quad (32)$$

Решив уравнения (1) и (2) с учетом выражения (32) при нулевых начальных условиях и подставив соответствующие численные значения коэффициентов, получим:

$$\Pi(t) = 90 \cos 314t + 90 \cos 628t - 53 \cos 238t - \\ - 127 \cos 578t. \quad (33)$$

Расчет $\Pi(t)$ по формуле (33) показывает, что наибольшее тангенциальное перемещение лобовых частей ($2A_m$) в процессе самосинхронизации гене-

ратора только под влиянием электромагнитного момента равно 580 мк.

Для перехода от полученного из расчета перемещения условного цилиндра, эквивалентного корзине лобовых частей обмотки, к реальным перемещениям воспользуемся коэффициентом пересчета, полученным [Л. 4]. Экспериментальные исследования показали, что форма прогиба реальных лобовых частей обмотки близка к прямолинейной [Л. 5]. В этом случае коэффициент пересчета равен:

$$\gamma = \frac{\int_0^l \Psi_1(y) dy}{\int_0^l \Psi_1^2(y) dy} = 1,5,$$

где

$$\Psi_1(y) = \frac{\Delta(y)}{\Delta(y_l)},$$

$\Delta(y) = ay$ — функция формы прогиба лобовой дуги;

$\Delta(y_l) = al$ — максимальный прогиб лобовой дуги у ее головки.

Поэтому расчетное перемещение головок лобовых дуг равно $2A_m = 870$ мк.

На основании анализа осциллограмм самосинхронизации генератора 5 установлено, что максимальное тангенциальное перемещение головок лобовых частей обмоток под влиянием всех сил, включая электродинамические, равно 1700 мк.

Таким образом, доля перемещения лобовых частей обмоток, возникающего только под влиянием электромагнитного момента, составляет около 50% полного перемещения.

Литература

1. Белова Л. А., Линдорф Л. С. и Мамиконянц Л. Г., Анализ повреждений статора генераторов за 1949—1955 г., сб. «Изоляция электрических машин», ЦБТИ НИИЭлектропромышленности, 1958.

2. Прадо Фернандес Х. и Элькинд Ю. М., Прочность компаундированной изоляции при ударно-циклических нагрузках, «Вестник электропромышленности», 1963, № 5.

3. Мамиконянц Л. Г., Токи и моменты вращения, возникающие в синхронной машине при включении ее способом самосинхронизации, Труды ЦНИЭЛ, т. IV, Госэнергоиздат, 1956.

4. Прадо Фернандес Х. и Цветков В. А., Эквивалентная схема замещения для расчета крутильных колебаний лобовых частей обмоток статора гидрогенератора, Труды ВНИИЭ, т. 25, Госэнергоиздат.

5. Петров Ю. В. и Прадо Фернандес Х., Стеновые испытания лобовых дуг обмотки статора гидрогенератора типа ВГС-700/100-48 по определению некоторых механических параметров, Труды ВНИИЭ, т. 25, Госэнергоиздат.

[15.3.1965]



Расчет характеристик симметричных режимов асинхронной машины с возбуждением от статических конденсаторов

Доктор техн. наук, проф. Т. П. ГУБЕНКО и инж. Р. В. ФИЛЬЦ

Львовский политехнический институт

При расчете характеристик асинхронных машин с конденсаторным возбуждением [Л. 1—3], применяемых в автономных установках небольшой мощности в качестве генераторов переменного тока, обычно используют Г-образную схему замещения с вынесенным намагничивающим контуром. В этой схеме замещения отсутствует э. д. с., индуктируемая рабочим магнитным потоком, а также реальный намагничивающий ток, т. е. неизвестно фактическое магнитное состояние машины. Встречающиеся в расчетах величины намагничивающего и вторичного токов не отображают реальных физических величин, что снижает точность и наглядность расчета. Применение Г-образной схемы замещения к расчету тормозных характеристик при переменной скорости вращения сопряжено с известными трудностями, поэтому эти характеристики рассчитываются приближенно [Л. 3 и 4].

Использование Т-образной схемы замещения, приведенной к номинальной частоте [Л. 5], позволяет значительно упростить расчет характеристик и повысить точность результатов. При этом внешние и регулировочные характеристики при работе машины генератором, а также механические характеристики асинхронного двигателя рассчитываются по единой методике, изложению которой посвящена настоящая статья.

Схема замещения одной фазы машины изображена на рис. 1. При переменной частоте тока статора сопротивление ветвей удобно выразить через параметр

$$\alpha = \frac{f_1}{f_0}, \quad (1)$$

где f_1 и f_0 — текущая и номинальная частоты машины.

Относительное скольжение

$$s = \frac{f_2}{f_1} = \frac{f_2}{f_0} \frac{f_0}{f_1} = \frac{\beta}{\alpha},$$

где f_2 — частота тока ротора;

β — параметр абсолютного скольжения.

Потери в стали статора с достаточной точностью определяются формулой

$$Q_c = c \Phi^2 f_1^{1,3} = c \Phi^2 f_0^{1,3} \alpha^{1,3}, \quad (2)$$

где c — постоянная;

Φ — рабочий магнитный поток машины.

Согласно схеме замещения рис. 1 имеем:

$$Q_c = 3 \frac{(E^0 \alpha)^2}{r_\mu} = 3 \frac{(4,44 \Phi \omega k_w f_0)^2}{r_\mu} \alpha^2, \quad (3)$$

откуда с учетом (2) определяем:

$$r_\mu = 3 \frac{(4,44 \omega k_w)^2}{c} f_0^{0,7} \alpha^{0,7} = r_\mu^0 \alpha^{0,7}, \quad (3')$$

где ω и k_w — соответственно число витков и обмоточный коэффициент фазы статора.

Из (3') следует, что сопротивление, соответствующее потерям в стали, зависит только от параметра α и не зависит от насыщения. При последовательном включении сопротивлений r_μ и x_μ первое зависит от насыщения весьма сложным образом [Л. 6].

Разделим все сопротивления схемы замещения рис. 1 на параметр α , сохраняя токи неизменными, что равносильно приведению к номинальной частоте. Для полученной путем такого преобразования схемы замещения имеем:

$$I_1 + I'_2 = I_{\mu a} + I_{\mu r}; \quad (4)$$

$$I_1 = \frac{\dot{E}^0}{z_1} = \dot{E}^0 y_1; \quad (5)$$

$$I'_2 = \frac{\dot{E}^0}{z'_2} = \dot{E}^0 y'_2; \quad (6)$$

$$I_{\mu r} = -\frac{\dot{E}^0}{j x_\mu^0} = \dot{E}^0 j b_\mu^0; \quad (7)$$

$$I_{\mu a} = -\frac{\dot{E}^0}{r_\mu^0 \alpha^{-0,3}} = \dot{E}^0 g_\mu^0 \alpha^{0,3}, \quad (8)$$

где

$$z_1 = \frac{r_1}{\alpha} + j x_1^0 - \frac{j}{\alpha} \frac{z_{H(\alpha)} x_c^0}{\alpha z_{H(\alpha)} - j x_c^0}; \quad (9)$$

$$z'_2 = \frac{r'_2}{\beta} + j x_2'^0. \quad (10)$$

Совместное решение (4) — (8) приводит к уравнению проводимостей:

$$y'_2 + y_1 + g_\mu^0 \alpha^{0,3} - j b_\mu^0 = 0. \quad (11)$$

Каждое из слагаемых левой части уравнения (11) зависит только от одной переменной: проводимость контура намагничивания b_μ^0 от намагничивающего тока, т. е. от насыщения; проводимость цепи ротора y'_2 — от параметра β относительной частоты тока ротора; полная проводимость цепи статора y_1 — от параметра α относительной частоты тока статора, а при неизменной частоте (при работе

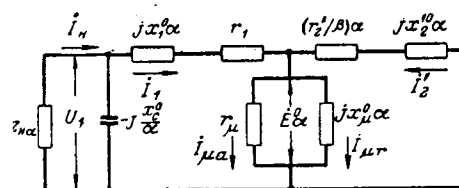


Рис. 1. Схема замещения. Сопротивления x_1^0 , x_2^0 , x_μ^0 и x_c^0 соответствуют номинальной частоте.

генератором) — от величины сопротивления нагрузки z_n . Это свойство уравнения (11) позволяет строить геометрические места указанных проводимостей независимо друг от друга и от характера решаемой задачи.

Проводимость $g_\mu^0 \alpha^{0,3}$, соответствующая потерям в стали статора, практически не влияет на внешние, регулировочные и тормозные характеристики асинхронной машины. Ее влияние отражается в основном на величине «греющих» потерь и на коэффициенте полезного действия. Оно может быть учтено после расчета режима работы, произведенного в предположении, что $g_\mu^0 = 0$. Тогда уравнение проводимостей приобретает более простой вид:

$$jb_\mu^0 - y'_2 = y_1 \quad (12)$$

В рабочем диапазоне нагрузок параметр β колеблется в пределах $-0,15 \leq \beta \leq 0$. При этом вытеснение тока в обмотке ротора отсутствует, и геометрическое место проводимости y'_2 является окружностью, диаметр которой равен:

$$D = \frac{1}{x_2^0 n_y},$$

где m_y — масштаб проводимости. Окружность имеет равномерную шкалу параметра абсолютного скольжения β (рис. 2).

В режиме внешней характеристики, т. е. при постоянной частоте тока статора и коэффициенте мощности нагрузки, геометрическое место проводимости y_1 также является окружностью (рис. 2), проходящей через точки холостого хода

$$y_{10} = \frac{1}{\frac{r_1}{\alpha} + j \left(x_1^0 - \frac{x_c^0}{\alpha^2} \right)}$$

и короткого замыкания

$$y_{1к} = \frac{1}{\frac{r_1}{\alpha} + jx_1^0}.$$

Центр окружности расположен на прямой, проведенной под углом

$$\varepsilon = \frac{\pi}{2} + \arctg \frac{x_1 - x_c}{r_1} + \arctg \frac{r_1}{x_1} + \varphi_n$$

к вектору \overline{AB} , определяющему разность проводимостей $y_{1к}$ и y_{10} .

При переменной частоте тока статора (при расчете механических характеристик двигателя) геометрическое место проводимости y_1 представляет более сложную кривую, которая рассчитывается по точкам в соответствии с принятой схемой подключения конденсаторов и нагрузочных сопротивлений.

Проводимость b_μ^0 рассчитывается по кривой намагничивания и строится в функции э. д. с. E^0 (рис. 3).

Каждый устойчивый режим работы машины изображается на диаграмме проводимостей (рис. 2) некоторым треугольником OCD , отражающим

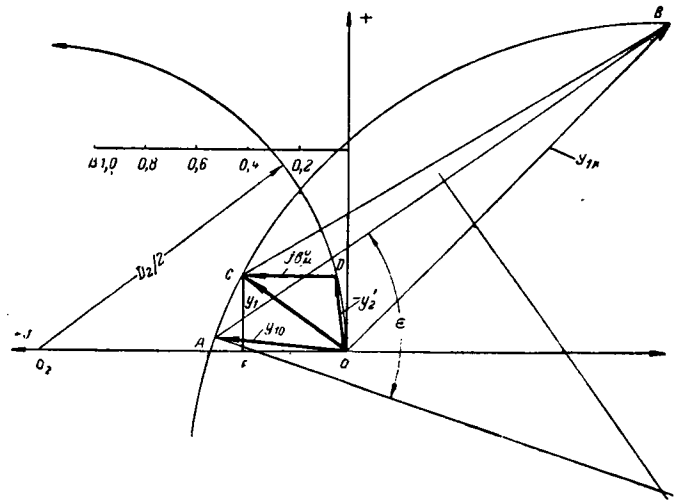


Рис. 2. Диаграмма проводимостей асинхронной машины с конденсаторным возбуждением.

в масштабе m_y уравнение (12). Для этого режима могут быть рассчитаны:

а) скорость вращения ротора

$$n = n_0 (\alpha - \beta); \quad (13)$$

б) токи ветвей схемы замещения:

$$I_1 = E^0 y_1 = E^0 \overline{OC} m_y = -E^0 \overline{OC} m_y; \quad (14)$$

$$I'_2 = E^0 y'_2 = E^0 \overline{OD} m_y = -E^0 \overline{OD} m_y; \quad (15)$$

$$I_{\mu r} = E^0 j b_\mu^0 = E^0 \overline{DC} m_y = -E^0 \overline{DC} m_y, \quad (16)$$

так как вектор E^0 направлен по отрицательной вещественной оси, т. е. $E^0 = -E^0$;

в) электромагнитный момент

$$M = 2,92 \frac{EI'_{2a}}{\alpha n_0} = 2,92 \frac{(E^0)^2 g'_2}{n_0}, \quad (17)$$

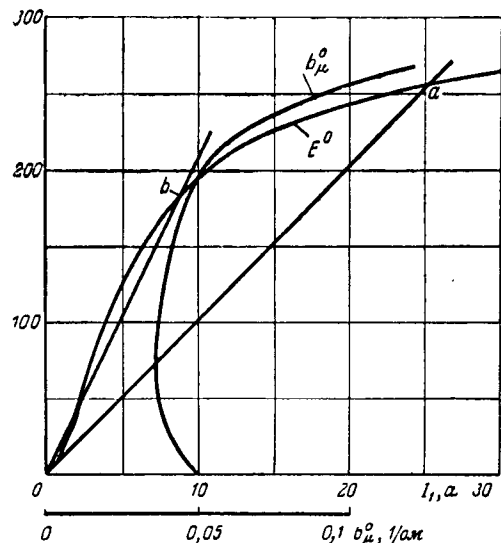


Рис. 3. Кривая намагничивания и зависимость $E^0 = f(b_\mu^0)$ двигателя МТ21-6.

где n_0 — синхронная скорость вращения при номинальной частоте тока статора;

$I'_{2a} = E^0 g'_2 = E^0 F C m_y$ — активная составляющая тока роторной цепи схемы замещения;

g'_2 — активная составляющая проводимости этой цепи;

г) механическая мощность (без учета момента холостого хода):

$$P_{\text{мех}} = 3 (E^0)^2 g'_2 (\alpha - \beta); \quad (18)$$

д) напряжение на нагрузке

$$U = \alpha \left| -\dot{E}^0 + I_1 \left(\frac{r_1}{\alpha} + jx_1^0 \right) \right| = \\ = \alpha E^0 \left| \frac{y_1 - y_{1к}}{y_{1к}} \right| = \alpha E^0 \frac{CB}{OB}; \quad (19)$$

е) потери в стали статора

$$Q_c = 3 (E^0)^2 g_\mu^0 \alpha^{1,3}. \quad (20)$$

Расчет характеристик. Расчет внешней характеристики асинхронного генератора, работающего на переменное сопротивление z_n .

По известным параметрам схемы замещения строятся геометрические места проводимостей y_1 и y'_2 . По кривой намагничивания рассчитывается и строится зависимость $E^0 = f(b_\mu^0)$.

Для произвольной величины э. д. с. E^0 определяется соответствующее ей значение b_μ^0 . Вектор $\overline{DC} = \frac{j b_\mu^0}{m_y}$ передвигается в комплексной плоскости таким образом, чтобы конец его скользил по геометрическому месту вектора y_1 .

Положение, при котором начало вектора \overline{DC} совпадает с геометрическим местом вектора $-y'_2$, определяет искомое решение уравнения проводимостей. Соответствующие ему ток и напряжение в цепи статора определяются по формулам (14) и (19). Остальные точки внешней характеристики строятся аналогично, при других значениях E^0 .

Расчет регулировочной характеристики сводится к определению такого закона изменения проводимости y_1 в функции сопротивления нагрузки, при котором напряжение на нагрузке остается неизменным. В этом случае геометрическое место вектора y_1 является искомым.

Согласно уравнению (19) имеем:

$$CB = \frac{U}{\alpha E^0} OB.$$

Из центра в точке B для произвольной величины E^0 проводится дуга окружности радиуса CB . Соответствующий вектор $\frac{j b_\mu^0}{m_y}$ располагается в комплексной плоскости таким образом, чтобы конец его совпадал с дугой радиуса CB , а начало — с геометрическим местом проводимости — y'_2 . Положение конца вектора $\frac{j b_\mu^0}{m_y}$ определяет требуемую проводимость цепи статора. Определение емкости конденсаторов не представляет затруднений.

Порядок расчета остальных точек регулировочной характеристики идентичен.

Расчет механической характеристики $M = f(n)$ при неизменных параметрах схемы замещения.

Строятся частотные характеристики проводимостей y_1 и $-y'_2$ (рис. 4). Для произвольной величины параметра α из диаграммы определяется проводимость $b_\mu^0 = C D m_y$ и абсолютное скольжение β . Скорость и момент рассчитываются по формулам (13) и (17).

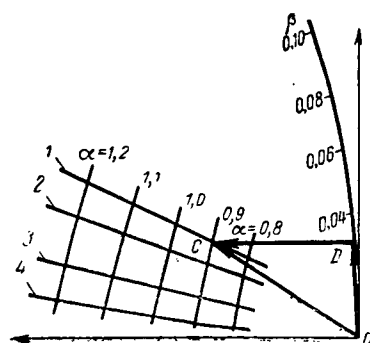
Расчет регулировочной характеристики $C = f(n)$ при $M = \text{пост.}$ Для произвольной величины E^0 по формуле (17) рассчитывается проводимость g'_2 . По диаграмме определяется соответствующий ей вектор y'_2 и параметр абсолютного скольжения β . Согласно уравнению (12) определяется проводимость y_1 . В соответствии со схемой включения конденсаторов и нагрузочных сопротивлений для найденной проводимости y_1 рассчитываются емкость конденсаторов и параметр α . Скорость вращения определяется по формуле (13).

Условия самовозбуждения асинхронной машины с конденсаторами в цепи статора при холостом ходе обычно определяются путем сравнения характеристики холостого хода машины и вольт-амперной характеристики емкости. Точка пересечения этих характеристик рассматривается как точка устойчивой работы в конце процесса самовозбуждения [Л. 1 и 7].

По аналогии с ламповыми генераторами здесь следует различать случаи «мягкого» и «жесткого» самовозбуждения. «Мягкое» самовозбуждение возникает самопроизвольно и соответствует случаю, когда вольт-амперная характеристика емкости расположена ниже кривой намагничивания в начальной ее части (рис. 3, прямая Oa). Часто оказывается, что вольт-амперная характеристика емкости пересекает кривую намагничивания в трех точках (прямая Ob). В этом случае «мягкое» самовозбуждение невозможно, и для запуска требуется подмагничивающий импульс, достаточный для того, чтобы перевести магнитное состояние двигателя в зону наименьшей проводимости b_μ^0 . Отношение критических проводимостей «жесткого» и «мягкого» самовозбуждений в машинах малой мощности в среднем находится в пределах 1,2 — 1,6.

Рис. 4. Частотные характеристики цепи статора и ротора двигателя МТ21-6 и диаграмма проводимостей.

Кривые 1, 2, 3, 4 соответствуют сопротивлениям z_n —
— $r_n = 7,1 \text{ ом}, 10,2 \text{ ом},$
— $23,5 \text{ ом и } \infty$



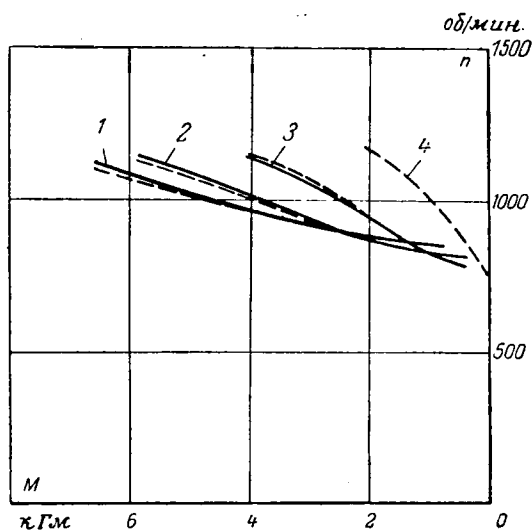


Рис. 5. Механические характеристики двигателя МТ21-6, соответствующие частотным характеристикам рис. 4.

----- расчет; — эксперимент.

При наличии заметной активной составляющей проводимости y_1 такой способ определения условий самовозбуждения неприменим. В этом случае задача должна решаться в комплексной плоскости с использованием такого уравнения проводимостей, которому должен удовлетворять любой устойчивый режим работы. Для самовозбуждения необходимо и достаточно, чтобы конец вектора проводимости y_1 находился внутри геометрического места вектора $-y'_2 + jb_{\mu\text{кр}}^0$, причем вместо $b_{\mu\text{кр}}^0$ следует подставлять критические проводимости „мягкого“ или, соответственно, „жесткого“ самовозбуждения. Процесс самовозбуждения при этом будет развиваться до тех пор, пока вследствие насыщения проводимость b_{μ}^0 не возрастет до величины, удовлетворяющей уравнению (12). Такой способ определения условий самовозбуждения весьма удобен, так как геометрическое место вектора $-y'_2 + jb_{\mu\text{кр}}^0$ не зависит от схемы включения и частоты тока статора и, следовательно, определение условий самовозбуждения сводится к расчету полной проводимости цепи статора, приведенной к номинальной частоте.

Экспериментальная проверка. Изложенная методика расчета проверялась на машинах с короткозамкнутым и фазным роторами (А41-4, АК51-4, МТ21-6). На рис. 5 в качестве примера приведены расчетные и экспериментальные механические характеристики двигателя МТ21-6 (6,5 кВт; 380/220 в;

922 об/мин, ПВ=15%) при замкнутой накоротко обмотке статора и параллельном подключении конденсаторов и нагрузочных сопротивлений в цепи ротора. Приведенные к обмотке статора параметры двигателя соответственно равны: $x_1=1,49$ ом, $r_1=0,96$ ом, $x'_2=1,2$ ом, $r'_2=1,38$ ом. Емкость во всех случаях оставалась постоянной и равной 965 мкф на фазу.

Из сравнения механических характеристик (рис. 5) видно, что шунтирование конденсаторов активными сопротивлениями позволяет в несколько раз повысить тормозной эффект. Нагрев обмоток двигателя при этом значительно уменьшается, так как большая часть энергии торможения выделяется в нагрузочных сопротивлениях.

Выводы. 1. Использование Т-образной схемы замещения асинхронной машины позволяет более просто и вместе с тем более точно рассчитывать характеристики машины с конденсаторным возбуждением в различных режимах путем графического решения нелинейного векторного уравнения проводимостей ветвей схемы замещения, приведенной к номинальной частоте.

2. Уравнение проводимостей позволяет весьма просто сформулировать условия «жесткого» и «мягкого» асинхронного самовозбуждения машины. Границей самовозбуждения независимо от скорости вращения и параметров цепи статора является одна и та же кривая в комплексной плоскости, представляющая собою геометрическое место приведенной проводимости ротора, сдвинутое на величину проводимости намагничивающего контура.

3. Предлагаемый метод расчета обеспечивает хорошую сходимость с экспериментом.

Литература

1. Рихтер Р., Электрические машины, т. 4, ОНТИ, 1936.
2. Иванов А. А., Асинхронный генератор для гидроэлектрических станций небольшой мощности, Госэнергоиздат, 1948.
3. Губенко Т. П., Торможение индукционного двигателя с возбуждением от конденсаторов, Научные записки ИМА АН УССР, вып. 2, 1954.
4. Петров Л. П., Механические характеристики асинхронных короткозамкнутых двигателей при конденсаторном торможении, Изв. вузов, «Электромеханика», 1959, № 9.
5. Кекот О. В. и Фильц Р. В., Расчет характеристик трехфазной асинхронной машины с конденсаторным возбуждением, Сб. научных работ аспирантов Львовского политехнического института, 1961.
6. Булгаков А. А., Частотное управление асинхронными двигателями, Изд-во АН СССР, 1955.
7. Поляк Н. А., Инженерный метод расчета зоны асинхронного самовозбуждения электрической машины, «Электричество», 1956, № 11.

[2.3.1965]



Исследование электропривода ножниц реверсивных обжимных прокатных станов

Инж. Б. Р. ГЕНДЕЛЬМАН

Москва

Производительность реверсивных обжимных горячепрокатных станов (блумингов и слябингов) и выход годного металла в значительной мере зависят от производительности ножниц, которую обуславливает максимальное число ходов или резов в минуту.

На тех реверсивных станах, где ножницы имеют высокую производительность, имеется достаточно времени для вырезки прибыльной части без избытка, благодаря чему повышается процент выхода годного металла. Наоборот, на тех прокатных станах, где ножницы имеют низкую производительность, резчик испытывает «напор» металла, поступающего из клетки, и вынужден ограничить число резов, отрезая при этом прибыльную часть с избытком.

Таким образом, повышение производительности ножниц (увеличение числа резов в минуту) является весьма важным средством повышения производительности реверсивного прокатного стана.

Типовой отечественной конструкцией являются ножницы закрытого типа [Л. 1].

Наибольшее распространение получили ножницы с редукторными электроприводами. Однако эти ножницы вследствие конструктивных особенностей не допускают большого числа резов в минуту и в ряде случаев не обеспечивают высокой производительности станом.

В табл. 1 приведены данные редукторных ножниц, установленных на реверсивных обжимных прокатных станах.

Как установлено опытом эксплуатации, повышение числа ходов ножниц ограничивается силой удара, возникающего в механизме при соприкосновении прижима и ножей с металлом. При больших значениях силы удара механизм может выйти из строя. Поэтому в эксплуатации в ряде случаев вынуждено снижают скорость перемещения ножей и, таким образом, мощные ножницы работают с производительностью значительно меньшей, чем проектная.

Для определения допустимого безаварийного числа ходов ножниц задаемся условной силой, действующей на детали ножниц в момент соприкосновения верхнего ножа и прижима с металлом:

$$F = \frac{A}{S} = \frac{102W_{\max}}{S \cdot 10^3} \quad [m] \quad (1)$$

где A — работа, производимая ножом, $кгм$;

S — условный путь ножа, $м$;

W_{\max} — кинетическая энергия маховых масс, приведенная к валу кривошипа, $квт \cdot сек$.

Условная величина силы удара может быть найдена также из следующего соотношения:

$$P = \frac{mv}{t} = \frac{Fv}{gt}, \quad (2)$$

где m — масса движущихся частей, $кг$;

v — линейная скорость кривошипа, или ножа при $\alpha = 90^\circ$, $м/сек$;

α — угол поворота кривошипа, отсчитываемый от начального положения, $град$;

g — ускорение силы тяжести, $м/сек^2$;

t — условное время действия силы, $сек$.

Подставляя значение F из (1) в (2), получаем, что условная сила удара

$$P_{\max} = \frac{102W_{\max}v_{\max}10^{-3}}{St} \quad [m]. \quad (3)$$

Как известно, кинетическая энергия масс, приведенная к валу кривошипа, равна:

$$W_{\max} = I \frac{\omega_{\max}^2}{2} = \frac{\Sigma GD^2 \omega_{\max}^2}{4 \cdot 2 \cdot 10^3} \quad [квт \cdot сек], \quad (4)$$

где I — момент инерции движущихся масс, $дж \cdot сек^2$;

GD^2 — маховой момент, приведенный к валу кривошипа, $кгм^2$;

ω — угловая скорость, $рад/сек$.

Максимальная линейная скорость кривошипа равна:

$$v_{\max} = \frac{\pi D_{кр} n_{\max}}{60} \quad [м/сек], \quad (5)$$

где $D_{кр}$ — диаметр кривошипа, $м$;

n_{\max} — максимальная скорость кривошипа, $об/мин$.

Подставляя значение W_{\max} и v_{\max} из (4) и (5) в (3) и принимая $\omega = \frac{\pi n}{30}$, получаем выражение для

условной величины максимальной силы удара:

$$P_{\max} = k \frac{i^2 \Sigma GD_{пр}^2 n_{\max}^3 D_{кр}}{St}, \quad (6)$$

где

$$k = \frac{102\pi^3}{8 \cdot 30^2 \cdot 10^6 \cdot 60} = 0,733 \cdot 10^{-8},$$

i — передаточное число редуктора;

$\Sigma GD_{пр}^2$ — маховой момент, приведенный к валу приводного двигателя, $кгм^2$.

При заданных величинах i , $D_{кр}$ и известной величине $\Sigma GD_{пр}^2$ выражение для условной силы удара запишется в виде

$$P_{\max} = k_1 n_{\max}^3, \quad (7)$$

где

$$k_1 = \frac{0,733 \cdot 10^{-8} i^2 D_{кр} \Sigma GD_{пр}^2}{St}.$$

Таким образом, условная сила удара в данных ножницах прямо пропорциональна кубу скорости.

При переходе на новую скорость условная сила удара изменяется (увеличивается или уменьшает-

ся) прямо пропорционально отношению скоростей в третьей степени:

$$\frac{P_{1 \text{ макс}}}{P_{\text{макс}}} = \left(\frac{n_{1 \text{ макс}}}{n_{\text{макс}}} \right)^3, \quad (8)$$

откуда

$$n_{\text{макс}} = \frac{n_{1 \text{ макс}} \sqrt[3]{P_{1 \text{ макс}}}}{\sqrt[3]{P_{\text{макс}}}}. \quad (9)$$

Изложенное справедливо для всех ножиц. Для определения допустимого числа ходов исследуемых ножиц при известных величинах $n_{\text{макс}}$ и $P_{\text{макс}}$ задаемся допустимой условной силой удара, полученной из опыта надежной работы действующих ножиц:

$$P_{1 \text{ макс}} = P_{\text{пр}} = \text{пост.}$$

Принимая при прочих равных условиях S и t , равными для всех ножиц, и подставляя значение $P_{\text{макс}}$ из (6) в (9), получаем величину допустимого числа ходов любых ножиц:

$$n = \frac{n_{\text{макс}} \sqrt[3]{P_{\text{пр}}}}{\sqrt[3]{0,733 \cdot 10^{-8} i^2 D_{\text{кр}} \Sigma G D^2}} \quad (10)$$

или после преобразований

$$n = \frac{514 \sqrt[3]{P_{\text{пр}}}}{\sqrt[3]{i^2 D_{\text{кр}} \Sigma G D^2}}. \quad (11)$$

Практикой работы ножиц реверсивных станов установлено, что надежная и нормальная работа ножиц при круговом резе обеспечивается при условии:

$$P_{\text{пр}} = 5,4 \text{ т.} \quad (12)$$

При этом $n_{\text{макс}} = 16,7 \text{ об/мин.}$

После подстановки значения $P_{\text{пр}}$ из (12) в (11) получим окончательное выражение для максимально допустимого числа ходов в минуту любых ножиц, работающих в круговом режиме:

$$n = \frac{900}{\sqrt[3]{i^2 D_{\text{кр}} \Sigma D_{\text{пр}}^2}}. \quad (13)$$

По этой формуле произведен расчет допустимого числа ходов и резов для действующих ножиц ряда обжимных реверсивных прокатных станов (см. табл. 1). Как следует из табл. 1, число резов, подсчитанное по формуле (13), соответствует фактическим данным.

На практике увеличение числа резов достигается специальной настройкой ножиц на работу в так называемых «качательных» режимах (с чередованием направлений вращения при каждом резе). При этом суммарный путь кривошипа в зависимости от высоты заготовки выбирается минимальным.

Из опыта работы ряда действующих ножиц допустимое число ходов при «качательных» режимах выбирается следующим образом:

$$n_{\text{кач}} = (1,40 \div 1,45) n_{\text{полн.}} \quad (14)$$

Таким образом, опытным путем получена формула для определения допустимого числа ходов

Таблица 1

Стан	Завод-изготовитель ножиц и год изготовления	Тип конструкции	Усилие реза, т	Диаметр кривошипа, мм	Длина но-жеи, мм	Максимальное сечение металла**, мм	Передаточное число редуктора	Приведенный маховый момент, кг·м²	Приводной двигатель				Производительность, ход/мин			
									Тип	$P_{\text{н. кат}}$	$n_{\text{н. об/мин}}$	Число двигателей	Проектная	Расчетная	Фактическая	Качательный режим
Блюминг 1150	УЗТМ 1941	Открытый	900	385	1 000	285×290 135×860	81/120	970	МП14-14/8	440	1 000	2	4—7	6,5	9,3	6
Блюминг 1150	НКМЗ 1958	Закрыва-тый	1 250—1 600	500	1 700	400×400 250×1 500	47,58	1 979	МП74/56-8	615	420/800	2	8,7—16	6,9	10	7
Блюминг 1150	НКМЗ 1954	•	1 250—1 600	500	1 700	350×350 250×1 500	52,9	3 230	МП12-37/8	485	330/660	2	3—10	5,5	8	6
Блюминг 1150*	НКМЗ	•	1 000	500	000	400×400 250×1 000	48,76	1 070	МП490-500	360	500/800	2	6—12	8,95	12,8	9
Блюминг 1170	Юнайт-тед	•	900	500	1 000	400×400 200×1 600	42/22,74	1 200/1 600	МД-422	260	375	2	6,67	8,85	12,6	12
Блюминг 1150	НКМЗ 1956	•	1 000	550	1 200	400×400 200×1 000	47	1 638	МП490-500	360	500/800	2	10	7,2	10,4	10
Слабинг 1150	НКМЗ 1959	•	2 500	450	2 100	250×1 600	102	2 131	МП12-38/8	485	330/660	2	6	4,2	6	6
Слабинг 1150	НКМЗ 1961	•	2 000	350	1 800	200×1 500	35,11	5 706	МП1250/450	920	450	2	8,4—12,6	6,6	9,5	7

* Ножицы этого типа применены также для блюмингов 1100 и 1000.

** Числитель—сечение блюмов, знаменатель—сечение слэбов.

*** Подсчитано по формуле (13).

**** Подсчитано по формуле (15).

в минуту при работе ножниц в «качательных» режимах:

$$n_{\text{макс}} = \frac{1300}{\sqrt{i^2 D_{\text{кр}} \Sigma G D_{\text{пр}}^2}} \quad (15)$$

Для ограничения ударов прибегают также к специальной настройке электропривода, обеспечивающей соприкосновение ножей с металлом в процессе разгона.

Однако во всем этом режиме работа ножниц весьма затруднена. При небольшой скорости перемещения ножей (до 4—6 ходов в минуту) число резов приблизительно равно числу ходов, так как за время подъема верхнего ножа оператор подводит заготовку для следующего реза. При большой скорости ножей (7—12 ходов в минуту) допустимое число резов составляет лишь 70—80% от числа ходов в минуту.

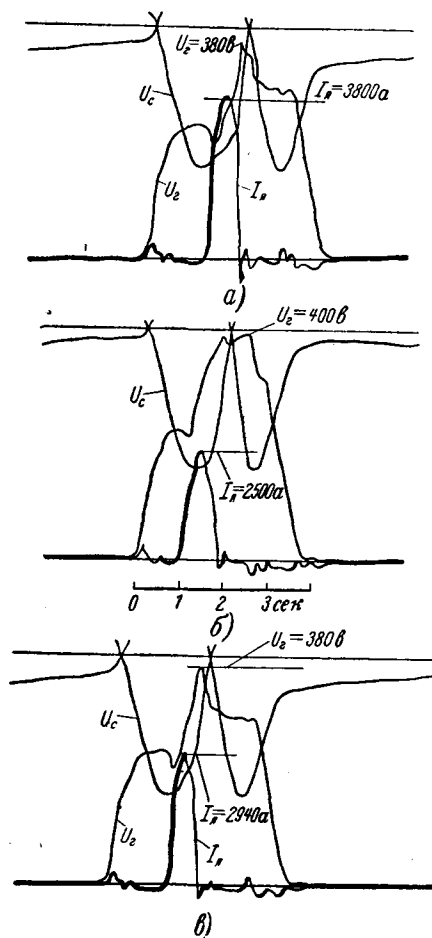
На ряде реверсивных обжимных прокатных станов, особенно при наличии в линии непрерывно-заготовочных станков, требуется ограниченное число резов. Однако и в этих случаях для увеличения выхода годного металла ножницы должны иметь резерв по производительности.

В связи с тем, что ножницы с редукторным приводом имеют ограниченное число ходов и резов в минуту и их фактическая производительность составляет лишь 60—70% от проектной, при реконструкции ножниц блюминга 1100 Кузнецкого металлургического комбината в 1958 г. впервые в мировой практике было предложено выполнить ножницы безредукторными [Л. 2]. В табл. 2 приведены данные этих ножниц до и после реконструкции. Безредукторные ножницы блюминга 1100 по сравнению с редукторными имеют меньшую величину произведения $i^2 \Sigma G D^2$ и при прочих равных условиях допускают в 4,5 раза большее число ходов в минуту, что подтверждается опытом эксплуатации.

На рис. 1 приведены осциллограммы работы безредукторных ножниц. Как следует из осциллограмм, разгон двигателя происходит за время

Рис. 1. Осциллограммы пореза металла на безредукторных ножницах.

а — порез заготовки СТ50 сечением 320×330 мм; б — порез заготовки СТ5 сечением 190×170 мм; в — порез заготовки Х18Н10Т сечением 140×700 мм; U_r , I_r — напряжение и ток генератора; U_c — напряжение сельсина; температура заготовка 1 050—1 120° С.



0,20—0,25 сек. Рез силовой с использованием момента двигателя. Скорость кривошипа при резе составляет 15—17 об/мин. Повышенная скорость обеспечивает рез при более высокой температуре, что повышает стойкость ножей к износу, уменьшает напряжения в деталях и расход электрической энергии при резе.

По осциллограммам рис. 1 подсчитаны величины максимальных моментов, давлений и удельных сопротивлений резанию, приведенные в табл. 3.

Для фиксации суппорта в верхнем положении безредукторные ножницы оснащены сельсиноследящим устройством. Огибающая напряжения сельсина показана на осциллограммах рис. 1. Увеличение скорости резания и повышение числа резов в минуту позволило повысить производительность блюминга и выход годного металла на 3—5%. Затраты на реконструкцию окупались в течение первого года эксплуатации.

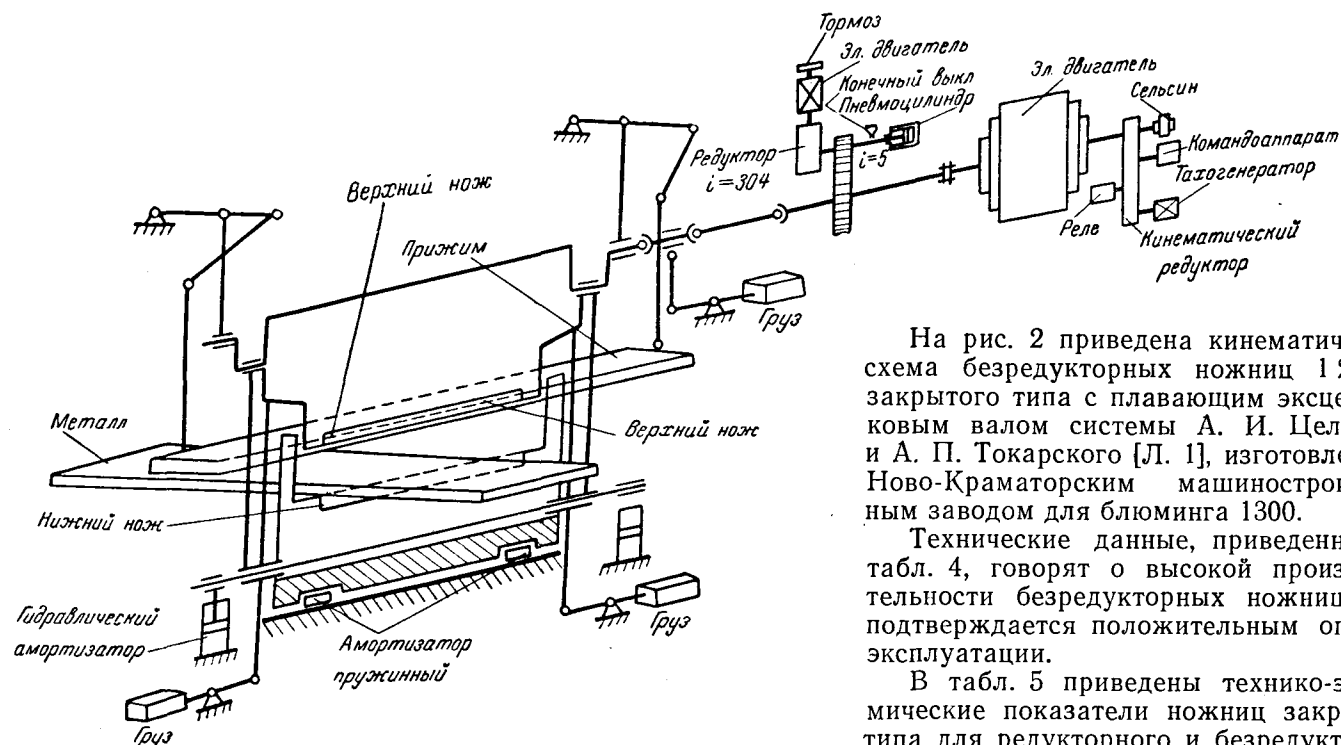
На базе положительного опыта эксплуатации безредукторных ножниц блюминга 1100 Уралмашзаводом совместно с ВНИИ электропривод и Ниж-

Таблица 2

Наименование параметра	До реконструкции	После реконструкции
Тип конструкции ножниц	Открытый	Открытый
Максимальное давление, т	900	900
Тип привода	Редукторный	Безредукторный
Максимальный раствор ножей, мм	470	470
Передаточное число редуктора	80	—
Приведенный маховой момент к валу двигателя, тм ²	1	70
Произведение $i^2 \Sigma G D^2$, тм ²	6 400	70
Число приводных двигателей, шт.	1	2
Тип приводного двигателя	СДН3810	МП70С-25
Номинальная мощность, кВт	200	515
Номинальная скорость, об/мин	300/1 200	25
Номинальный момент, тм	0,65	20
Обеспечиваемое число непрерывных ходов, ход/мин	6	27,5
Используемое число ходов, ход/мин	6	18
Обеспечиваемое число резов в минуту, рез/мин	4	12—14

Таблица 3

Материал	Максимальный момент, тм	Максимальное давление, т	Удельное сопротивление, резанию, кг/мм ²
СТ50	73,5	294	2,8
СТ5	85,5	342	2,6
Х18Н10Т	112,0	448	4,6



На рис. 2 приведена кинематическая схема безредукторных ножниц 1250 т закрытого типа с плавающим эксцентриковым валом системы А. И. Целикова и А. П. Токарского [Л. 1], изготовленных Ново-Краматорским машиностроительным заводом для блюминга 1300.

Технические данные, приведенные в табл. 4, говорят о высокой производительности безредукторных ножниц. Это подтверждается положительным опытом эксплуатации.

В табл. 5 приведены технико-экономические показатели ножниц закрытого типа для редукторного и безредукторного приводов.

Безредукторный привод имеет следующие преимущества перед редукторным:

1. Увеличивается производительность ножниц и всего реверсивного стана.

Таблица 4

Стан	Завод-изготовитель, год изготовления	Исполнение	Давление, т	Диаметр кривошипа, мм	Длина ножей, мм	Приведенный маховой момент, т·м	Данные двигателей						Производительность	
							Тип	P_n , кВт	n_n , об/мин	M_n , т·м	M_{max} , т·м	Число двигателей	Проектная, ход/мин	Фактическая, ход/мин
Блюминг 1100	Реконструкция 1958	Открытый	900	500	1 000	70	МП700-25	515	25	20	72	2	14	18—27,5
Блюминг 1150	УЗТМ 1962	То же	900	500	1 200	230	МП2600-40	1 050	23	45	115	2	15	18
Блюминг 1300	НКМЗ 1963	Закрытый	1 250	500	1 200	315	МП3400-23	2 500	23	106	424	1	15	17

Таблица 5

Максимальное давление, т	Редукторный привод							Безредукторный привод			
	Передачное число редуктора	Максимальный момент, т·м	Обеспечиваемое число ход/мин	Вес редуктора, т	Вес двигателя, т	Суммарный вес*, т	Стоимость оборудования*, тыс. руб.	Максимальный момент, т·м	Обеспечиваемое число ход/мин	Вес привода двигателя, т**	Стоимость**, тыс. руб.
800	46,4	120	9,8	68,77	13,2	82	41,5	120	23,7	85	68,0
1000	47	250	7,15	112,3	13,2	125,5	61,1	240	19,6	120	96,0
1250—1600	47,58	400	6,9	122,96	18,8	141,76	70,37	400	17,0	155	124,0
1500	42,5	375	7,05	110,1	18,8	128,9	64,57	360	17,4	135	108,0
2000	35,11	350	6,6	188,0	20,0	208	100,6	360	19,5	135	108,0
2500	102,0	560	4,17	205,58	22	227,58	110,11	600	16,7	240	192,0

* Принят вес редуктора с двигателем и их стоимость.

** Принят вес двигателя и его стоимость.

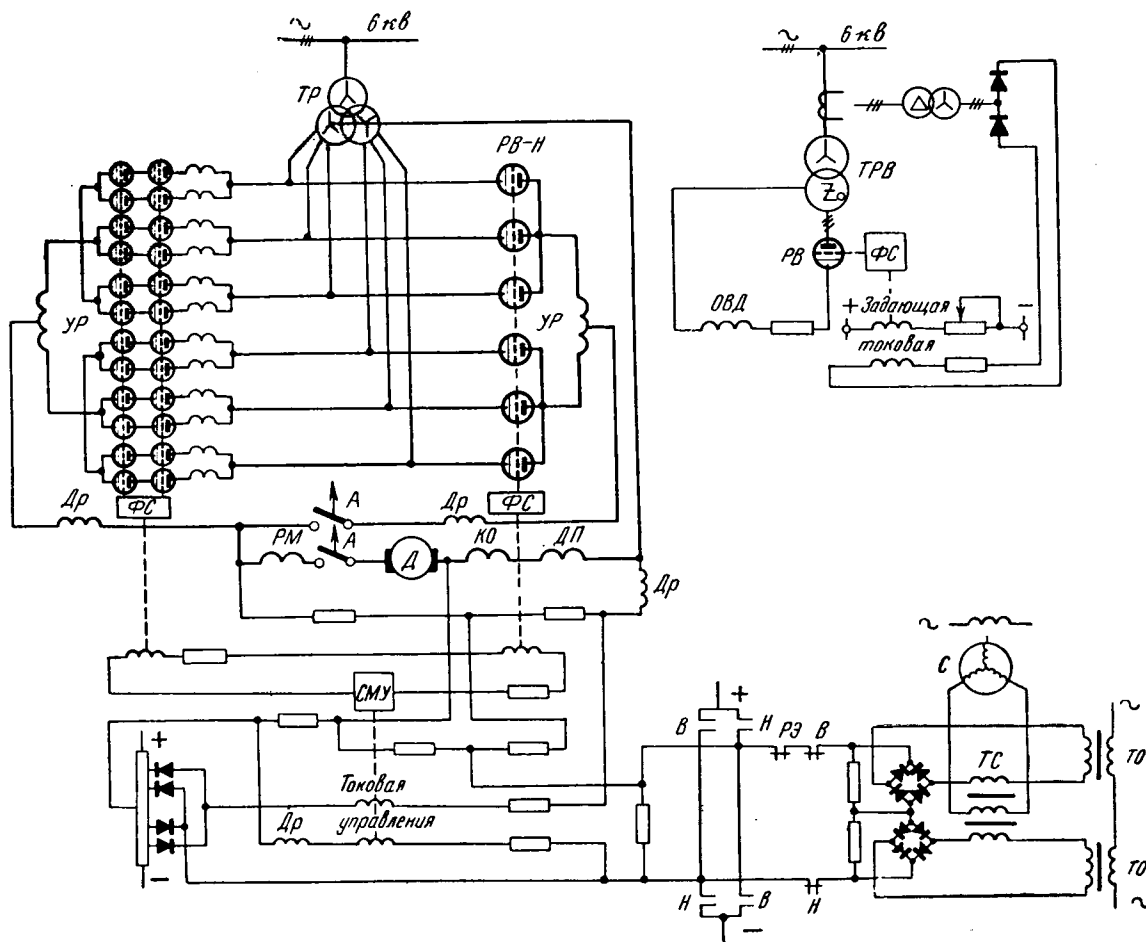


Рис. 3. Схема ионного управления ножницами блюминга 1300.

Д — двигатель; С — сельсин; ТР, ТРВ — трансформатор; РВ — В, РВ-Н — ртутный выпрямитель «вперед», «назад»; ФС — сеточное питание; СМУ — суммирующий усилитель; ОВД — обмотка возбуждения двигателя; ТО, ТС — трансформатор опорного напряжения и сельсинный трансформатор; Др — дроссель.

2. Отпадает необходимость в тяжелых, хлопотливых в эксплуатации редукторах и системах смазки.

3. Уменьшаются потери электрической энергии.

4. Уменьшается нагрузка в деталях ножниц, что исключает их поломки.

5. Повышается стойкость ножей к износу.

Таким образом, по всем показателям целесообразно применять безредукторные ножницы как для новых, так и для реконструируемых реверсивных обжимных прокатных станов.

Действующие на отечественных реверсивных прокатных станах редукторные и безредукторные ножницы управляются по системе генератор — двигатель с электромашинным возбуждением. В 1964 г. впервые на безредукторных ножницах 1250 т двух блюмингов 1300 внедрен ионный электропривод, схема управления которого показана на рис. 3.

Ножницы приводятся во вращение от двигателя постоянного тока (2500 кВт, 23 об/мин) с моментом, равным 110 т.м. Питание якоря осуществляется от игнитронных выпрямителей типа ИВС500. Схема главной цепи встречно-параллельная с неравными плечами, а именно: в направлении вращения, при котором происходит рез, 12 вентилях ионного преобразователя через анодные делители соединены последовательно с 12 другими вентилями. Всего в плече 24 вентиля.

В инверторной группе, управляющей торможением электродвигателя, установлен шестиянодный ионный преобразователь. Предусмотрено также ионное возбуждение приводного двигателя.

Как показал опыт эксплуатации электропривода ножниц, применение неравноплечего ионного преобразователя нецелесообразно. Учитывая, что привод ножниц работает нормально в нереверсивном режиме, равноплечий ионный преобразователь обеспечит более надежную работу, а в случае выхода из строя любого из плеч преобразователь имеет резервные вентили.

Импульс на рез дается нажатием кнопки. При этом в цепь обмотки управления подается задающее напряжение. В схеме осуществлена обратная связь по скорости. Этим обеспечивается поддержание скорости при резе. В схеме предусмотрен только круговой режим работы. Остановка ножа в исходном верхнем положении обеспечивается путевым выключателем и сельсиноследящим устройством. Сельсиноследящее устройство обеспечивает также удержание ножей в исходном положении.

Для ограничения тока при трехкратном его увеличении от номинального значения в системе управления предусмотрена обратная связь по току.

Выводы. 1. Внедрение безредукторного электропривода ножниц на реверсивных обжимных прокатных станах является, безусловно, прогрессивным и осуществлено в СССР впервые в мировой практике.

2. Повышение производительности ножниц тесно связано с повышением производительности обжимного реверсивного стана. Следует учесть, что в последние годы выходное сечение заготовок после прокатки и удельный вес погонного метра увеличиваются. Поэтому экономия каждых 100 мм длины

заготовки составляет для блюмов 100—200 кг, а для слябов — 200—400 кг металла.

3. Некоторое повышение стоимости оборудования при безредукторном электроприводе окупается в течение первого года эксплуатации за счет экономии металла.

4. Безредукторный электропривод требует установки мощных тихоходных двигателей. Однако, поскольку число ножниц, изготавливаемых в течение года, исчисляется единицами, больший расход активных материалов, в том числе цветных, оправдывается повышением производительности станов. Следует учесть, что изготовление высококачественных редукторов также требует расхода дорогостоящих легированных сталей.

5. Особенность безредукторного электропривода ножниц заключается в недоиспользовании мощности и максимальном использовании момента двигателя. Поэтому при тщательном проектировании приводного двигателя вес, стоимость и расход цветных металлов могут быть уменьшены.

6. Вопрос о выборе типа привода должен быть рассмотрен для каждого реверсивного обжимного

стана в отдельности. Очевидно, для мощных ножниц давлением 2500 т и более, как это следует из табл. 5, выгоднее применить редукторный привод. Однако, если учесть, что производительность ножниц при принятой конструкции обратно пропорциональна передаточному числу редуктора в степени $2/3$, передаточное число должно быть минимальным. Во всех остальных случаях как новые, так и реконструируемые ножницы наиболее целесообразно выполнять безредукторными.

7. Применение ионного электропривода ножниц в настоящее время является наиболее оправданным.

Литература

1. Целиков А. И. и Смирнов В. В., Прокатные станы, Металлургиздат, 1958.

2. Тищенко Н. А., Бородулин А. И., Петрикеев В. И., Данилов Л. И., Толченев В. И., Бидуля Л. И., Мамкин Ю. А., Бирфельд А. Г., Пистрак М. Я. и Гендельман Б. Р., Безредукторный электрический привод кривошипных ножниц, Авторское свидетельство № 153823 от 28 февраля 1961 г.

[6.1.1965]



УДК 621.313.2.077.3:018.782.3

Формирование трапецевидной диаграммы тока при переходных процессах в реверсивной системе генератор—двигатель

Кандидат техн. наук В. Т. БАРДАЧЕВСКИЙ и инж. Р. С. КИШКО

Львовский политехнический институт

Для ряда циклически работающих механизмов (подъемники, лифты, механизмы поворота экскаваторов и др.), имеющих ограничения не только по ускорению или замедлению, но и по темпу их изменения («рывку»), при переходных процессах необходима трапецевидная диаграмма момента приводного двигателя.

Если в качестве приводного двигателя используется двигатель постоянного тока, магнитный поток которого не изменяется, то трапецевидной диаграмме момента двигателя будет соответствовать трапецевидная диаграмма тока якоря двигателя. Указанную диаграмму тока можно обеспечить, если питать двигатель от отдельного генератора, напряжение возбуждения u_B которого изменяется по определенному закону.

Определим необходимый закон изменения напряжения u_B при следующих допущениях: магнитный поток двигателя постоянен; реакция якоря и коммутационных токов, а также индуктивность якорной цепи системы Г—Д пренебрежимо малы; характеристика намагничивания генератора линейная.

Скорость вращения двигателя определяется по уравнению

$$\omega = \frac{E_r - I_a R_{я.ц.}}{C_e} \quad (1)$$

Выражение для тока якоря при отсутствии нагрузки на валу двигателя ($M_c = 0$) имеет вид:

$$I_a = \frac{J}{C_m} \frac{d\omega}{dt} \quad (2)$$

Решая совместно уравнения (1) и (2), получаем:

$$E_r = C_e \left(\omega + T_m \frac{d\omega}{dt} \right), \quad (3)$$

где $T_m = \frac{J R_{я.ц.}}{C_e C_m}$ — электромеханическая постоянная времени.

При принятом допущении запишем дифференциальное уравнение э. д. с. генератора:

$$T_r \frac{dE_r}{dt} + E_r = k_r u_B, \quad (4)$$

где T_r — постоянная времени цепи возбуждения генератора;

k_r — коэффициент усиления генератора по напряжению.

Подставляя (3) в (4), после преобразования получаем:

$$u_B = \frac{C_e}{k_r} \left[T_r T_m \frac{d^2 \omega}{dt^2} + (T_r + T_m) \frac{d\omega}{dt} + \omega \right]. \quad (5)$$

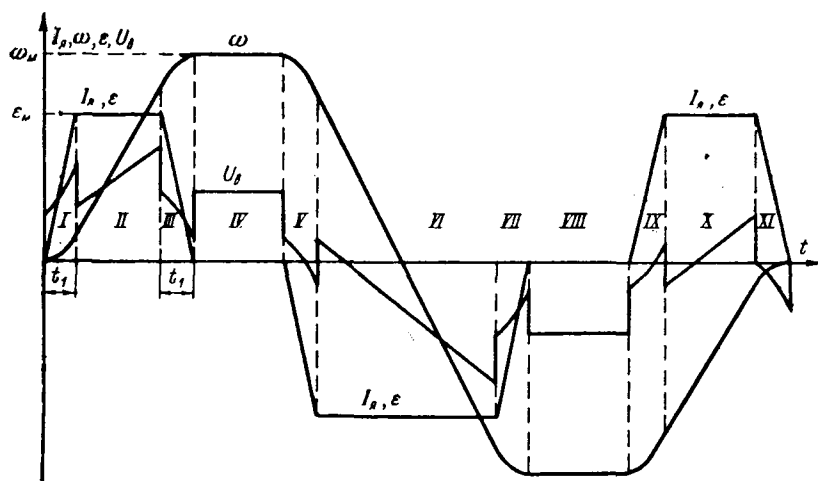


Рис. 1. Расчетные графики при трапецевидной диаграмме тока якорной цепи системы Г—Д в процессе пуска, реверсирования и торможения.

При заданных законе изменения скорости вращения двигателя $\omega = f(t)$ и параметрах привода, используя выражение (5), можно определить необходимый закон изменения напряжения u_B для обеспечения требуемого графика движения.

На рис. 1 представлены графики движения электропривода, соответствующие пуску, реверсированию и торможению двигателя, при $M_c = 0$ и симметричной трапецевидной диаграмме тока (трапеция равнобедренная).

Отдельные участки графика движения, описываемые различными уравнениями, обозначены на рис. 1 римскими цифрами. Если отсчет времени вести с начала каждого участка, то закон изменения скорости на каждом участке будет следующим:

$$\begin{aligned}
 \omega &= \frac{\epsilon_M}{2t_1} t^2; \\
 \omega &= \frac{\epsilon_M t_1}{2} + \epsilon_M t; \\
 \omega &= \omega_M - \epsilon_M \left(\frac{t_1}{2} - t + \frac{t^2}{2t_1} \right); \\
 \omega &= \omega_M; \\
 \omega &= \omega_M - \frac{\epsilon_M}{2t_1} t^2; \\
 \omega &= \omega_M - \frac{\epsilon_M t_1}{2} - \epsilon_M t; \\
 \omega &= -\omega_M + \epsilon_M \left(\frac{t_1}{2} - t + \frac{t^2}{2t_1} \right); \\
 \omega &= -\omega_M; \\
 \omega &= -\omega_M + \frac{\epsilon_M}{2t_1} t^2; \\
 \omega &= -\omega_M + \frac{\epsilon_M t_1}{2} + \epsilon_M t; \\
 \omega &= -\epsilon_M \left(\frac{t_1}{2} - t + \frac{t^2}{2t_1} \right),
 \end{aligned} \tag{6}$$

где

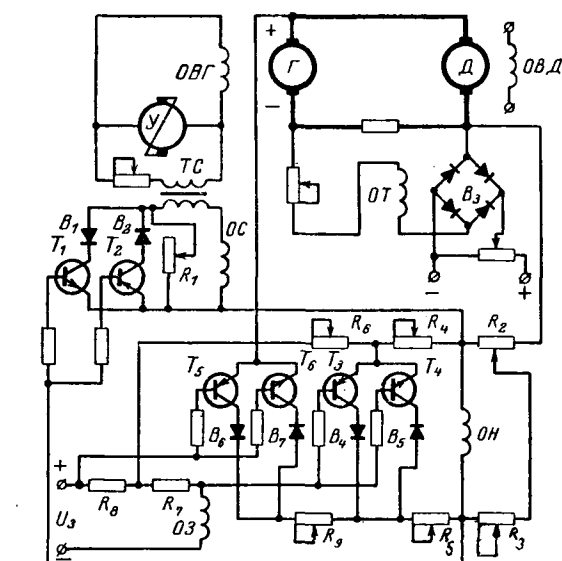


Рис. 2. Бесконтактная схема управления электроприводом для реализации трапецевидной диаграммы тока якорной цепи.

Подставив (6) в (5), получим необходимые законы изменения напряжения u_B на отдельных участках:

$$\begin{aligned}
 u_B &= \frac{C_e \epsilon_M}{k_T t_1} f_1(t); \\
 u_B &= \frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_2(t); \\
 u_B &= \frac{C_e \omega_M}{k_T} - \frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_3(t); \\
 u_B &= \frac{C_e \omega_M}{k_T}; \\
 u_B &= \frac{C_e \omega_M}{k_T} - \frac{C_e \epsilon_M}{k_T t_1} f_1(t); \\
 u_B &= \frac{C_e \omega_M}{k_T} - \frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_2(t); \\
 u_B &= -\frac{C_e \omega_M}{k_T} + \frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_3(t); \\
 u_B &= -\frac{C_e \omega_M}{k_T}; \\
 u_B &= -\frac{C_e \omega_M}{k_T} + \frac{C_e \epsilon_M}{k_T t_1} f_1(t); \\
 u_B &= -\frac{C_e \omega_M}{k_T} + \frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_2(t); \\
 u_B &= -\frac{C_e \epsilon_M}{k_T} f_3(t),
 \end{aligned} \tag{7}$$

$$f_1(t) = \frac{1}{2} t^2 + (T_r + T_m) t + T_r T_m;$$

$$f_2(t) = t + T_r + T_m + \frac{t_1}{2};$$

$$\begin{aligned}
 f_3(t) &= \frac{1}{2t_1} t^2 - \left(1 - \frac{T_r + T_m}{t_1} \right) t - T_r - \\
 &\quad - T_m + \frac{T_r T_m}{t_1} + \frac{t_1}{2}.
 \end{aligned}$$

где ϵ_M — максимальное ускорение привода;
 ω_M — максимальная скорость привода;
 t_1 — время линейного изменения тока (ускорения).

Построенный по уравнениям (7) закон изменения i_b приведен на рис. 1.

Анализ зависимостей (7) и рис. 1 показывает, что напряжение u_b на отдельных участках изменяется по различным законам. Точная реализация такого сложного графика i_b затруднительна. Существует ряд схем приближенной реализации рассматриваемого графика движения.

В разомкнутой и комбинированной системах автоматического управления применяют программное управление напряжением возбуждения в функции времени [Л. 1—3].

Для реализации требуемого графика движения в замкнутых системах автоматического управления необходимо на отдельных участках изменять характер обратных связей, воздействующих на систему.

Если возбудителем генератора служит инерционный усилитель, то реализовать участок I с достаточной точностью можно при входном воздействии в виде единичной функции. Экспоненциальный закон изменения i_b при этом будет незначительно отличаться от рассчитанного.

Для обеспечения интенсивного спада напряжения u_b в начале участка II необходимо уменьшение входного воздействия на усилитель, осуществляемого, например, за счет отрицательной обратной связи по одному из контролируемых параметров. Далее должно быть обеспечено линейное изменение u_b , которое может быть реализовано положительной обратной связью по параметру, увеличение которого происходит по линейному закону.

Для формирования участка III опять необходимо воздействие отрицательной обратной связи, обеспечивающей уменьшение входного воздействия.

Аналогично можно рассмотреть процесс формирования напряжения i_b для остальных участков рассматриваемого графика.

Между тем структура обратных связей во многих существующих системах автоматического управления, предназначенных для приводов, не отвечает требованию трапецевидной диаграммы момента.

Примером такой неудачной структуры обратных связей может служить широко распространенная система электропривода с жесткой линейной отрицательной обратной связью по напряжению двигателя U_d и задержанной отрицательной обратной связью по току якоря. Воздействие отрицательной обратной связи по напряжению U_d в течение всего переходного процесса не способствует, а наоборот, усложняет формирование требуемой диаграммы, так как на большей части переходных процессов необходимо действие положительной, а не отрицательной обратной связи по напряжению U_d .

При формировании требуемой диаграммы момента гибкие обратные связи должны в корне изменить результирующее входное воздействие на усилитель. Это приводит к значительному усложнению гибких обратных связей, что затрудняет их наладку и эксплуатацию. Кроме того, применяемые для этой цели линейные гибкие обратные связи вызывают затягивание переходного процесса, а токовая диаграмма, как правило, существенно отличается от требуемой.

Более рационально осуществлять реализацию необходимого графика i_b изменением структуры жестких обратных связей на отдельных участках, а гибкие обратные связи использовать только для вспомогательных функций.

Для этой цели предложены схемы с использованием критического самовозбуждения генератора [Л. 1] и схемы, в которых предусматривается отключение некоторых жестких и гибких обратных связей на определенных стадиях переходного процесса с использованием релейно-контакторной аппаратуры [Л. 4—6]. Вместе с тем этим схемам присущи некоторые недостатки, например трудность получения статических характеристик с высоким коэффициентом заполнения на промежуточных скоростях и наличие релейно-контакторной аппаратуры, что затрудняет их использование для циклически работающих механизмов с регулируемой скоростью вращения.

В настоящей работе предлагается бесконтактная схема реализации трапецевидной диаграммы тока. На рис. 2 приведена указанная схема применительно к системе генератор — двигатель с электрическим усилителем поперечного поля в качестве возбудителя генератора. В схеме используется жесткая задержанная обратная связь по току якоря I_a (обмотка ОТ), нелинейная жесткая обратная связь по напряжению двигателя U_d (обмотка ОН) и нелинейная гибкая обратная связь по напряжению усилителя u_b (обмотка ОС).

Сущность работы данной схемы рассмотрим на примере пуска электродвигателя.

Для обеспечения интенсивного роста напряжения u_b на участке I действие гибкой обратной связи в этот период ослабляется или вовсе исключается. Спадание u_b в начале участка II обеспечивается вступлением в действие задержанной отрицательной обратной связи по току I_a .

С целью поддержания тока якоря в начале участка II, постоянным и равным максимальному своему значению эффективность действия гибкой обратной связи в этот период значительно увеличивается по сравнению с участком I. Поддержание постоянства тока на протяжении остальной части участка II производится совместным действием положительной обратной связи по напряжению U_d и отрицательной обратной связи по току I_a .

Интенсивный спад напряжения u_b в начале участка III обеспечивается за счет автоматического переключения положительной обратной связи по напряжению U_d в отрицательную обратную связь большой эффективности. Одновременно осуществляется ослабление или исключение действия гибкой обратной связи в этот период, так как действие эффективной гибкой обратной связи привело бы к замедлению темпа спада u_b и затягиванию переходного процесса.

При достижении заданного значения напряжения U_d эффективность действия отрицательной обратной связи по U_d резко уменьшается, так как при сохранении той же эффективности обратной связи в системе могли бы возникнуть колебания.

Таким образом, в рассматриваемой схеме обмотка ОН совмещает функции положительной и отри-

цательной обратной связи по U_d с изменяющейся в зависимости от стадии переходного процесса эффективностью. Эффективность действия гибкой обратной связи на различных стадиях переходного процесса также изменяется.

Необходимая нелинейность указанных обратных связей достигается с помощью бесконтактных элементов — транзисторов и вентилях, включенных в цепи соответствующих обмоток обратных связей. Обмотка ОН включена в диагональ моста, образованного сопротивлениями R_2 , R_3 , R_4 и R_5 . К другой диагонали этого моста подводится напряжение, пропорциональное U_d . В плечо моста, содержащее сопротивление R_5 , последовательно с ним подсоединена цепочка из двух включенных параллельно транзисторов: $T_3(p-n-p)$ и $T_4(n-p-n)$, в коллекторные цепи которых включены вентили B_4 и B_5 . Транзистор T_3 используется для создания необходимой нелинейности обратной связи при одном направлении вращения привода, а транзистор T_4 — при другом. При обозначенных на рис. 2 полярностях U_3 и U_d используется транзистор T_3 .

Цепи эмиттер — база транзисторов включены на разность напряжений: пропорционального U_d , снимаемого с R_6 , и пропорционального току в задающей обмотке усилителя ОЗ, снимаемого с R_7 .

Полярности U_3 и U_d и параметры элементов схемы выбираются таким образом, чтобы при значениях U_d , меньших заданного, транзистор, используемый для данного направления вращения, находился в состоянии насыщения и чтобы при этом обеспечивалась положительная обратная связь по напряжению U_d , близкая к критической. При достижении заданного значения U_d транзистор переходит в активное состояние, и в результате изменения параметров плеч моста ток в обмотке ОН будет уменьшаться и даже изменит направление, чем обеспечит переход обратной связи из положительной в отрицательную.

Ввиду значительного коэффициента усиления транзистора изменение тока в обмотке ОН в этот период будет происходить резко. Этим обеспечивается отрицательная обратная связь по напряжению U_d большой эффективности.

При дальнейшем повышении U_d транзистор перейдет в состояние отсечки и изменение тока в обмотке ОН значительно уменьшится. Следовательно, уменьшится и эффективность отрицательной обратной связи по напряжению U_d . Характеристика обратной связи в этот период будет такой, как если бы в схеме отсутствовало плечо моста с транзисторами.

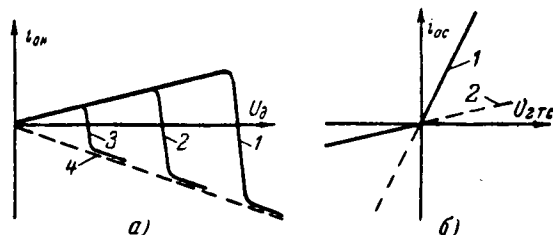


Рис. 3. Статические характеристики обратных связей.

а — жесткая обратная связь по напряжению U_d ; б — гибкая обратная связь по напряжению U_3 .

При регулировании скорости вращения привода путем изменения U_3 автоматически будет обеспечиваться переход от положительной обратной связи по U_d к отрицательной при других значениях U_d .

На рис. 3,а приведены статические характеристики узла обратной связи по напряжению U_d (зависимости тока $i_{он}$ в обмотке ОН от U_d). Характеристика 1 соответствует работе привода на основной скорости, а характеристики 2 и 3 — на пониженных скоростях. Характеристика 4 соответствует жесткой линейной отрицательной обратной связи по напряжению U_d , которая имела бы место в приводе при отсутствии в узле обратной связи плеча с транзисторами.

Нелинейность гибкой обратной связи по u_b также обеспечивается с помощью цепочки из двух включенных параллельно транзисторов T_1 и T_2 разного типа проводимости, в коллекторные цепи которых включены во взаимно противоположных направлениях вентили B_1 и B_2 . Однако способ включения указанной цепочки другой.

Цепочки из транзисторов и вентилях шунтируют сопротивление R_1 в цепи обмотки ОС усилителя. Таким образом, в зависимости от состояния транзисторов и полярности напряжения на вторичной обмотке стабилизирующего трансформатора ТС будет изменяться величина добавочного сопротивления в цепи обмотки ОС, а следовательно, и величина передаточного коэффициента обратной связи.

Зависимость состояния транзисторов от стадии переходного процесса обеспечивается подключением цепи эмиттер — база транзисторов параллельно обмотке ОН.

На рис. 3,б представлены статические характеристики узла гибкой обратной связи (зависимости тока $i_{ос}$ в обмотке ОС от напряжения $U_{ТС}$ на вторичной обмотке стабилизирующего трансформатора ТС) при различной полярности тока $i_{он}$ без учета нелинейности вентилях и транзисторов и в предположении, что переход транзисторов из состояния отсечки в состояние насыщения происходит мгновенно.

Для примера рассмотрим действие гибкой обратной связи в период пуска привода при обозначенной на рис. 2 полярности напряжений U_3 и U_d .

Если направление тока $i_{он}$ соответствует действию положительной обратной связи по напряжению U_d , то транзистор T_1 находится в состоянии насыщения, а транзистор T_2 в состоянии отсечки. Подключение стабилизирующего трансформатора производится таким образом, чтобы при росте u_b полярность напряжения $U_{ТС}$ соответствовала закрытому состоянию вентиля B_1 . Вследствие этого действие гибкой обратной связи на участке I будет ослаблено. При уменьшении u_b в начале участка II полярность $U_{ТС}$ изменится, вентиль B_1 откроется и сопротивление R_1 окажется зашунтированным цепочкой из транзистора T_1 и вентиля B_1 , в результате чего на этой стадии переходного процесса усилится действие гибкой обратной связи.

Этой полярности тока $i_{он}$ будет соответствовать характеристика 1 рис. 3,б.

При изменении полярности тока $i_{он}$ транзистор T_1 переходит в состояние отсечки, а транзистор T_2

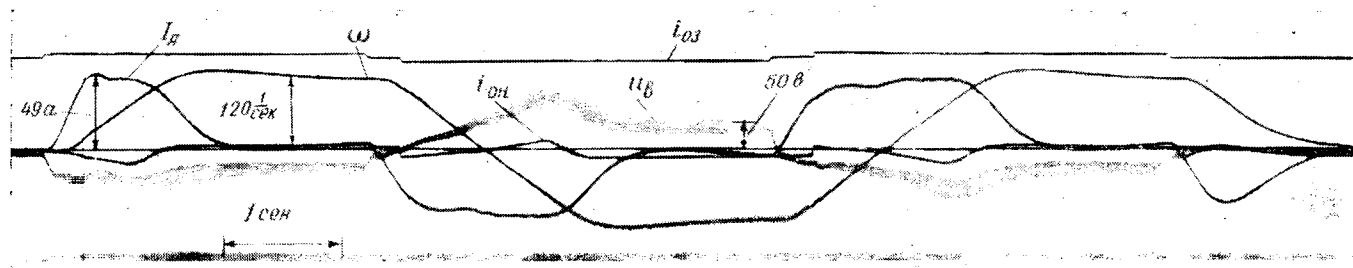


Рис. 4. Осциллограммы переходных процессов пуска, реверсирования и торможения электропривода лабораторной установки.

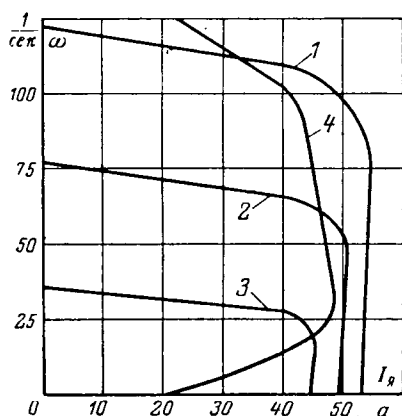


Рис. 5. Скоростные характеристики электропривода лабораторной установки.

в состояние насыщения, что приводит к требуемому ослаблению действия гибкой обратной связи в период уменьшения u_b на участке III. Этой полярности тока $i_{он}$ будет соответствовать характеристика 2 (рис. 3,б).

В схеме рис. 2 применен также бесконтактный узел реверсивной обратной связи по напряжению U_d , служащий для устранения толчков тока, могущих возникнуть в приводе в начале реверсирования в результате согласного действия намагничивающих сил обмоток ОЗ и ОН в этот период.

Указанный узел выполнен с использованием транзисторов T_5 и T_6 , которые выполняют роль, аналогичную контактам контакторов направления вращения в существующих схемах ограничения тока при реверсировании.

Экспериментальная проверка рассмотренной схемы управления проводилась на лабораторной установке, основными элементами которой были: генератор типа ПН85, 6 кВт, 115—160 в; двигатель типа ПН85, 5,6 кВт, 110 в с нагрузочной машиной на его валу типа ПН45, 6 кВт, 110 в; электромашинный усилитель типа ЭМУ5А, 0,5 кВт, 115 в.

Экспериментальные динамические и статические характеристики приведены на рис. 4 и 5.

Как видно из осциллограммы рис. 4 форма напряжения u_b достаточно хорошо приближается к теоретической, приведенной на рис. 1, а диаграмма тока близка к равнобедренной трапеции. Особенно хорошо протекает процесс реверсирования, где обеспечивается симметричная диаграмма скорости.

Характеристики 1, 2 и 3 рис. 5 статические, а характеристика 4 динамическая, соответствующая пуску электропривода и построенная по результатам обработки осциллограммы рис. 4.

Как видно из рис. 5, коэффициент заполнения статических характеристик как для основной (характеристика 1), так и промежуточных скоростей (характеристики 2 и 3) достаточно высокий, кроме того, имеет место хорошее совпадение статической характеристики 1 с динамической 4. Последнее для ряда циклически работающих механизмов, как например, копающие механизмы экскаваторов, имеет существенное значение.

Выводы. 1. Предлагаемые схемы нелинейных обратных связей позволяют обеспечить:

- а) диаграмму тока при переходных процессах, приближающуюся к равнобедренной трапеции;
- б) статические характеристики с высоким коэффициентом заполнения не только для основной, но и для промежуточных скоростей привода;
- в) хорошее совпадение статических и динамических характеристик привода;
- г) благоприятное протекание процесса реверсирования.

2. Результаты экспериментальной проверки, подтверждающие положительные качества предлагаемых связей, а также простота их осуществления позволяют рекомендовать их к применению как в схемах вновь проектируемых электроприводов ряда циклически работающих механизмов, так и при модернизации существующих схем.

Литература

1. Соколов М. М., Терехов В. М. и Ключев В. И., Ограничение ускорения электропривода высокоскоростных лифтов, «Электричество», 1962, № 3.
2. Ла Ши-чунь, Ку Шень-янь и Тянь Цзе-фынь, Новый метод ускорения переходных процессов в системе автоматизированного электропривода, Труды I Международного конгресса международной федерации по автоматическому управлению (ИФАК), т. V, Изд. АН СССР, М., 1961.
3. Слежановский О. В., Оптимальные изменения основных параметров и рациональная структура систем управления электроприводами, «Электричество», 1959, № 4.
4. Куницкий Н. П., Оптимальные режимы разгона двигателей реверсивных прокатных механизмов при неизменном потоке, Сб. трудов ЦНИИЧМ «Электропривод реверсивных прокатных станков с электромашинным управлением», Металлургиздат, 1958.
5. Баховец Б. А., О реализации заданных законов движения электропривода, Труды Новосибирского электротехнического института, т. III, 1961.
6. Бардачевский В. Т. и Кишко Р. С., Способ формирования рациональных статических и динамических характеристик электроприводов по системе генератор — двигатель циклически работающих механизмов, Тезисы докладов XX научно-технической конференции Львовского политехнического института, Львов, 1962.

[24.6.1965]

Расчет движения электромагнитов при переменной силе противодействия

Доктор техн. наук В. А. КАРАСЕВ

Москва

В ранее опубликованной статье автора¹ был изложен подробный метод расчета динамических режимов электромагнитов, основанный на применении универсальных семейств кривых, полученных при решении базового нелинейного дифференциального уравнения на электронной счетной машине. В этой статье было принято, что противодействующая сила пружины (обозначена через P) постоянна. Однако в общем случае эта сила не постоянна, а возрастает линейно при перемещении якоря (при уменьшении зазора). В настоящей статье предложенный ранее метод распространяется на этот более общий случай. Поскольку появляется новый параметр, характеризующий быстроту нарастания противодействующей силы, то число требуемых универсальных графиков становится на порядок выше. Поэтому оказывается удобным построить методику расчета таким образом, чтобы свести его к случаю фиктивной постоянной противодействующей силы, давая совокупности точных поправочных коэффициентов, позволяющих непосредственно подсчитать истинное время движения по фиктивному.

Для условия постоянства противодействующей силы (обозначим ее здесь через P_{Π}) система уравнений, описывающая процесс движения якоря при включении электромагнита на постоянную э. д. с. E , представлена в указанной работе формулами (3). Но так как при выводе этих уравнений не было введено ограничений на характер изменения силы P_{Π} , то их можно использовать и для общего случая, лишь заменив P_{Π} на линейную функцию:

$$P'_{\Pi} = P_{\Pi, \max} \left(1 - \mu \frac{x}{x_0} \right), \quad (1)$$

где

$$\mu = \frac{P_{\Pi, \max} - P_{\Pi, \min}}{P_{\Pi, \max}};$$

x — текущий приведенный зазор;
 x_0 — его начальное значение ($x_0 \geq x$);

$P_{\Pi, \min}$ и $P_{\Pi, \max}$ — значения противодействующей силы в начале и в конце процесса движения якоря.

График этой функции имеет вид трапеции. При $\mu=0$ получаем прежние условия, когда $P'_{\Pi} = P_{\Pi, \max} = \text{const}$.

Производя преобразования, аналогичные сделанным в предыдущей статье, придем к безразмерным уравнениям:

$$\left. \begin{aligned} N_{\mu} \frac{d^2 \theta}{dy^2} &= 1 - z^2 - \mu \frac{\theta}{\theta_{0\mu}}; \\ \frac{dz}{dy} &= 1 - \theta z \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

с начальными условиями

$$x = x_0; \quad \theta = \theta_{0\mu}; \quad \frac{d\theta}{dy} = 0; \quad \frac{d^2 \theta}{dy^2} = 0 \quad \text{при } y = 0. \quad (3)$$

Время, приведенный зазор и индукция в зазоре могут быть получены из значений безразмерных переменных y , θ , z :

$$t = hy; \quad x = \zeta \delta_x + \frac{\lambda}{\mu_{\text{ср}}} = g\theta; \quad B = cz; \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{aligned} c &= 5000 \sqrt{\frac{P_{\Pi, \max}}{Q\zeta}}; \quad h = \frac{10^{-8} \omega Q c P_{\Pi}}{E}; \\ g &= \frac{1,25 E \omega}{rc}; \quad N_{\mu} = \frac{mg}{h^2 P_{\Pi, \max}}; \\ \mu_{\text{ср}} &= 1 + \frac{r}{r_{\text{пр}} \omega^2}; \quad \theta_{0\mu} = \frac{x_0}{g}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Здесь обозначено:

r — сопротивление цепи обмотки, ом ;
 ω — число ее витков;
 $r_{\text{пр}}$ — сопротивление, учитывающее влияние вихревых токов², ом ;
 Q — площадь, пересекаемая магнитным потоком в зазоре, см^2 ;
 ζ — коэффициент, зависящий от числа рабочих зазоров ($\zeta = 1$ или $\zeta = 2$);
 δ_x — текущий зазор, см ;
 λ — длина пути потока по сердечнику, см ;
 $\mu_{\text{ср}}$ — средняя магнитная проницаемость сердечника.

Если имеется один рабочий зазор ($\zeta = 1$), то m — эта масса якоря (m имеет размерность $\text{кг} \cdot \text{сек}^2 / \text{см}$). Если электромагнит имеет два рабочих зазора ($\zeta = 2$), то скорость движения якоря равна $\frac{1}{2} \frac{dx}{dt}$, так как x — это полный зазор на пути потока.

Сила инерции равна $m_{\text{я}} \frac{1}{2} \frac{d^2 x}{dt^2}$, где $m_{\text{я}}$ — масса якоря. Для общности как и прежде вводим величину $m = \frac{m_{\text{я}}}{\zeta}$; выражение для силы инерции при этом принимает вид $m \frac{d^2 x}{dt^2}$ — как при $\zeta = 1$, так и при $\zeta = 2$.

Заметим, что если индукцию в момент трогания (т. е. при $x = x_0$) обозначить через $B_{\text{нач}}$, то

$$P_{\Pi, \min} = \left(\frac{B_{\text{нач}}}{5000} \right)^2 Q \zeta$$

$$c = \frac{B_{\text{нач}}}{\sqrt{1 - \mu}}. \quad (6)$$

и согласно (1) и (5)

¹ В. А. Карасев. Расчет динамических режимов электромагнитов, «Электричество», 1964, № 1.

² В. А. Карасев. Влияние вихревых токов на переходные процессы в электромагнитах. «Электричество», 1963, № 9.

Оценим диапазон изменения безразмерных переменных при $P_{п.ср} \neq \text{const}$.

При $\mu = 0$ диапазон возможных значений θ_0 находится в пределах $0 < \theta_0 \leq 1$. Действительно, предполагая, что θ — постоянная величина (следовательно, равная θ_0), имеем:

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = 0.$$

При этом из первого уравнения системы (2) получаем $z^2 = 1$, откуда $\frac{dz}{dy} = 0$. Из второго уравнения системы (2) в этом случае следует, что $\theta = 1$.

Рассуждая аналогично, найдем, что при $\mu \neq 0$ соответствующее предельное значение θ равно:

$$\theta = \theta_{0\mu} = \frac{1}{\sqrt{1-\mu}} = \text{const}.$$

Действительно, подставляя это выражение в оба уравнения (2), получаем два тождественных уравнения.

Из сказанного вытекает, что в общем случае

$$\theta \leq \theta_{0\mu},$$

причем

$$0 < \theta_{0\mu} \leq \frac{1}{\sqrt{1-\mu}}. \quad (7)$$

Верхнее значение $\theta_{0\mu}$ соответствует условию

$$x = x_0 = g\theta_{0\mu} = \frac{g}{\sqrt{1-\mu}} = \text{const}.$$

Если для случая $\mu = 0$, рассмотренного в ранее опубликованной статье, потребовалось рассчитать около двухсот кривых, то, как было сказано выше, с введением нового параметра μ число этих кривых оказывается на порядок выше. Соответствующие расчеты были выполнены, и эти кривые положены в основу излагаемого метода расчета. Эти кривые весьма громоздки. Поэтому для удобства расчетов можно воспользоваться кривыми для $P = \text{const}$ из предыдущей статьи, подставляя среднее значение силы

$$P_{п.ср} = \frac{P_{п.мин} + P_{п.макс}}{2}.$$

При этом расчет оказывается приближенным (соответствующие «эквивалентные» величины далее будем обозначать индексом «э»). Точное решение может быть найдено с помощью приведенных ниже кривых поправочных коэффициентов. Заметим, что они не сильно отличаются от единицы. Поправочные коэффициенты будем искать в виде

$$\sigma_{\mu} = \frac{t_{д.э}}{t_{д}},$$

где $t_{д}$ и $t_{д.э}$ — соответственно точное и приближенное значения времени движения якоря.

Нетрудно убедиться, что выражения (5) отличаются от аналогичных выражений (4) предыдущей статьи только тем, что в них $P_{п}$ заменено на $P_{п.макс}$. Следовательно, при $\mu \neq 0$ в них надо подставлять значение $P_{п.макс}$. В приближенный расчет вводится значение $P_{п.ср}$

Выражая $P_{п.мин}$ через μ и $P_{п.макс}$ с помощью (1), а затем подставляя в (8), получаем:

$$\frac{P_{п.ср}}{P_{п.макс}} = \frac{2-\mu}{2}.$$

Нетрудно видеть, что

$$\frac{c_a}{c} = \frac{h_a}{h} = \frac{g}{g_a} = \sqrt{\frac{P_{п.ср}}{P_{п.макс}}} = \sqrt{\frac{2-\mu}{2}};$$

$$\frac{N_a}{N_{\mu}} = \frac{h^2 g_a}{h_{\mu}^2 g} \frac{P_{п.макс}}{P_{п.ср}} = \left(\frac{2}{2-\mu}\right)^{2.5}.$$

Так как величина x_0 одинакова для обоих случаев, то из (4) и (3) получаем:

$$\frac{\theta_{0a}}{\theta_{0\mu}} = \frac{g}{g_a} = \sqrt{\frac{2-\mu}{2}}. \quad (9)$$

Ход вычисления искомых коэффициентов σ_{μ} следующий.

Считая заданными μ , N_{μ} и $\theta_{0\mu}$ с помощью счетной машины, решаем систему (2) — (3) в общем случае. Определив зависимости $\theta = f(y)$, находим величины $y_{0\mu}$, соответствующие значению y при $\theta = 0$, т. е.

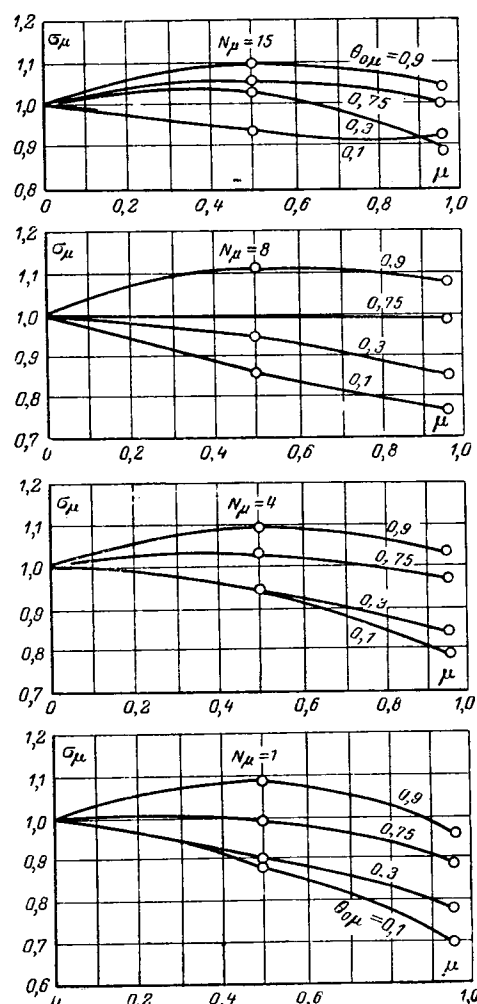


Рис. 1.

концу процесса. Время движения находится по формуле

$$t_d = y_{0\mu} h.$$

Далее в формулы, приведенные в предыдущей статье, вместо N и θ_0 подставляем

$$N_{\mu} = N_{\mu} \left(\frac{2}{2-\mu} \right)^{2,5}; \quad \theta_{0\mu} = \theta_{0\pm} \sqrt{\frac{2-\mu}{2}}$$

и определяем значения $y_{0\mu}$, соответствующие концу процесса. После этого определяем поправочные коэффициенты

$$\sigma_{\mu} = \frac{y_{0\mu} h_{\mu}}{y_{0\mu} h} = \frac{y_{0\mu}}{y_{0\mu}} \sqrt{\frac{2-\mu}{2}}.$$

В таблице указаны значения параметров, для которых были выполнены расчеты на машине «Урал».

μ	$\sqrt{\frac{2}{2-\mu}}$	$\left(\frac{2}{2-\mu}\right)^{2,5}$	N_{μ}	$\theta_{0\mu}$
0	1,0	1,0	от 1 до 80	от 0,1 до 0,9
0,5	1,15	2,0	от 1 до 20	от 0,1 до 1,3
0,95	1,38	5,2	от 1 до 20	от 0,1 до 3,0

Кривые поправочных коэффициентов σ_{μ} даны на рис. 1. Промежуточные точки процесса движения характеризует зависимость

$$\frac{\theta}{\theta_{0\mu}} = f\left(\frac{y}{y_{0\mu}}\right). \quad (10)$$

На рис. 2 для двух значений параметров пружины ($\mu=0,5$ и $\mu=0,95$) показаны огибающие, внутри которых поместились все кривые, выражающие зависимость (10). Огибающие построены для диапазонов $0,1 \leq \theta_{0\mu} \leq 0,9$ и $1 \leq N_{\mu} \leq 20$. Для многих практических вопросов точность, возможная при пользовании этими графиками, достаточна.

Большое значение имеет вопрос о достижении насыщения стали. Наибольшее значение индукции имеет в конце процесса. Были определены значения $z_{0\mu}$ для этого момента, т. е. при $\theta=0$. На рис. 3 приведены кривые для $\mu=0,95$. Они мало отличаются от аналогичных кривых, соответствующих $\mu=0$ (рис. 4 предыдущей статьи). Отличие кривых для $\mu=0,5$ еще меньшее.

Представляют также интерес значения индукции во время самого процесса движения. Введем обозначения:

$$\zeta_z = \frac{z - z_{нач}}{z_{0\mu} - z_{нач}}; \quad \zeta_y = \frac{y}{y_{0\mu}}, \quad (11)$$

где $z_{нач}$ — значение z в начале процесса движения, т. е. при $x=x_0$;

$z_{0\mu}$ — значение z в конце процесса при $x=0$.

Согласно (6) и (4)

$$z_{нач} = \frac{B_{нач}}{c} = \sqrt{1-\mu}.$$

На рис. 4 показаны семейства кривых $\zeta_z = f(\zeta_y)$ для $\mu=0$ и значений θ_0 , равных 0,1 и 0,5. Такие же

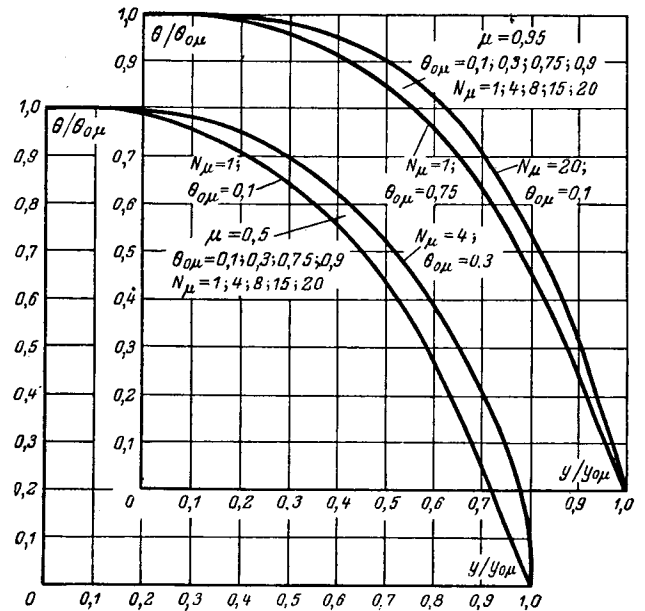


Рис. 2.

кривые приведены на рис. 5, где сплошные линии соответствуют $\mu=0$ (постоянная противодействующая сила) и $\theta_0=0,75$ а пунктирные — значениям $\mu=0,95$ (пропорциональная пружина) и $\theta_{0\mu}=1$. Согласно (9) оба эти случая приблизительно эквивалентны по времени движения якоря.

По своему смыслу коэффициент σ_{μ} является усредненным за все время движения якоря. Примене-

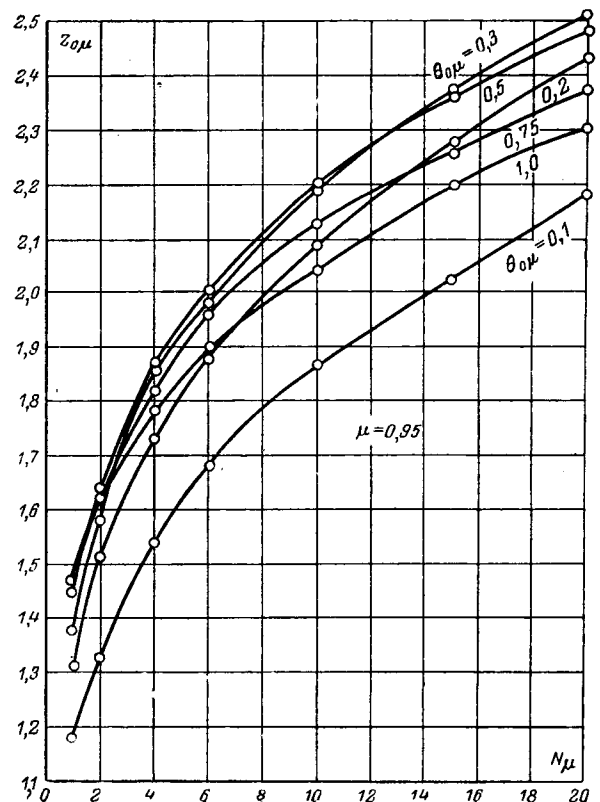


Рис. 3.

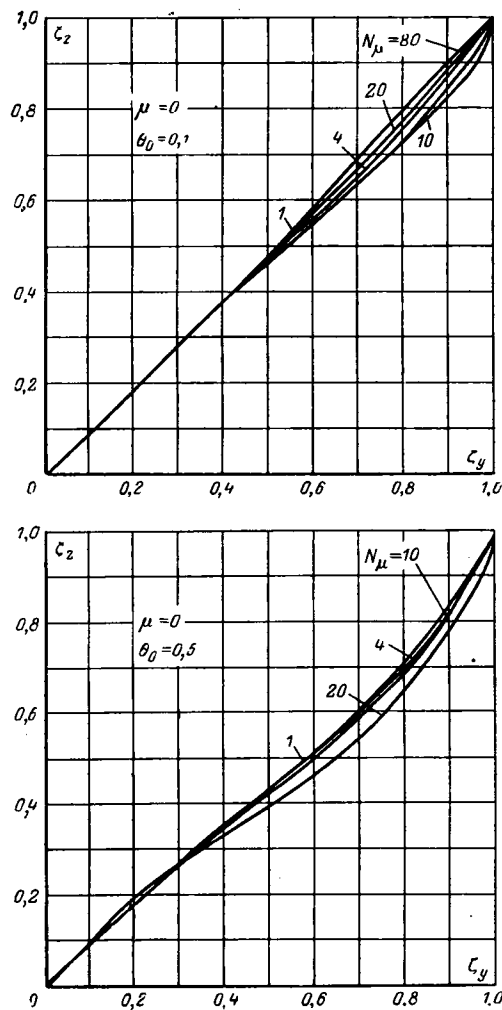


Рис. 4.

ние его оказывается вполне оправданным, поскольку по величине он мало отклоняется от единицы. Однако для промежуточных моментов движения имеются заметные отличия в характере нарастания индукции, что иллюстрирует рис. 5. При постоянной эквивалентной противодействующей силе рост индукции по сравнению со случаем пропорционально нарастающей силы в начале процесса задерживается.

Рис. 2 характеризует изменение пройденного пути по времени. Кривые $\theta = f(y)$ изменяются монотонно. Однако при больших значениях $\theta_{0\mu}$, приближающихся к верхней границе неравенства (7), решение указывало на колебания якоря. Чтобы пояснить это явление, рассмотрим случай, когда μ близко к единице. В этом случае движение якоря начинается сразу после включения электромагнита. Из уравнения (5) следует, что $\theta_{0\mu}$ растет, если уменьшается g , т. е. если возрастает $P_{\text{п. макс}}$. Но если $P_{\text{п. макс}}$ велико, т. е. если велико нараста-

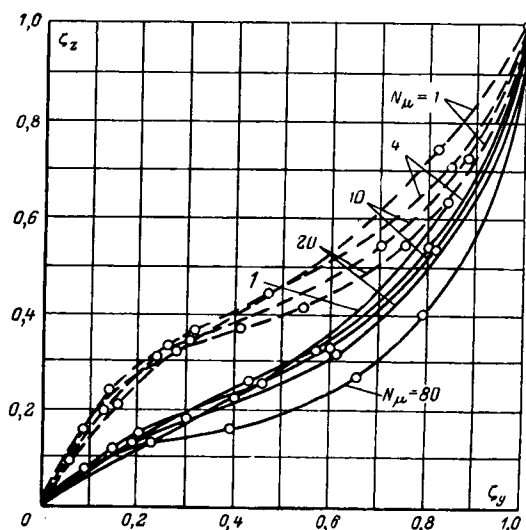


Рис. 5.

ние противодействующей силы, то даже максимально возможное установившееся значение индукции

$$B_{\text{макс}} = \frac{1,25\omega}{x_0} \cdot \frac{E}{r}$$

может оказаться недостаточным для преодоления противодействующей силы, быстро увеличивающейся с продвижением якоря. Последний не сможет пройти весь путь x_0 и должен остановиться на промежуточном уровне. При этом сначала якорь будет колебаться около этого уровня.

Закключение. Для подсчета времени движения якоря при переменной противодействующей силе нужно поступать следующим образом: 1) определить среднее за время процесса значение противодействующей силы; 2) по формулам, приведенным в предыдущей статье, вычислить время движения, подразумеваемое под постоянной противодействующей силой найденное среднее значение; 3) по формулам (5) вычислить $\theta_{0\mu}$, а по формуле (1) определить μ ; 4) по рис. 1 найти ε_μ ; 5) найденное время движения разделить на ε_μ .

Процесс движения описывается кривыми на рис. 2, где абсциссы и ординаты связаны с конструктивными данными электромагнита и временем движения формулами (4) и (5).

Чтобы выяснить, не возникает ли насыщение стали, нужно определить индукцию в конце процесса. Значения индукции во время движения во всяком случае менее этой величины. Индукция в конце процесса определяется по кривым на рис. 3 и формулам (4) и (5). Если в конце процесса сталь оказывается насыщенной, то момент начала насыщения можно определить по рис. 4 и 5 и формулам (11).

[8.IV.1965]



Распределение электрической прочности разрядных промежутков ртутных вентилях

Инж. А. А. ПЕРЦЕВ

Всесоюзный электротехнический институт имени В. И. Ленина

При изготовлении ртутных вентилях возникают неконтролируемые отклонения размеров отдельных деталей, а также технологического процесса. В результате имеет место разброс электрических характеристик изделий, изготовленных по одним чертежам и одинаковой в целом технологии. В частности, на однотипных вентилях оказываются различными величины электрической прочности разрядных промежутков (т. е. отдельных секций) в секционированном анодном узле или промежутков «сетка — анод» в вентилях с несекционированным анодным узлом. Под электрической прочностью понимается напряжение U_s , при котором начинаются пробои промежутка в ненагруженном током венти-

Представляет интерес определить разброс значений U_s , так как электрическая прочность является важной эксплуатационной характеристикой вентиля и, кроме того, по ее изменению можно следить за стабильностью процесса производства вентилях. Для оценки этого разброса было испытано достаточно большое число идентичных промежутков. Результаты испытаний обрабатывались методами теории вероятностей.

Испытаниям подверглись две серии образцов промежутков¹ анодных систем вентилях. Первая серия состояла из 54 промежутков с графитовыми электродами. Electroды имели форму дисков с диаметром 200 мм, в которых были просверлены отверстия такие же, как в управляющих сетках вентилях. Минимальное расстояние между электродами составляло 10 мм. Вторая серия состояла из 108 образцов с электродами из малоуглеродистой стали. Диаметр электродов 300 мм. Расстояние между электродами 25 мм. Электрическое поле в обоих случаях было неоднородным.

При испытаниях промежутков вакуум поддерживался парортутным диффузионным насосом. Давление посторонних газов не превышало 10^{-5} мм рт. ст. Ртутные пары не вымораживались, их давление не превышало $2 \cdot 10^{-3}$ мм рт. ст., что по крайней мере в 3 раза меньше давления, при котором может возникнуть пашеновский пробой. Таким образом, напряжение пробоя не зависело от давления паров ртути [Л. 1]. Все промежутки перед испытаниями подвергались не только прогреву под вакуумом, но также формовке током на высоком напряжении: с графитовыми электродами при напряжении 10—12 кв_{макс}, со стальными — при 15—20 кв_{макс}. Принимались меры по предотвращению появления конденсата ртути на электродах.

Электрическая прочность промежутков определялась на переменном напряжении промышленной частоты. Продолжительность подъема напряжения в течение одного опыта составляла несколько ми-

нут. Конструкция промежутков исключала возникновение пробоев в местах сопряжения электродов с диэлектриком.

Измерение величины U_s для промежутка с графитовыми электродами производилось с помощью подключенного параллельно промежутку статического киловольтметра класса 1,5; для промежутков со стальными электродами величина U_s определялась по вольтметру, включенному параллельно первичной обмотке высоковольтного трансформатора. Приведенная погрешность измерений во втором случае была не более 5%. Начало пробоев фиксировалось либо визуально с экрана осциллографа, либо с помощью счетчика [Л. 2].

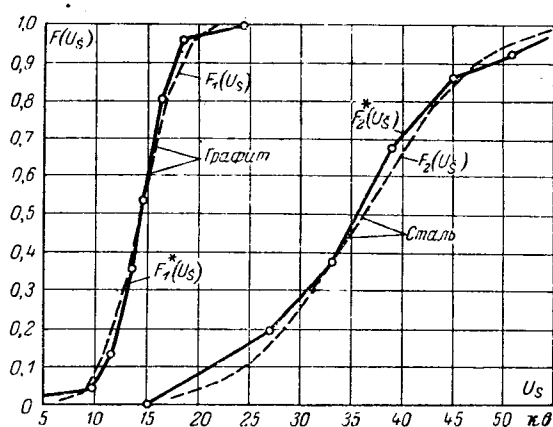


Рис. 1. Распределение величины электрической прочности промежутков с графитовыми и стальными электродами.

— эксперимент; ---- расчет.

Данные испытаний промежутков с графитовыми электродами и результаты их статистической обработки² сведены в табл. 1.

Приведенные в табл. 1 значения функции $F_1^*(U_s)$ соответствуют правым границам i -х интервалов и равны суммам частот от первого до i -го интервалов включительно. График функции распределения представлен на рис. 1. По графику можно судить о доле числа промежутков, имеющих электрическую прочность меньше данной. Например, в среднем 0,9 от общего числа испытанных промежутков имеют электрическую прочность, не превышающую 17—18 кв.

«Средний» уровень электрической прочности промежутков первой серии равен среднему арифметическому наблюдаемых значений U_s и составляет:

¹ Геометрия промежутков для рассматриваемого вопроса значения не имеет и поэтому не приводится.

² Терминология и условные обозначения, примененные при статистической обработке материала, в основном находятся в соответствии с [Л. 3].

$$\bar{U}_{s1} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n U_{si} = 14,3 \text{ кВ},$$

где n — число испытывавшихся образцов.

Разброс результатов испытаний около среднего арифметического значения определяется величиной среднеквадратического (стандартного) отклонения:

$$\sigma_{U1}^* = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (U_{si} - \bar{U}_{s1}^*)^2}{n}} = \sqrt{8,75} \approx 3 \text{ кВ}.$$

Относительная величина среднеквадратического отклонения, когда за единицу принимается \bar{U}_{s1}^* , равна:

$$\sigma_{U1}^* \% = \frac{\sigma_{U1}}{\bar{U}_{s1}^*} 100 = \frac{3 \cdot 100}{14,3} = 21\%.$$

Результаты испытаний промежутков со стальными электродами сведены в табл. 2.

График функции распределения для второй группы промежутков представлен на рис. 1. Характеристики распределения для второй серии промежутков следующие:

$$\bar{U}_{s2}^* = 36,0 \text{ кВ}; \sigma_{U2}^* = 9,0 \text{ кВ}; \sigma_{U2}^* \% = 25\%.$$

Сравнение величин \bar{U}_{s1}^* и \bar{U}_{s2}^* показывает, что вторая серия промежутков в среднем имеет более высокую электрическую прочность (36 кВ вместо 14 кВ), хотя часть промежутков (лучших) с графитовыми электродами имеет прочность более высокую, чем часть промежутков (худших) со стальными электродами. Сам факт, что $\bar{U}_{s2}^* > \bar{U}_{s1}^*$ не является неожиданным, так как у промежутков второй группы расстояние между электродами больше, чем у первой, неоднородность поля меньше, и они выполнены из материала, допускающего более высокую поверхностную напряженность электрического поля.

Сопоставление величин σ_{U1}^* и σ_{U2}^* показывает, что σ_{U2}^* в 3 раза больше, чем σ_{U1}^* . Поэтому может показаться, что вторая серия промежутков по своим характеристикам значительно менее стабильна, чем первая. Но надо учитывать, что большая величина σ_{U2}^* получилась на большем среднем уровне электрической прочности. Для того чтобы подходить к оценке разброса в сопоставимых величинах, он был выражен в относительных единицах — процентах от среднего арифметического значения электрической прочности. Сравнение относительных величин $\sigma_{U1}^* \%$ и $\sigma_{U2}^* \%$ показывает, что в данном случае обе серии промежутков имеют приблизительно одинаковые величины относительных разбросов (21 и 25%). Однако это совпадение случайно; на практике наблюдаются изменения разбросов от 10 до 40%.

В табл. 3 приведены средние арифметические значения электрической прочности промежутков после сборки, а также после формовки током на низком напряжении. Из этих данных следует, что средний уровень электрической прочности промежутков повышается по мере прохождения ими технологической цепочки. Очевидно, что по изменению \bar{U}^* можно оценивать эффективность тех или иных технологических мероприятий.

Электрическая прочность промежутка определяется множеством факторов, поэтому, в соответствии с [Л. 3], есть основания ожидать, что распределение электрической прочности совокупности промежутков должно подчиняться нормальному закону:

$$F(U_s) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} \int_0^{U_s} e^{-\frac{(U_s - \bar{U}_s)^2}{2\sigma^2}} dU_s.$$

Поэтому выравняем функции $F_{s1}^*(U_s)$ и $F_{s2}^*(U_s)$ с помощью нормального закона, приравняв его параметры \bar{U}_s и σ к соответствующим эксперимен-

Таблица 1

Границы интервалов электрической прочности промежутков, кВ	От 3,5 до 9,5	От 9,5 до 11,5	От 11,5 до 13,5	От 13,5 до 14,5	От 14,5 до 16,5	От 16,5 до 18,5	От 18,5 до 24,5
Число образцов с электрической прочностью в пределах интервала	2	5	12	10	15	8	2
Их относительное число (частота)	0,037	0,093	0,222	0,185	0,278	0,148	0,037
Функция распределения электрической прочности образцов $F_{s1}^*(U_s)$	0,037	0,130	0,352	0,537	0,815	0,963	1,0

Таблица 2

Границы интервалов электрической прочности промежутков, кВ	От 15 до 27	От 27 до 33	От 33 до 39	От 39 до 45	От 45 до 51	От 51 до 57
Число образцов с электрической прочностью в пределах интервала	21	19	33	19	8	8
Их относительное число (частота)	0,195	0,176	0,305	0,176	0,074	0,074
Функция распределения электрической прочности образцов $F_{s2}^*(U_s)$	0,195	0,371	0,676	0,852	0,926	1,0

Таблица 3

Технологические операции над вентилем перед проведением испытаний	Средний уровень электрической прочности промежутков, \bar{U}_s^*	
	Электроды из графита	Электроды из стали
Сборка, откачка	9	28
Формовка током на низком напряжении	12	30
Работа под током на высоком (рабочем) напряжении	14	36

тальным значениям, т. е. приняв $\bar{U}_s = \bar{U}_s^*$ и $\sigma = \sigma^*$. На рис. 1 построены полученные таким путем теоретические функции распределения $F_1(U_s)$ и $F_2(U_s)$.

Как видно, соответствие теоретических и экспериментальных кривых вполне удовлетворительное. Исследование этого соответствия с помощью критерия согласия χ^2 [Л. 3] показывает, что расхождение между зависимостями $F_1(U_s)$ и $F_1^*(U_s)$ за счет случайных причин может иметь место с вероятностью, не меньшей 0,4, а для функций $F_2(U_s)$ и $F_2^*(U_s)$ — с вероятностью, не меньшей 0,15. Обе вероятности достаточно велики, что позволяет признать нормальное распределение не противоречащим наблюдаемому.

При проектировании промежутка «сетка — анод» в вентилях с несекционированным анодным узлом или одной секции в вентилях с секционированным анодным узлом возникает вопрос о расчетной величине предельной напряженности E_s электрического поля на поверхности электродов при отсутствии токовой нагрузки. Под величиной E_s понимается поверхностная напряженность электрического поля, при достижении которой вероятность $F(U_s)$ пробоя промежутка становится больше данной.

В литературе по ртутным вентилям приводятся величины E_s от десятков до сотни киловольт на сантиметр. При этом бывает трудно остановить свой выбор на том или ином значении, так как почти невозможно согласовать условия эксперимента на лабораторных моделях с реальными условиями. Поэтому представляет интерес величина E_s в реальных ртутных вентилях, так как, имея эти данные, можно обоснованно рассчитывать электрическую прочность вновь проектируемых промежутков.

Для нахождения величины E_s по результатам измерений на вентилях помимо функций распределения $F(U_s)$ нужно знать конфигурацию электростатического поля промежутков. Форма поля промежутков определялась с помощью моделирования в электролитической ванне.

По конфигурации электростатического поля были определены коэффициенты концентрации напряженности k — числа, показывающие, во сколько раз величина местной напряженности E превышает среднюю E_{cp} напряженность электрического поля:

$$k = E : E_{cp} = E : \frac{U}{d},$$

где U — напряжение на промежутке;
 d — длина промежутка.

Для промежутков с электродами из графита $k_1=5$; для промежутков со стальными электродами $k_2=3$ (микроструктура поверхности электродов не учитывается).

По величине электрической прочности U_s и значению k можно определить амплитудное значение предельной напряженности электрического поля в реальном ртутном вентиле:

$$E_s = \frac{\sqrt{2} U_s}{d} k = c U_s.$$

Для испытанных промежутков с графитовыми электродами $E_{s1}=2,8 U_{s1} k_{в\max}/см$, а для промежутков со стальными электродами $E_{s2}=1,7 U_{s2} k_{в\max}/см$.

Заменяя в $F(U_s)$ переменную U_s на E_s , получаем функцию распределения предельной напряженности. Поскольку напряженность E_s пропорциональна U_s , новое распределение также будет нормальным, причем параметры \bar{U} и σ изменятся в c раз. Таким образом, параметры нормального закона распределения предельной напряженности будут следующими:

для графита

$$\bar{E}_{s1}=2,8 \bar{U}_{s1}=2,8 \cdot 14,3=40 \text{ кВ}_{\max}/см;$$

$$\sigma_{E1}=2,8 \sigma_{U1}=2,8 \cdot 3=8,4 \text{ кВ}_{\max}/см;$$

для стали

$$\bar{E}_{s2}=1,7 U_{s2}=1,7 \cdot 36=61 \text{ кВ}_{\max}/см;$$

$$\sigma_{E2}=1,7 \sigma_{U2}=1,7 \cdot 8,9=15 \text{ кВ}_{\max}/см.$$

По найденным значениям \bar{E}_s и σ_E на рис. 2 построены кривые распределения предельной напряженности электрического поля $F(E_s)$ для указанных двух случаев (сплошные кривые). Заштрихованные области показывают 80%-ный доверительный интервал, который рассчитан в соответствии с [Л. 3].

Сопоставление кривых $F_1(E_s)$ и $F_2(E_s)$ подтверждает уже известный факт о большей величине предельной напряженности для стальных электродов в сравнении с графитовыми (в данном случае в полтора раза — при расчете по средним арифметическим значениям).

Так как разброс величин предельных напряженностей возле среднего арифметического велик (σ составляет примерно четвертую часть от \bar{E}_s), то при выборе расчетной величины предельной напряженности помимо качества материала и эффективности технологии следует учитывать допустимую долю промежутков, которые при испытаниях могут оказаться электрически непрочными. Определение расчетной величины E_s с учетом этого фактора удобно делать с помощью изображенных на рис. 2 кривых. Поясним это на примере, для чего определим расчетную величину предельной напряженности электрического поля на поверхностях электродов, если на тридцать испытанных промежутков допускается в среднем иметь три непрочных.

В этом случае $F(E_s)=0,1$ и из рис. 2 следует, что для графита предельная напряженность оказывается равной около 30 $\text{кВ}_{\max}/см$, а для стали 42 $\text{кВ}_{\max}/см$.

Выбор отношения числа непрочных промежутков к числу испытанных, другими словами, вероят-

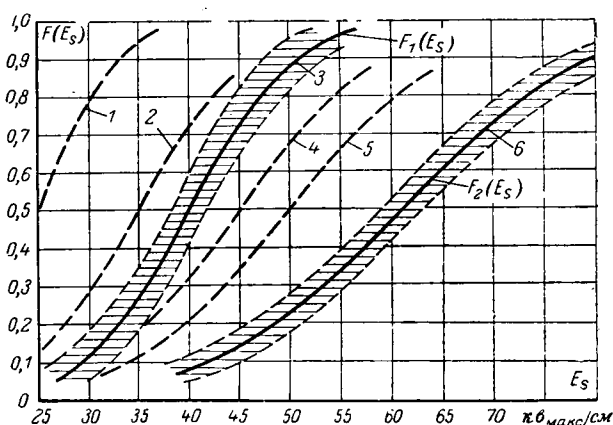


Рис. 2. Функции распределения предельной напряженности электрического поля на поверхности электродов из графита и стали.

1 — графит до формовки током на низком напряжении; 2 — графит после формовки током на низком напряжении; 3 — графит после формовки на высоком напряжении; 4 — сталь с поверхностью, обработанной по восьмому классу чистоты, до формовки; 5 — то же, но после формовки током в атмосфере водорода; 6 — то же, но после формовки на высоком напряжении.

ности получения неблагоприятного результата испытаний, выполняется, исходя из конкретных условий производства и требуемой надежности промежутка. Обычно величина $F(E_s)$ выбирается в пределах от 0,1 до 0,5.

По данным [Л. 4 и 5] электрическая прочность промежутка со стальными электродами при условиях испытаний, аналогичных нашим, линейно изменяется с его длиной. В [Л. 5] это установлено для длин промежутков от 2 до 15 мм, а в [Л. 4] — от 5 до 25 мм. Следовательно, зависимостями $F(E_s)$, показанными на рис. 2, можно пользоваться при расчете электрической прочности промежутков длиной примерно от 5 до 25 мм. Обращает на себя внимание совпадение величины $E_s = 60$ кВ/см, полученной в [Л. 5] для промежутка, в котором на одном из электродов находились стальные шарики, с величиной $\bar{E}_s = 61$ кВ/см, полученной нами из анализа результатов испытаний серии промежутков со стальными электродами.

Что касается зависимости $F(E_s)$ для графита, то мы не располагаем материалами, которые позволили бы определить длины промежутков, для которых она справедлива. Можно, однако, предположить, что при длинах промежутков от 7 до 14 мм ею можно пользоваться.

В табл. 4 приведены приблизительные значения средних арифметических величин предельных напряженностей для графита и стали, полученные при испытаниях промежутков на различных стадиях подготовки.

По приведенным значениям \bar{E}_s и $\sigma = 0,25 \bar{E}_s$ на рис. 2 построены кривые распределения допускаемой напряженности электрического поля для промежутков на различных стадиях их изготовления (пунктирные кривые). С помощью этих кривых можно оценить ожидаемую величину электрической прочности и долю промежутков, которые будут пробиваться при испытаниях. Последовательность в проведении работы при оценке указанных вели-

Таблица 4

Материалы электродов и технологические операции	\bar{E}_s , кВ макс/см
Графит до формовки током на низком напряжении	25
Графит после формовки током на низком напряжении	35
Графит после формовки на высоком напряжении	40
Сталь с поверхностью, обработанной по восьмому классу чистоты, до формовки	45—50
То же, но после формовки током в атмосфере водорода	50
То же, но после формовки током и работы на высоком напряжении	60

чин может быть следующей: на модели промежутка выясняется конфигурация электростатического поля и определяется место с максимальной напряженностью; затем, задавшись величиной $F(E_s)$, т. е. допустимой долей непрочных промежутков, по одной из кривых рис. 2 находят величину E_s . Относя найденную величину E_s к месту электрода с максимальной напряженностью поля, определяют величину электрической прочности промежутка после данной технологической операции.

Выводы. 1. С достаточным для практики приближением распределение величины электрической прочности промежутков анодных узлов ртутных вентиляй при отсутствии токовой нагрузки можно охарактеризовать с помощью нормального закона. Поэтому существует возможность объективно оценивать распределение электрической прочности группы идентичных промежутков по двум параметрам: по среднему арифметическому значению и среднему квадратическому отклонению.

2. Электрическая прочность колеблется от промежутка к промежутку в значительных пределах, поэтому при формулировании требований к промежуткам помимо величины электрической прочности следует указывать долю промежутков, не удовлетворяющих (или удовлетворяющих) этому значению.

3. Расчетное значение предельной напряженности электрического поля должно выбираться не только в зависимости от материала и его технологической обработки, но и определяться планируемой долей промежутков, выдерживающих (или не выдерживающих) данное испытательное напряжение.

Литература

1. Александров Д. Д., Олендзкая Н. Ф. и Птицын С. В., Электрическая прочность высоковольтного вентиля, ЖТФ, вып. 4, 1958, т. XXVIII.
2. Перцев А. А. и Колесникова А. Н., Счетчик числа пробоев при электрических испытаниях разрядных промежутков, сб. «Электротехническая промышленность» ЦИНТИ электропром, 1963, № 11.
3. Вентцель Е. С., Теория вероятностей, Физматгиз, 1962.
4. Александров Д. Д., Олендзкая Н. Ф. и Птицын С. В., Об электрической прочности высоковольтного ртутного вентиля, ЖТФ, 1959, т. XXIX.
5. Олендзкая Н. Ф., Пробой вакуумного промежутка при переносе между электродами проводящих частиц, «Радиотехника и электроника», вып. 3, 1963, т. VIII.

[8.1.1965]



Математическое моделирование магнитных полей рассеяния трансформаторов и реакторов на электропроводящей бумаге

Инж. С. И. ЛУРЬЕ

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

При проектировании современных мощных трансформаторов и реакторов необходимо знать распределение магнитного поля рассеяния для расчета электродинамических усилий и добавочных потерь от вихревых токов в проводниках обмотки и стальных узлах — сердечнике, баке, прессующих балках и т. д.

Методы расчетов магнитных полей, в том числе и при помощи ЭЦВМ, имеют два существенных недостатка: 1) отсутствие обзора результатов, невозможность простой оценки влияния изменений параметров или геометрических размеров; 2) возможность расчетов полей только с очень простыми граничными условиями. Указанные трудности в значительной мере преодолеваются при использовании математического моделирования магнитных полей трансформаторов и реакторов. Наиболее разработан метод электролитической ванны, уже давно применяемый в трансформаторостроении для исследования электростатических полей. Однако этот метод весьма трудоемок и имеет ряд трудно устранимых специфических погрешностей (например, электрохимические процессы на электродах). Поэтому в настоящее время во все отрасли техники внедряется моделирование на электропроводящей бумаге.

Модели электростатических (потенциальных) полей имеют конечное число электродов. Моделирование же магнитных (вихревых) полей в областях с распределенными источниками требует большого числа электродов (теоретически — бесконечно большого). В связи с этим математическое моделирование магнитных полей использовалось в основном в тех случаях, когда наибольший интерес представляло поле вдали от обмоток (например, магнитное поле в зубцовой зоне, в междуполосном пространстве и в области лобовых частей электрических машин [Л. 1 и 2]).

Специфической особенностью крупных трансформаторов и реакторов является то, что обмотки в сечении имеют сложную геометрическую форму, причем в различных частях сечения плотность н. с. различна. Разработанные ранее методы моделирования с дискретными токовводами в этом случае оказываются довольно сложными и имеющими существенные методические погрешности. Поэтому до последнего времени имелось очень мало сведений о моделировании магнитных полей трансформаторов и реакторов [Л. 3—6].

В настоящей работе рассматривается методика моделирования магнитных полей на электропроводящей бумаге с заданием источников поля при помощи конденсаторного слоя, что позволяет устранить ряд трудностей¹.

Математическая аналогия магнитного поля оригинала и электрического поля модели. Для описа-

ния магнитного поля пользуются понятиями магнитных потенциалов: векторного \vec{A} и скалярного Ω . Скалярный потенциал является многозначной функцией (в случае, когда есть области с токами, возбуждающими магнитное поле). Тем не менее доказано [Л. 7], что введя области с соответствующими «поверхностными магнитными зарядами», можно магнитное поле свести к потенциальному. На математической модели электрическое поле определяется скалярным электрическим потенциалом ϕ . Поэтому имеются две возможности построения моделей магнитного поля: электрическому потенциалу модели ϕ ставится в соответствие векторный магнитный потенциал \vec{A} или скалярный магнитный потенциал Ω . Модели, выполненные по второму способу, должны иметь линейные токовводы. Можно показать, что в случае, когда сечения обмоток отличаются от прямоугольников, появляются принципиальные трудности изготовления моделей. Даже при относительно простых сечениях число токовводов резко возрастает. Положительным качеством таких моделей является возможность работы на постоянном токе, что упрощает измерительную аппаратуру. Проведенное нами сравнение методов показало, что для трансформаторов и реакторов наиболее перспективным является моделирование векторного магнитного потенциала. В дальнейшем речь будет идти только об этом методе.

Если принять, что магнитное поле трансформатора имеет осевую симметрию, то дифференциальное уравнение для азимутальной составляющей векторного магнитного потенциала $A_\phi = A$ будет иметь вид:

$$\frac{1}{\mu} \frac{\partial^2 A}{\partial r^2} + \frac{1}{\mu r} \frac{\partial A}{\partial r} - \frac{A}{\mu r^2} + \frac{1}{\mu} \frac{\partial^2 A}{\partial z^2} = -\Delta(r, z)$$

или

$$\frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{1}{\mu r} \frac{\partial}{\partial r} (Ar) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{1}{\mu r} \frac{\partial}{\partial z} (Ar) \right] = -\Delta(r, z), \quad (1)$$

где μ — магнитная проницаемость среды (в окне трансформатора);

$\Delta(r, z)$ — плотность тока в сечении обмотки.

Магнитная индукция может быть определена дифференцированием функции (Ar) :

$$B_r = -\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} (Ar) = -\frac{\partial A}{\partial z}; \quad B_z = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (Ar); \quad B_\phi = 0. \quad (2)$$

Если имеется плоское (двумерное) электрическое поле модели на листе из проводящего материала, то для электрического потенциала ϕ будет справедливо дифференциальное уравнение

$$\frac{\partial}{\partial x_M} \left(\frac{1}{\rho} \frac{\partial \phi}{\partial x_M} \right) + \frac{\partial}{\partial y_M} \left(\frac{1}{\rho} \frac{\partial \phi}{\partial y_M} \right) = -q(x_M, y_M), \quad (3)$$

¹ В экспериментальной работе принимали участие Л. В. Агеева, Л. М. Фомина и Н. С. Жуков.

где ρ — удельное поверхностное сопротивление (так называемое сопротивление на квадрат);

$q(x_M, y_M)$ — плотность тока, вводимого в модель.

Из сопоставления уравнений (1), (3) и (2) видно, что электрическое поле, описываемое потенциалом φ , может служить моделью магнитного поля, причем

$$\varphi \equiv Ar, \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi}{\partial y_M} &\equiv -\frac{1}{\mu_0 r} \frac{\partial}{\partial z} (Ar) = B_r, \\ \frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi}{\partial x_M} &\equiv \frac{1}{\mu_0 r} \frac{\partial}{\partial r} (Ar) = B_z, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\frac{1}{\rho} \equiv \frac{1}{\mu_0 r} \text{ или } \rho \equiv r. \quad (6)$$

Последнее условие будет выполнено, если применить для моделирования электропроводящую бумагу с переменной толщиной, например, склеенную из отдельных листов, — так называемый «осесимметричный картон» [Л. 8]. Изготовление многослойного картона в виде больших листов встречает ряд трудностей и, кроме того, снижает точность моделирования. Поэтому на первом этапе было принято решение разработать более простой способ моделирования плоскопараллельных полей с использованием электропроводящей бумаги постоянной толщины.

Применительно к плоскопараллельному магнитному полю дифференциальное уравнение для векторного потенциала значительно упрощается:

$$\frac{\partial^2 A}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A}{\partial y^2} = -\mu_0 \Delta(x, y); \quad (7)$$

$$B_x = -\frac{\partial A}{\partial y}, \quad B_y = \frac{\partial A}{\partial x}. \quad (8)$$

Соответственно для модели вместо (3) получим:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x_M^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y_M^2} = -\rho q(x_M, y_M), \quad (9)$$

$$\frac{\partial \varphi}{\partial y_M} \equiv B_x, \quad \frac{\partial \varphi}{\partial x_M} \equiv B_y. \quad (10)$$

Граничные условия на ферромагнитных поверхностях при $\mu = \infty$:

$$B_t = \frac{\partial A}{\partial n} = 0, \quad (11)$$

где B_t — тангенциальная составляющая магнитной индукции;

n — направление нормали.

Соответственно для модели необходимо выполнить условие:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} = 0. \quad (12)$$

Так как градиент потенциала пропорционален плотности тока, в модели должна отсутствовать плотность тока, нормальная к линии границы сталь — воздух, и электропроводящая бумага должна быть здесь отрезана. Кроме того, в листе электропроводящей бумаги должны быть предус-

мотрены вырезы, соответствующие ферромагнитным деталям, например, нажимным кольцам.

Модель поля рассеяния трансформатора. Покажем на примере трансформатора с двумя обмотками прямоугольного сечения, как выполняется моделирование магнитного поля рассеяния (рис. 1). Отметим, что силовые линии магнитного поля на рис. 1 соответствуют линиям равного магнитного векторного потенциала

$$A = \text{пост.}$$

На рис. 2 приведен схематический чертеж модели. Лист электропроводящей бумаги имеет размеры, геометрически подобные (пропорциональные) размерам сечения окна трансформатора — оригинала. Электропроводящая бумага наложена на тонкий лист диэлектрика — конденсаторный слой. На нижней плоскости конденсаторный слой имеет электроды из металлической фольги, очертания которых соответствуют очертаниям сечений обмоток. Модель питается от источника напряжения звуковой частоты.

Напряжение между любыми двумя точками на электропроводящей бумаге обычно мало по сравнению с напряжением на конденсаторном слое, поэтому плотность тока в нем $q(x_M, y_M)$ можно считать постоянной на всей площади электродов. Однако это справедливо лишь при определенном соотношении параметров модели. Рассмотрим топографическую векторную диаграмму напряжений (рис. 3а). Вектор напряжения питания \dot{U}_M является суммой векторов напряжения на конденсаторном слое и на электропроводящей бумаге (точки с номерами соответствуют рис. 2). Векторы напряжения на конденсаторном слое \dot{U}_{0-1} , \dot{U}_{0-2} ,

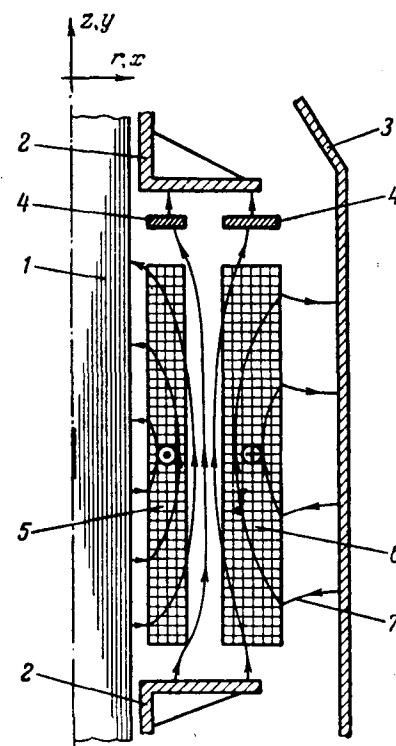


Рис. 1. Сечение двух-обмоточного трансформатора.

1 — сердечник; 2 — ярмовые балки; 3 — бак; 4 — прессующие кольца; 5 — обмотка НН; 6 — обмотка ВН; 7 — силовые линии магнитного поля.

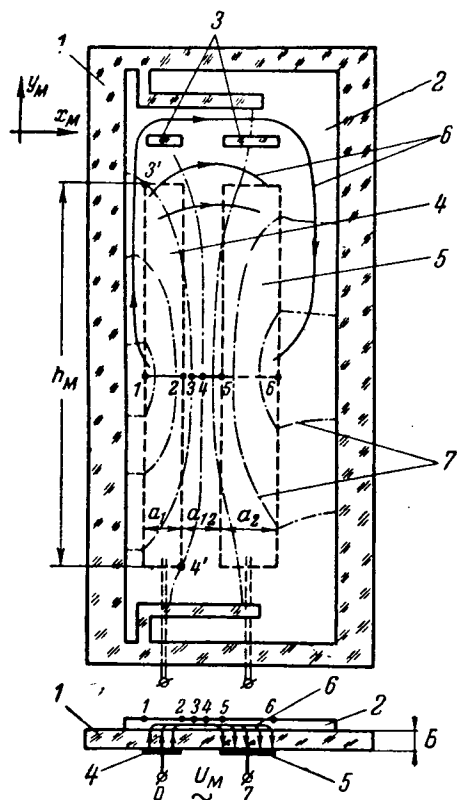


Рис. 2. Математическая модель магнитного поля трансформатора.

1 — листовой диэлектрик (конденсаторный слой); 2 — электропроводящая бумага; 3 — вырезы в бумаге, соответствующие прессующим кольцам; 4 и 5 — электроды, соответствующие обмоткам НН и ВН; 6 — силовые линии электрического тока в модели; 7 — эквипотенциальные линии на модели.

где δ_M — максимальная линейная плотность тока в электропроводящей бумаге (в точке 4);

a_{12} , a_1 и a_2 — см. рис. 2.

Принимая, что ток модели 1 определяется в основном ее емкостным сопротивлением, получаем:

$$U_M \approx I \frac{b}{\omega_M \epsilon \epsilon_0} \left(\frac{1}{S_1} + \frac{1}{S_2} \right) \approx \delta_M h_M \frac{b}{\omega_M \epsilon \epsilon_0} \left(\frac{1}{S_1} + \frac{1}{S_2} \right) = \delta_M \frac{b}{\omega_M \epsilon \epsilon_0} \frac{a_1 + a_2}{a_1 a_2}, \quad (15)$$

где $S_1 = a_1 h_M$ и $S_2 = a_2 h_M$.

В итоге имеем:

$$k = \frac{U_{1-6}}{U_M} \approx \frac{\rho_M \epsilon \epsilon_0 \omega_M}{b} \frac{a_1 a_2}{a_1 + a_2} < 0,35. \quad (16)$$

Приближенное соотношение (16) весьма удобно при предварительном выборе параметров модели (частоты питания, сопротивления бумаги и размеров электродов).

Как правило, обмотки реальных силовых трансформаторов имеют довольно сложное строение, и плотность н. с. $\Delta(x, y)$ нельзя принимать за постоянную величину на всем их сечении. При расчетах реактивностей или индукции поля рассеяния трансформаторов сечение обмоток обычно разбивают на зоны с равномерным распределением н. с. внутри каждой из них. При моделировании производится аналогичная разбивка на зоны, причем нужное рас-

\dot{U}_{0-3} и U_{0-4} связаны с векторами плотности тока q_{01} , q_{02} , q_{03} и q_{04} , соотношениями:

$$\dot{q}_{01} = j \frac{\omega_M \epsilon \epsilon_0}{b} \dot{U}_{0-1} \text{ и т. д.}, \quad (13)$$

где $\omega_M = 2\pi f_M$ — круговая частота напряжения питания модели;

$\epsilon \epsilon_0$ — диэлектрическая проницаемость;
 b — толщина конденсаторного слоя.

Если допустить, что векторы \dot{q} имеют наибольший фазный сдвиг в пределах $\pm 10^\circ$ относительно некоторого среднего для площади электрода вектора $\dot{q}_{\text{средн}}$, то любой из модулей q будет отличаться от $q_{\text{средн}}$ не более чем на $\pm 1,5\%$ ($\cos 10^\circ = 0,985$). Расчеты показывают, что при этом погрешности в магнитных индукциях, вносимые различием \dot{q} в пределах электродов, будут даже еще меньше. Принятому допущению соответствует отношение максимального напряжения на бумаге в пределах электрода обмотки НН U_{1-4} , к напряжению на конденсаторном слое $U_{0-3} \approx U_{0-4}$, около 0,35 ($\sin 10^\circ = 0,35$). Примерно такое же соотношение имеют напряжения U_{1-6} и U_M . Таким образом, допустимой величиной коэффициента использования напряжения питания модели можно принять $k = U_{1-6} : U_M < 0,35$. Проверка отношения напряжений должна производиться на изготовленных моделях перед их обмером.

Определим допустимое соотношение параметров модели. График плотности тока на бумаге вдоль линии 1—6 имеет вид трапеции (рис. 3,б), поэтому

$$U_{1-6} = \delta_M \rho [a_{12} + 0,5(a_1 + a_2)] = \delta_M \rho \tau_M, \quad (14)$$

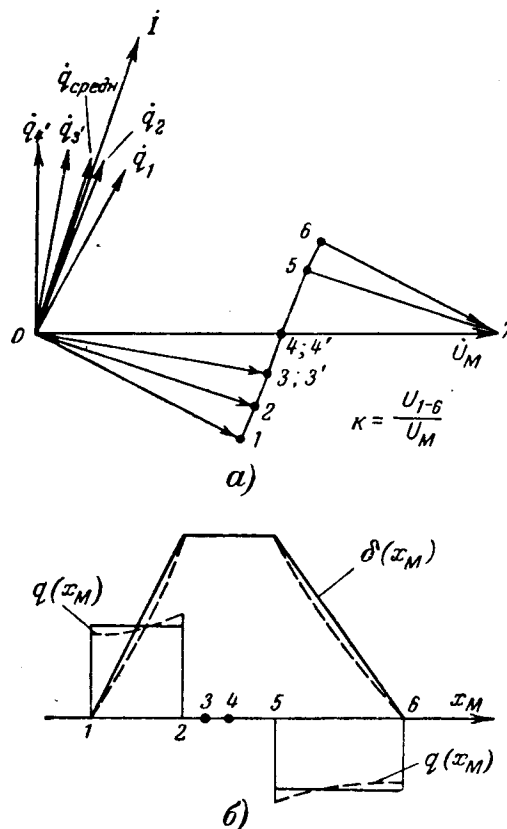


Рис. 3. Векторная диаграмма напряжений и токов в модели трансформатора (а) и распределение плотностей тока в конденсаторном слое q и в бумаге δ вдоль линии 1—6 на рис. 2 (б). Пунктирные линии — с учетом падения напряжения в бумаге, сплошные — без его учета.

пределение токов может быть осуществлено набором конденсаторов переменной емкости (рис. 4):

$$I'_{M1} : I'_{M2} : \dots : I'_{Mk} = I'_{w1} : I'_{w2} : \dots : I'_{wk} \text{ — для обмотки НН;}$$

$$I''_{M1} : I''_{M2} : \dots : I''_{Mn} = I''_{w1} : I''_{w2} : \dots : I''_{wn} \text{ — для обмотки ВН.}$$

На модели измеряются потенциалы φ и разности потенциалов $\varphi_1 - \varphi_2$, средние градиенты потен-

циалов (при помощи двойных зондов с базой d), токи I_M , подводимые к электродам модели, напряжение питания U_M и частота f_M .

Используя основные уравнения (7) — (10), можно установить соответствие между электромагнитными величинами в трансформаторе и электрическими величинами, полученными на модели, а также определить коэффициенты моделирования (см. таблицу).

Основные соотношения между линейными и электромагнитными величинами в оригинале (трансформаторе) и модели на электропроводящей бумаге

Оригинал		Модель		Коэффициенты моделирования
Линейные размеры	l, x, y	Линейные размеры	l_M, x_M, y_M	$c_l = \frac{l}{l_M} = \frac{x}{x_M} = \frac{y}{y_M}$
Векторный магнитный потенциал	A	Электрический потенциал	φ	$c_A = \frac{\sqrt{2} \mu_0}{\rho} c_{Iw} c_l^2$
Намагничивающая сила обмотки или зоны обмотки	Iw, Iw_k	Ток электрода модели	I, I_k	$c_{Iw} = \frac{Iw}{I} \approx \frac{Iw}{U_M 2\pi f_M C_M}$
Плотность н. с.	$\Delta(x, y)$	Плотность тока в конденсаторном слое	$q(x_M, y_M)$	$c_\Delta = c_{Iw} c_l^{-2}$
Магнитная индукция	B, B_x, B_y	Средний градиент, измеренный двойным зондом (база d)	u, u_y, u_x	$c_B = \frac{\sqrt{2} \mu_0}{d\rho} c_{Iw} c_l$
Напряженность магнитного поля	H, H_x, H_y	Плотность тока в модели (на электропроводящей бумаге)	$\delta, \delta_y, \delta_x$	$c_H = c_{Iw} c_l$
Магнитное напряжение между двумя точками (1 и 2)	$\int_1^2 H dl$	Ток, проходящий через сечение 1—2	$\int_1^2 \delta dl_M$	$c_{HI} = c_{Iw} c_l^2$
Магнитный поток в сечении между двумя точками (1 и 2)	Φ_{12}	Разность потенциалов	$\varphi_1 - \varphi_2$	$c_\Phi = \frac{\pi D_{cp} \sqrt{2} \mu_0}{\rho} c_{Iw} c_l^2$
Удельная энергия магнитного поля	w_0	Удельная мощность потерь в электропроводящей бумаге	$p_0 = \partial^2 \rho$	$c_{w_0} = \frac{\mu_0}{\rho} c_{Iw}^2 c_l^2$
Удельная электромагнитная сила (на единицу высоты обмотки)	F_0	Средний градиент	u	$c_{F_0} = \frac{\sqrt{2} Iw}{h} \pi D_{cp} c_B$
Электромагнитная сила (осевая), действующая на обмотку или часть обмотки	F	Напряжение на модели	$\varphi_1 - \varphi_2 = U_{1-2}$	$c_F = \frac{2Iw}{h} \pi D_{cp} c_{Iw} c_l \frac{\mu_0}{\rho}$
		а) Мощность потерь в электропроводящей бумаге модели	P_M	$c'_L = \frac{\pi D_{cp} \mu_0}{\rho} \frac{w^2}{I^2} c_l^4$
Индуктивность короткого замыкания	L_K	б) Алгебраическая сумма средних значений потенциалов зон	$\sum_k \frac{I_k}{I} \varphi_{k,cp}$	$c''_L = \sqrt{2} I c'_L c_l^{-2}$

Примечания: 1. Направление магнитной индукции при измерении на модели двойным зондом среднего градиента u совпадает с направлением нормали к прямой, соединяющей две точки двойного зонда.

2. В таблице приняты обозначения: h — высота обмотки оригинала; w — число витков; $2\pi f_M = \omega_M$ — частота питающего модель напряжения; C_M — емкость модели между зажимами источника питания; U_M — напряжение питания модели; ρ — удельное сопротивление бумаги (на квадрат); D_{cp} — средний диаметр обмоток.

3. Все величины выражены в единицах системы СИ.

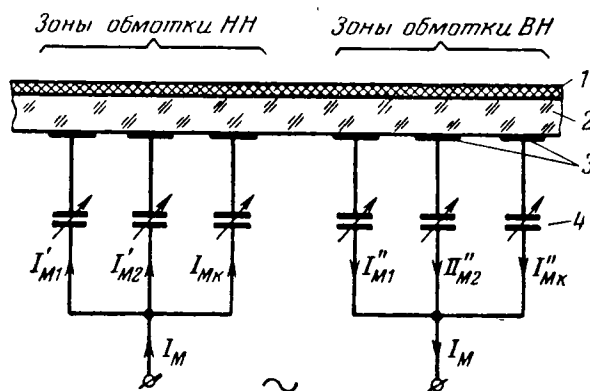


Рис. 4. Принципиальная схема распределения токов в электродах модели.

1 — электропроводящая бумага; 2 — конденсаторный слой; 3 — электроды, соответствующие зонам сечения обмотки с равномерной плотностью н. с.; 4 — конденсаторы переменной емкости.

Модель поля реактора. При помощи математического моделирования на электропроводящей бумаге можно также исследовать электромагнитные устройства, в которых нельзя пренебречь намагничивающим током, как это сделано при моделировании трансформаторов. В качестве примера рассмотрим реактор, стержень магнитопровода которого имеет несколько немагнитных зазоров (рис. 5). Весь ток обмотки реактора является намагничивающим.

Модель магнитного поля реактора с немагнитными зазорами в стержне представлена на рис. 6. В области обмотки ток в модель вводится при помощи конденсаторного слоя. К выступам бумаги, соответствующим немагнитным зазорам, подводят токи, пропорциональные н. с. зазоров (т. е. магнитным напряжениям на зазорах). При расчете реакторов обычно предполагают, что магнитный поток в стержне является неизменным по высоте стержня. В этом случае токи в модели нужно рас-

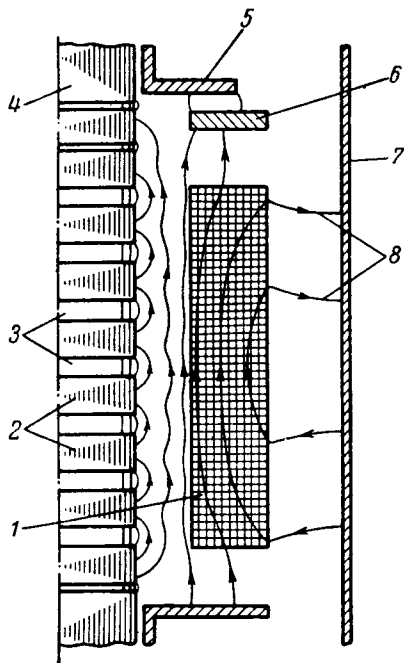


Рис. 5. Сечение стержневого реактора.

1 — обмотка; 2 — элементы из радиально шихтованных листов стали; 3 — немагнитные зазоры; 4 — ярма; 5 — ярмовая балка; 6 — прессующее кольцо; 7 — бак; 8 — силовые линии магнитного поля.

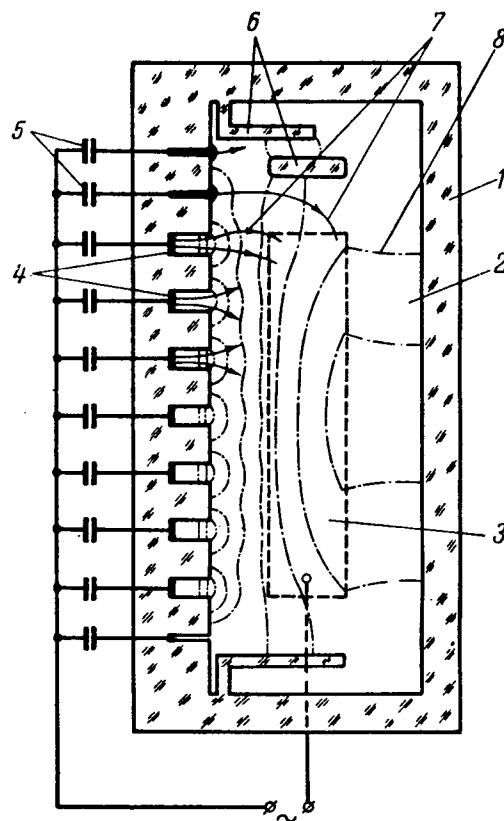


Рис. 6. Модель магнитного поля реактора на электропроводящей бумаге.

1 — конденсаторный слой; 2 — электропроводящая бумага; 3 — электрод обмотки; 4 — электроды на выступах бумаги, соответствующих немагнитным зазорам; 5 — переменные конденсаторы; 6 — вырезы в бумаге, соответствующие ферромагнитным деталям (прессующему кольцу и ярмовым балкам); 7 — силовые линии электрического поля модели; 8 — эквипотенциальные линии электрического поля (соответствующие силовым линиям магнитного поля оригинала).

пределить пропорционально длинам зазоров при помощи переменных сопротивлений или переменных емкостей, включенных в цепь каждого электрода на бумаге (рис. 6).

Установка для моделирования². Примеры моделирования. На рис. 7 показана разработанная и выполненная в ВЭИ модель магнитного поля трансформатора или реактора. В качестве конденсаторного слоя используется лист стекла толщиной 2,2 мм.

Электропроводящая бумага накладывается на стекло и прижимается к нему в области обмоток слоем сыпучего непроводящего материала — фарфоровой крошки с размером зерен 2—5 мм. До настоящего времени электропроводящую бумагу рекомендовалось приклеивать к конденсаторному слою [Л. 9 и 10]. Однако техника приклеивания больших листов бумаги довольно сложна. Кроме того, как показал наш опыт, после приклейки сопротивление бумаги становится резко неоднородным, что ведет к возрастанию погрешностей моде-

² Лурье С. И. Устройство для моделирования вихревого поля. Авторское свидетельство № 168478 (Заявка № 822584/26—24 от 1 марта 1963 г.) Бюллетень изобретений № 4, 1965.

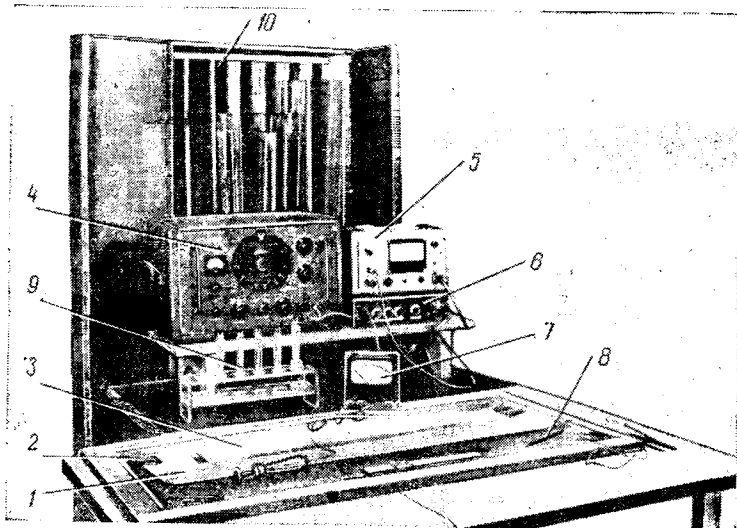


Рис. 7. Общий вид модели.

1 — электропроводящая бумага; 2 — конденсаторный слой (лист стекла); 3 — прижимной слой; 4 — звуковой генератор; 5 — ламповый вольтметр для измерения U_M ; 6 — блок компенсации емкостной наводки; 7 — милливольтметр с автономным питанием; 8 — одиночный зонд; 9 — набор двойных зондов с базой 4—20 мм; 10 — шкаф для хранения стекол, бумаг и других частей модели.

лирования до недопустимых значений порядка 20—30% и более. Применение прижимного слоя снижает эти погрешности до величины менее 10%. В то же время любой участок модели доступен для измерения, так как фарфоровая крошка легко отодвигается.

При использовании двойных зондов для определения градиентов приходится измерять небольшое напряжение (порядка единиц или десятков милливольт) под относительно высоким потенциалом (порядка 100 в). Поэтому были приняты особые меры для устранения влияния паразитных емкостных на-

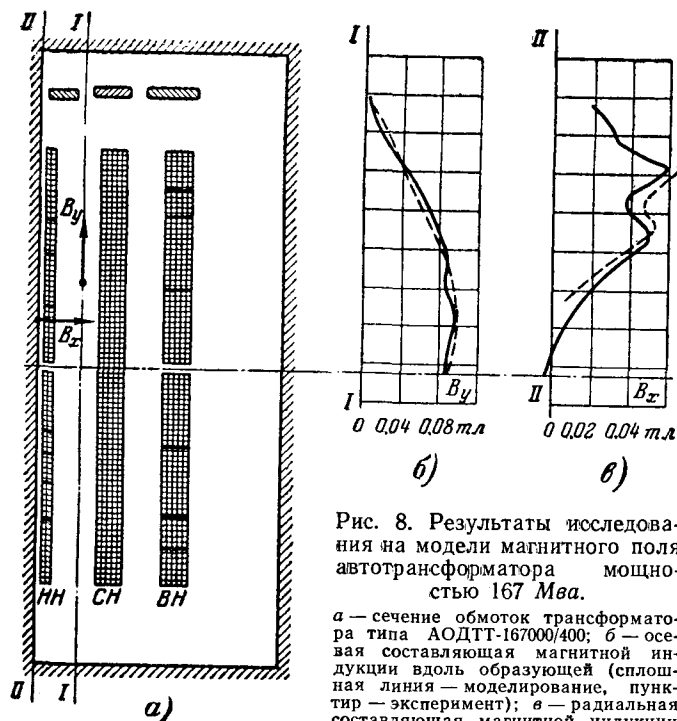


Рис. 8. Результаты исследования на модели магнитного поля автотрансформатора мощностью 167 Мва.

а — сечение обмоток трансформатора типа АОДТТ-167000/400; б — осевая составляющая магнитной индукции вдоль образующей (сплошная линия — моделирование, пунктир — эксперимент); в — радиальная составляющая магнитной индукции вблизи сердечника (сплошная линия — моделирование, пунктир — расчет плоско-параллельного поля).

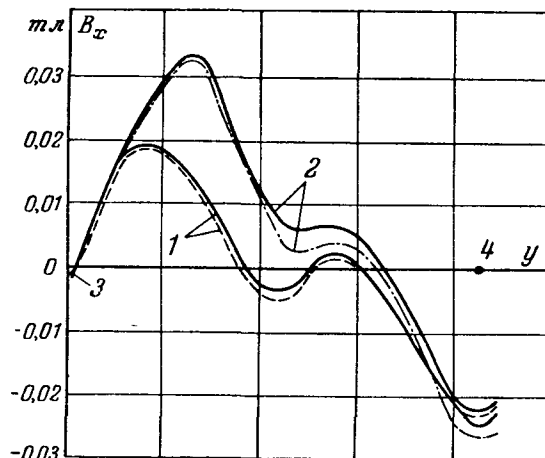


Рис. 9. Кривые распределения радиальной составляющей индукции по образующей вблизи обмотки ВН трансформатора типа ТДЦГ-40500/110.

1 и 2 — различные схемы включения регулировочных витков в обмотке ВН (сплошные кривые — моделирование, пунктирные — эксперимент на оригинале); 3 — середина обмотки по высоте; 4 — торец обмотки.

водок. С этой целью в качестве измерительного прибора использован миниатюрный милливольтметр с симметричным входом на полупроводниковых триодах (с автономным питанием). Кроме того, к выходным зажимам модели подключен блок компенсации («цепочка Вагнера»), в котором имеются ступенчато и плавно регулируемые активные сопротивления и емкости.

Погрешности моделирования магнитных полей можно разбить на две группы. К первой относятся принципиальные погрешности: от замены реальных осесимметричных (плоскомеридианных) магнитных полей плоскопараллельными; от замены массивных деталей из стали частями с бесконечной или постоянной магнитной проницаемостью и с бесконечно большим сопротивлением. В большинстве случаев эти погрешности находятся в пределах, вполне допустимых для практики. Ко второй группе относятся погрешности, характерные для принятого метода моделирования, например, погрешности из-за неоднородности и анизотропии электрического сопротивления бумаги, краевого эффекта в конденсаторном слое, усреднения при измерениях двойным зондом и т. д.

Проведенное нами детальное исследование этих погрешностей и разработанная методика их устранения или учета, моделирование контрольных задач и сопоставление данных моделирования с экспериментом на реальных объектах показали, что уровень суммарной погрешности моделирования магнитных индукций составляет примерно 10%, что вполне достаточно для практического использования модели.

Разработанная методика и техника моделирования магнитных полей на электропроводящей бумаге несложна: специальная измерительная аппаратура относительно проста, на подготовку модели к измерениям затрачивается не более 2—3 человеко-дней. При помощи математического моделирования в ВЭИ был решен ряд задач, связанных с

исследованием или проектированием трансформаторов и реакторов. В качестве примеров приводим результаты исследования на модели магнитных полей автотрансформатора мощностью 167 Мва (рис. 8) и трансформатора мощностью 40,5 Мва (рис. 9). Кривые магнитной индукции, полученные при моделировании, достаточно хорошо совпадают с результатами исследования магнитного поля на реальных трансформаторах и с расчетами по методике ВЭИ [Л. 11].

В 1964 г. в ВЭИ изготовлен комплект установок для моделирования, который передан для эксплуатации конструкторскому отделению Московского электрозавода им. В. В. Куйбышева.

В настоящее время продолжается работа в следующих основных направлениях: моделирование осесимметричных полей; учет вихревых токов в элементах конструкции; дальнейшее снижение погрешностей моделирования; решение задачи о распределении н. с., обеспечивающем минимальные магнитные поля в заданных местах.

Выводы. 1. В практике разработки и исследования трансформаторов и реакторов математическое моделирование магнитных полей рассеяния применялось очень редко, в то время как оно имеет существенные преимущества по сравнению с расчетными методами или с физическим моделированием.

2. Математическое моделирование на электропроводящей бумаге с использованием конденсаторного слоя позволяет получить картину магнитного поля трансформатора или реактора, определить численные значения составляющих магнитной индукции (включая области в пределах сечения об-

моток), магнитные потоки, электродинамические усилия и т. д.

3. Достигнутая точность моделирования порядка 10% является удовлетворительной для широкого практического использования описанного способа.

Литература

1. Демирчян К. С. и Прусс-Жуковский В. В., Исследование э. д. с., индуцированных в электрических машинах, при помощи моделирования в электролитической ванне, «Электричество», 1961, № 8.
2. Oberretl K., Ermittlung magnetischer Felder an Blechmodellen, ETZ-A, 1963, H. 23.
3. Müllner F., Elektrische Abbildung magnetischer Wirbelfelder, ETZ, 1929, H. 37.
4. Allen P. H. G., Transformer leakage field analysis by electrolytic tank analogue, Electr. energy, 1959, № 1.
5. Diggl H., Hartill E. R., Some applications of the electrolytic tank to engineering design problems, PEE, 1954, vol. 101, pt. II.
6. Lutz H., Leistungstransformatoren für 500... 750 kV, Diskussion, Bull. SEV, 1964, № 9, S. 444—449.
7. Грешняков В. М., Приведение квазистационарного магнитного поля к потенциальному полю источников, «Электричество», 1960, № 8.
8. Фильчаков П. Ф. и Панчишин В. И., Интеграторы ЭГДА. Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге, АН УССР, Киев, 1961.
9. Карплюс У., Моделирующие устройства для решения задач теории поля, Перевод с англ., Изд-во иностранной литературы, 1962.
10. Тетельбаум И. М., Электрическое моделирование, Госэнергоиздат, 1959.
11. Наяшков И. С. и Карасев В. В., Расчет полей рассеяния трансформаторов, «Вестник электропромышленности», № 4, 1963.

[19.3.1965]



Из опыта работы

УДК 621.318.12

Высококоэрцитивные кобальт-платиновые сплавы

Кандидат техн. наук Ю. А. ГРАЦИАНОВ и инж. А. Г. РАБИНЬКИН

ЦНИИчермет им. И. П. Бардина

При конструировании аппаратов, приборов или машин в ряде случаев требуется создать малогабаритные магнитные системы с большим размагничивающим фактором или системы, работающие в условиях действия значительных магнитных полей. Для этих целей наряду с кристаллически текстурированными литыми постоянными магнитами на Fe=Ni=Co=Al основе, успешно применяются кобальт-платиновые сплавы. В отличие от известных марок Fe=Ni=Co=Al сплавов, кобальт-платиновые сплавы пластичны, легко поддаются любым видам механической обработки, в высококоэрцитивном состоянии обладают большой прочностью и вязкостью, антикоррозионны почти в любых средах. Кобальт-платиновые сплавы имеют в настоящее

время наивысшую коэрцитивную силу по индукции B_H , достигающую 400 кА/м. Обладая при этом довольно высокой остаточной индукцией 0,6—0,75 тл, кобальт-платиновые сплавы имеют весьма большую удельную магнитную энергию — порядка 40 кДж/м³.

Авторами работы проведено детальное исследование влияния химического состава, исходного состояния и условий термической обработки на магнитные свойства кобальт-платиновых сплавов [Л. 1—5].

Установлено, что наиболее высокие значения удельной магнитной энергии получаются на сплавах с 24—25% (по массе) Со, остальное Pt. При этом достигается сочетание больших значений

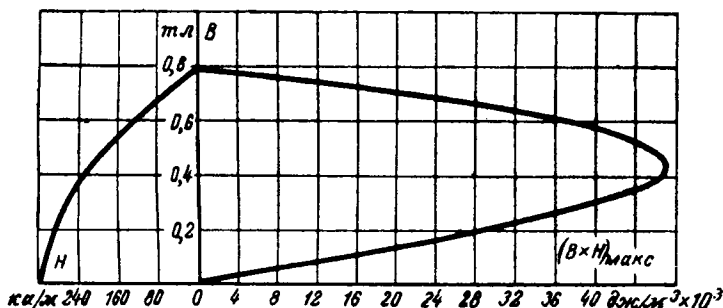


Рис. 1. Кривые размагничивания и магнитной энергии кобальт-платинового сплава.

остаточной индукции B_r при сохранении высокой коэрцитивной силы H_c . Оптимальная термообработка этих сплавов заключается в нагреве до 1000°C , выдержке в течение 2 ч, охлаждении в интервале $830\text{—}750^\circ\text{C}$ со скоростью 5 град/сек до 660°C и выдержке при этой температуре в течение 30/60 мин. Такой режим охлаждения практически можно осуществить путем закалки в соляной ванне с температурой расплава 660°C . Продолжительность выдержки в соляной ванне при 660°C подбирается в зависимости от массы обрабатываемых магнитов и их предшествующей технологической обработки.

Выбранный химический состав и описанный режим термообработки сплава обеспечивают получение следующих магнитных свойств:

$$B_r = 0,79 - 0,71 \text{ тл};$$

$$BH_c = 320 - 385 \text{ кДж/м}^3;$$

$$A_{\text{макс}} = \frac{(BH)_{\text{макс}}}{2} = 46 \pm 0,75 \text{ кДж/м}^3.$$

На рис. 1—4 приведены кривые размагничивания, магнитной энергии и коэффициента возврата, зависимость коэрцитивной силы от намагничивающего поля и изменения рабочего потока и магнитных свойств после выдержки при температурах до 350°C магнитов из кобальт-платинового сплава. Имеются

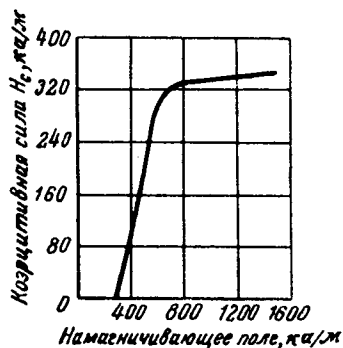


Рис. 2. Зависимость коэрцитивной силы кобальт-платинового сплава от намагничивающего поля.

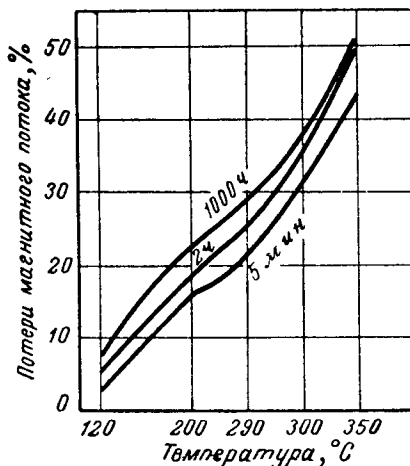


Рис. 3. Зависимость изменения в рабочем потоке магнита из кобальт-платинового сплава от температуры и продолжительности выдержки.

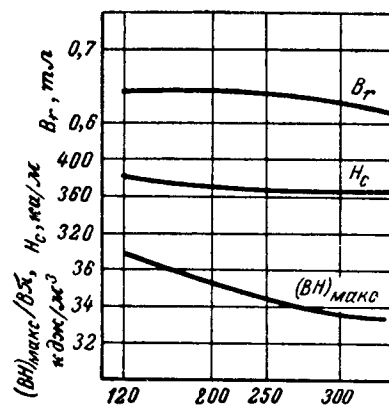


Рис. 4. Изменение магнитных свойств кобальт-платинового сплава после выдержки в течение 1000 ч при различных температурах.

сведения о высокой временной стабильности и стабильности магнитных свойств и магнитного потока магнитов из этих сплавов при циклических нагревах и охлаждении в интервале от -40 до $+70^\circ\text{C}$.

Ниже приводится таблица физических свойств и технических характеристик кобальт-платинового

Свойства кобальт-платинового сплава
(24—25% Со, остальное Pt)

Свойства	Состояние сплава после обработки	
	Закалка с 1000°C в воде	Оптимальная термообработка
Тип кристаллической решетки . . .	ГЦК, $a = 3,751$	ГЦК+ГЦТ, $a = 3,793$ $c = 3,675$ $c/a = 0,969$
Плотность, г/см ³	15—16	
Температура плавления, $^\circ\text{C}$	1520 ± 10	
Точка Кюри, $^\circ\text{C}$	520—530	
Средний температурный коэффициент линейного расширения (0— 100°C), $1/\text{град}$	$9,3 \cdot 10^{-6}$	
Удельное электросопротивление, мом·см	40	30
Модуль нормальной упругости при 20°C , кг/мм ²	—	20 000
Твердость по Виккерсу, кг/см ²	200—210	305—315
Предел прочности, кг/мм ²	—	86
Предел пропорциональности, кг/мм ²	—	73
Коэрцитивная сила BH_c , кДж/м ³	0,8	320—400
Коэрцитивная сила H_c , кА/м	—	440—520
Остаточная индукция B_r , тл	0,2—0,3	0,79—0,65
Магнитная энергия, кДж/м ³	—	40—48
Индукция магнитного поля при максимальной магнитной энергии, тл	—	0,34—0,5
Напряженность магнитного поля при максимальной магнитной энергии, кА/м	—	240—185
Намагниченность насыщения, тл	—	0,85—0,8
Коэффициент возврата, тл/кА/м	—	$1,65 \cdot 10^{-6}$
Напряженность магнитного поля для насыщения, кА/м	—	1 200—1 450

Определение необходимого числа измерений при экспериментальном исследовании электрических нагрузок

Кандидат техн. наук А. М. ПАНЧЕНКО

Рига

Рациональная методика расчета электрических нагрузок промышленных предприятий может быть создана только на базе теории вероятностей, математической статистики, а также на анализе экспериментальных данных — реальных графиков нагрузок, построенных с учетом особенностей технологии производства.

Для анализа зависимостей электрических нагрузок необходимо иметь данные о 30-минутных максимумах нагрузки и о средних за смену нагрузках подстанции или фидера, питающего группу приемников.

При исследовании электрических нагрузок правильное определение необходимого числа измерений имеет важное значение. Выводы желательно основывать на анализе ограниченного количества значений нагрузок, так как практически невозможно определить все значения данного показателя.

Ответ на вопрос, каким должно быть число измерений определенного показателя для обеспечения достаточной точности и надежности выводов, дает математическая статистика.

Объем выборки или необходимое число измерений n определяется по формуле¹

$$n = \frac{t^2 \sigma^2}{\Delta^2},$$

где $t = 1,96$ при надежности вывода $\alpha = 0,95$;

Δ — допустимый предел отклонения или допустимая точность измерения;

$$\sigma^2 = \frac{(x_1 - \bar{x})^2 + (x_2 - \bar{x})^2 + \dots + (x_n - \bar{x})^2}{n - 1} \text{ — средний квадрат отклонения выборки (дисперсия).}$$

Здесь x_1, x_2, \dots, x_n — составляющие выборки;

\bar{x} — средняя арифметическая выборки.

Дисперсия σ^2 неизвестна, поэтому воспользоваться формулой для определения необходимого числа измерений до выполнения эксперимента нельзя.

Заменив σ и Δ через коэффициент вариации $v\% = \frac{100\sigma}{\bar{x}}$ и точность измерения в процентах от средней $\Delta\% = \frac{100\Delta}{\bar{x}}$, найдем:

$$n = t^2 \left(\frac{\sigma}{\Delta} \right)^2 = t^2 \left(\frac{v\%}{\Delta\%} \right)^2$$

или

$$n = 3,84 \left(\frac{v\%}{\Delta\%} \right)^2.$$

Зная пределы изменения коэффициента вариации и задаваясь точностью измерений, можно определить необходимое число измерений.

При определении точности измерений исходим из следующих положений.

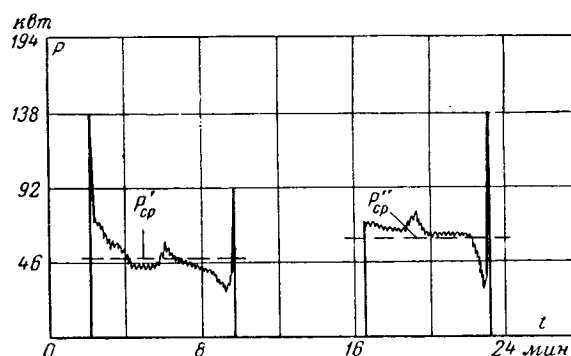


Рис. 1. График нагрузки очистного комбайна ЛГД-2.

Для получения лучшего использования установок желательно определять расчетные нагрузки с большей степенью точности. В то же время эта степень точности имеет практический предел, определяемый стандартной шкалой допустимых токов нагрузки на кабели и шкалой номинальной мощности трансформаторов.

Величина интервала между стандартным сечением кабелей по допустимому току нагрузки составляет в среднем 20%, а между двумя трансформаторами стандартных мощностей — 33%. Очевидно, что степень точности расчетных нагрузок, равная половине интервала, является достаточной и стремление добиться более точных данных, т. е. со степенью точности меньше половины интервала, практически не меняет результата выбора стандартного сечения кабеля или трансформатора. Поэтому определение расчетных нагрузок достаточно про-

сплава (Пл76К), составленная на основании работ авторов и сведений из литературы.

Литература

1. Грацианов Ю. А. и Рабинькин А. Г., Часы и часовые механизмы, 1962, № 2.
2. Грацианов Ю. А. и Рабинькин А. Г., Физика металлов и металловедение, 1964, № 4, т. 17.

3. Грацианов Ю. А. и Рабинькин А. Г., Физика металлов и металловедение, 1964, № 6, т. 17.

4. Грацианов Ю. А., Зусман Ш. И. и Рабинькин А. Г., Заводская лаборатория, 1963, № 2.

5. Потапов Н. Н. и Рабинькин А. Г., Доклады АН СССР, 1965, № 3, т. 160.

(18.1.1965)

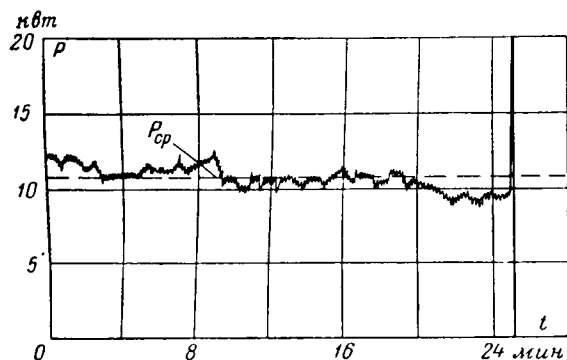


Рис. 2. График нагрузки скребкового конвейера СКР-20.

изводить с погрешностью для проводов и кабелей $\pm 10\%$, а для трансформаторов $\pm 16\%$.

При определении необходимого числа экспериментальных данных принимаем степень точности $\pm 10\%$.

Коэффициент вариации показателей, характеризующих электрические нагрузки, например, подземных горных разработок, колеблется в пределах 15—25%.

В этих условиях необходимое число измерений заключено в следующих пределах:

$$\text{от } n = 3,84 \left(\frac{15}{10} \right)^2 = 8,64 \approx 9;$$

$$\text{до } n = 3,84 \left(\frac{25}{10} \right)^2 = 24.$$

Нагрузки и другие параметры электропотребления фиксируются регистрирующими приборами как непрерывная запись на диаграммной бумаге изменения данной величины в соответствующем масштабе за определенное время (час, смена, сутки).

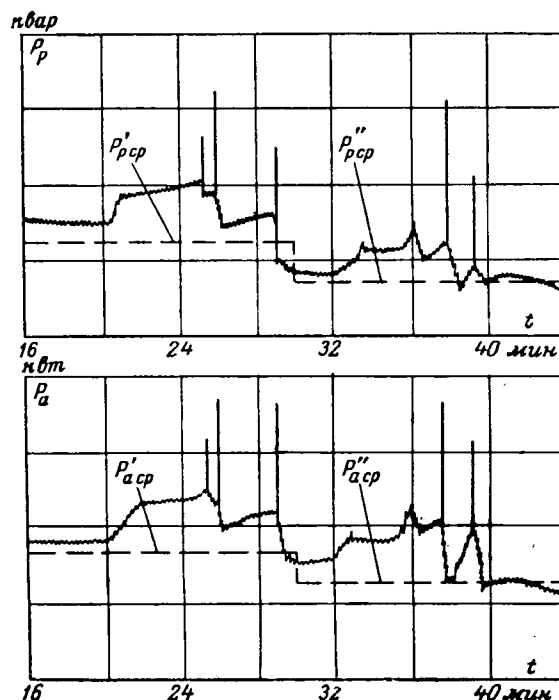


Рис. 3. График нагрузки участковой подстанции угольной шахты.

Данные для анализа зависимостей электрических нагрузок, в том числе 30-минутные максимумы нагрузки и средние сменные мощности подстанции или фидера, находятся из нагрузочных диаграмм при их обработке.

На рис. 1, 2 и 3 даны примеры нагрузочных диаграмм — реальных графиков электрических нагрузок, снятых регистрирующими приборами в условиях угольной шахты.

[20.4.1964]

Заметки и письма

НЕКОТОРЫЕ КРИТИЧЕСКИЕ ЗАМЕЧАНИЯ ПО ПОВОДУ СТАТЬИ Ю. Г. ЕСИКОВА «О РАСПРЕДЕЛЕНИИ НАПРЯЖЕННОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ПОЛЯ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ КОНДЕНСАТОРЕ»

(Журнал «Электричество», № 8 за 1964 г.)

В журнале «Электричество» № 8 за 1964 г. была опубликована статья инж. Ю. Г. Есикова.

В начале статьи автор рассматривает цилиндрический коаксиальный конденсатор, имеющий внутренний промежуточный коаксиальный цилиндр, расположенный на равных расстояниях от наружного и внутреннего цилиндра (рис. 1). Диэлектриком конденсатора является воздух.

Ю. Г. Есиков пишет: «Сделаем так, чтобы $\Delta_1 = \Delta_2$ и $C_1 = C_2$ »,

где C_1 и Δ_1 — емкость и толщина изоляции внутреннего конденсатора;

C_2 и Δ_2 — то же для наружного.

Известно, что емкость цилиндрического конденсатора выражается уравнением

$$C = \frac{\epsilon l}{2 \ln \frac{r_n}{r_0}}, \quad (1)$$

где ϵ — диэлектрическая проницаемость диэлектрика между обкладками;

l — осевая длина обкладок;

r_n — наружный радиус обкладки;

r_0 — внутренний радиус обкладок.

Применяя формулу (1) для определения емкостей C_1 и C_2 , находим:

$$C_1 = \frac{\epsilon l}{2 \ln \frac{r_0 + \Delta}{r_0}}, \quad (2)$$

и

$$C_2 = \frac{\epsilon l}{2 \ln \frac{r_0 + 2\Delta + \delta}{r_0 + \Delta + \delta}}, \quad (3)$$

где

$$\Delta = \Delta_1 = \Delta_2;$$

δ — толщина обкладки промежуточного цилиндра.

Если ϵ и l в уравнениях (2) и (3) неизменны, то невозможно равенство емкостей C_1 и C_2 при заданных условиях, а значит, и формулы (3)—(8), приведенные в [Л. 1], неверны, так как напряжения на емкостях C_1 и C_2 не равны.

Далее Ю. Г. Есиков пишет: «Так как в любой точке электрического поля при заданных условиях не может быть двух различных по величине напряженностей, то мы вправе потребовать выполнения равенства между (4) и (5), т. е.

$$\frac{U}{2(r_0 + \Delta) \ln \frac{r_0 + \Delta}{r_0}} = \frac{U}{2(r_0 + \Delta) \ln \frac{r_0 + 2\Delta}{r_0 + \Delta}}, \quad (4)$$

поскольку точки, расположенные на внутренней и внешней поверхности промежуточного цилиндра, соединены проводником». Нельзя говорить, что точки, расположенные на внутренней и внешней поверхности промежуточного цилиндра, являются одной и той же точкой. Безусловно эти точки разные.

Если эти точки рассматриваются в диэлектрике, то напряженности в них не могут быть равными. Нетрудно доказать, что соотношение между напряженностями в диэлектрике E_n на внутренней поверхности и E_n на наружной поверхности промежуточного цилиндра будет выражаться уравнением

$$\frac{E_n}{E_n} = \frac{r_0 + \Delta}{r_0 + \Delta + \delta}. \quad (5)$$

Конечно, если принять $\delta=0$, то $E_n=E_n$, т. е. это будет одна и та же точка, но тогда промежуточного цилиндра не будет.

Из того, что две точки диэлектрика прилегают к проводящему цилиндру (соединены проводником), не следует, что в таких точках диэлектрика должны быть одинаковые напряженности.

Ю. Г. Есиков применяет формулу

$$U_{пр} = E_k r_0 \ln \frac{r_n}{r_0} \quad (6)$$

для определения пробивного напряжения цилиндрического конденсатора по величине E_k , которую он называет критической напряженностью, т. е. по электрической прочности диэлектрика в равномерном поле. Но известно, что формула (6) не всегда пригодна для этой цели.

Экспериментальные данные, приведенные в статье Ю. Г. Есикова, еще раз (к многочисленным данным, опубликованным в литературе, например, в [Л. 2]) подтверждают, что если максимальная напряженность в диэлектрике, рассчитанная по формуле (6), достигает и даже значительно превосходит электрическую прочность E_k диэлектрика, обязательно должен наступать пробой всей толщины диэлектрика. Здесь все зависит от отношения r_n/r_0 . Если это отношение превышает величину $e=2,718$, то возникающий частичный пробой диэлектрика у поверхности внутренней обкладки «автоматически» ликвидируется, так как при увеличении r_n , т. е. при удалении от внутренней обкладки радиуса r_0 , напряженность падает и может стать ниже величины E_k .

Это хорошо видно из рис. 2, на котором представлена зависимость E_x от r_x , определяемая по уравнению (7) для значений от $r_x=r_0$ до $r_x=r_n$:

$$E_x = \frac{U}{r_x \ln \frac{r_n}{r_x}}, \quad (7)$$

полагая $U=\text{const.}$

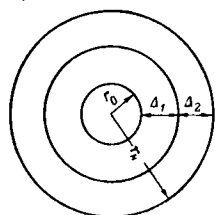


Рис. 1. Цилиндрический коаксиальный конденсатор с промежуточной обкладкой.

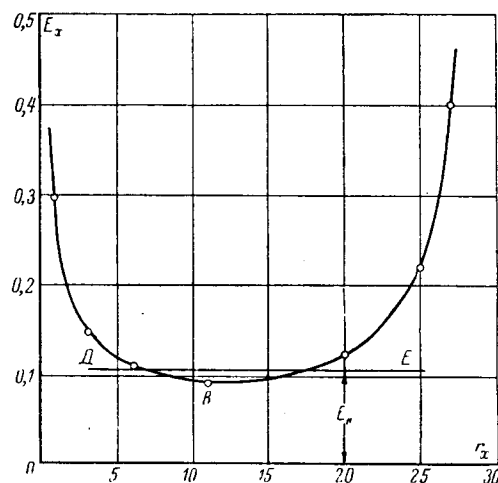
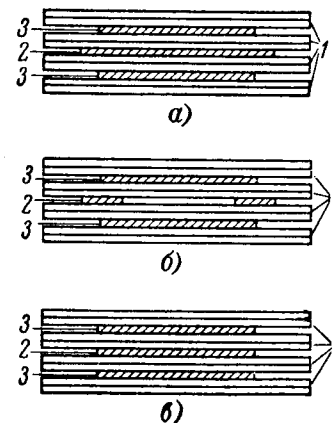


Рис. 2. Изменение напряженности электрического поля у поверхности внутренней обкладки цилиндрического конденсатора при изменении ее радиуса.

Рис. 3. Расположение промежуточной обкладки между основными.

а и б — дают снижение максимальной напряженности у краев обкладок; в — не дают; 1 — диэлектрик; 2 — промежуточная обкладка; 3 — основные обкладки.



Прямая DE , параллельная оси x , проведена на расстоянии от нее $OD=E_k$. Точка B соответствует минимальной напряженности $E_{х\text{мин}}$, когда $r_n/r_0=2,718$. При $r_n/r_0<2,718$ происходит пробой всей толщины диэлектрика между обкладками, как только приложенное напряжение достигает величины, при которой E_x , определяемое из уравнения (7), становится равным или немного превосходит E_k . Это подтверждается также и результатами испытаний, приведенными в табл. 2 [Л. 1], а именно для $r_n=30$ мм получено:

r_x , мм	E_x , кВ/мм
27	2,14
22,5	2,03
19	2,12
11,05	2,09

Для $r_x=11,05$ (отношение $r_n/r_x=e$) значение E_x получено расчетом на основании рис. 2 [Л. 1]. Значение E_k приблизительно равно 2,05, за которое принимается пробивная напряженность для толщины 3 мм при $r_x=27$ мм. Как видим, значение E_x в пределах точности опыта можно считать постоянным и приблизительно равным или немного большим значением E_k .

Если $r_n/r_0>2,718$, то возможно такое положение, когда приложенная напряженность, определяемая по формуле (7), превышает величину E_k и тем больше, чем больше превышение отношения r_n/r_x над e . В действительности, конечно, такое состояние существовать не может. Происходит переход из статического в динамическое состояние, т. е. возникают частичные разряды и перемещения электрических зарядов (ионов и электронов), распространяющиеся до такой зоны, за которой E_x становится меньше E_k и процессы передвижения зарядов не могут поддерживаться. Явление можно рассматри-

вать так, как будто бы происходит увеличение радиуса r_0 внутренней цилиндрической обкладки. Уравнение (6) дает соотношение между приложенным напряжением и напряженностью в диэлектрике цилиндрического конденсатора только для значений напряженностей, не превышающих электрической прочности диэлектрика между обкладками. При значениях $r_n/r_0 < e$ формула (6) пригодна для расчета пробивного напряжения.

Ю. Г. Есиков приходит к выводу, что секционирование изоляции (т. е. применение промежуточных обкладок) не ведет к увеличению ее средней электрической прочности (см. также его статью [Л. 3]). Однако это утверждение может ввести в заблуждение, если не оговорить условия для выполнения секционирования.

В конденсаторах введение промежуточных обкладок ведет к выравниванию напряженностей поля у краев обкладок только при определенном их расположении относительно основных. На рис. 3, а и б показано расположение промежуточных обкладок, при котором напряжение начала ионизации (частичных зарядов) повышается почти вдвое по сравнению с конструкцией без промежуточных обкладок при одинаковой толщине диэлектрика.

На рис. 3, в показано расположение промежуточных обкладок, которое не дает никакого улучшения.

Применение промежуточных обкладок может вести к понижению общей электрической прочности конденсатора, что объясняется большей вероятностью совпадения дефектных

мест при малом числе листов между обкладками, к чему неизбежно такое применение ведет.

Однако практически получаемая выгода от повышения напряжения ионизации превышает риск от частичной потери электрической прочности диэлектрика в равномерном поле. В [Л. 4] приводятся различные варианты применения промежуточных обкладок в изоляции конденсаторного типа высоковольтных аппаратов с положительным эффектом, т. е. с общим усилением электрической прочности конструкции.

Литература

1. Есиков Ю. Г., О распределении напряженности электрического поля в цилиндрическом конденсаторе, «Электричество», 1964, № 8.
2. Дель-Мар В. А., Электрическая напряженность в кабелях, Электрические системы и электрическое оборудование, 1962, № 60, США (перевод).
3. Есиков Ю. Г., О секционировании плоско-параллельной изоляции, «Электричество», 1964, № 2.
4. Грейсх М. А., Кучинский Г. С., Каплан Д. А. и Мессерман Г. Т. Бумажно-масляная изоляция в высоковольтных конструкциях, Госэнергоиздат, 1963.

Инж. С. К. Медведев

УДК 621.02

В статье Ю. Г. Есикова рассматривается актуальный для практики вопрос, существенно влияющий на разработку бумажно-масляной изоляции конденсаторного типа. Поэтому необходимо весьма тщательно обосновать практические рекомендации, основанные на строгих законах теоретической электротехники. Однако с этой точки зрения в статье имеются существенные погрешности, приводящие к совершенно противоположным практическим рекомендациям.

1. Утверждение Ю. Г. Есикова, что «в любой точке электрического поля при заданных условиях не может быть двух различных по величине напряженностей», справедливо только для однородного изотропного диэлектрика. Однако Ю. Г. Есиков применяет это положение к проводящей обкладке конденсаторной изоляции при переходе с внутренней на наружную сторону. В этом случае, если принять за положительное направление в сторону увеличения радиуса, то напряженность изменяется скачкообразно (см. рисунок):



$$\epsilon_2 E_2 = \epsilon_1 E_1 + \sigma,$$

где σ — поверхностная плотность заряда на обкладке.

Свое утверждение Ю. Г. Есиков применяет к двум коаксиальным цилиндрическим конденсатором, причем $C_1 = C_2$ и $\Delta_1 = \Delta_2$. Это возможно только в том случае, если длины конденсаторов различны и, следовательно, $\sigma \neq 0$. При этом $E_2 \neq E_1$, даже если $\epsilon_2 = \epsilon_1$.

Поэтому приравнять формулы (4) и (5) статьи нельзя, и формула (9) не получается.

2. В статье не делается различия между пробивным и коронным напряжением. В действительности при уменьшении радиуса внутреннего цилиндра коронное напряжение уменьшается, а пробивное увеличивается, и между ними образуется все больший интервал. В частности, при $r_0 = 0,25$ мм (табл. 1) перед пробоем обязательно была корона, которую автор не заметил.

Примечание к табл. 1 («Во всех случаях пробой происхо-

дил внутри конденсатора внезапно, без развития ионизационных процессов») основано на недоразумении.

3. Коронная напряженность электрического поля зависит от радиуса и увеличивается с уменьшением радиуса провода, а не остается постоянной, как считает автор, когда он сокращает E_k при вычислении отношения $U_{пр}$, равного 3,23. В частности, при $r_0 = 1$ мм начальная напряженность видимой короны по Пикю равна $E_k = 60$ кВ/мм.

При увеличении напряжения на разрядном промежутке сверх начального напряжения короны напряженность поля на поверхности коронирующего цилиндра практически не превосходит этой величины, а образующийся при ионизации объемный заряд вызывает перераспределение поля вдоль радиуса.

4. Конденсаторный принцип построения изоляции заключается в принудительном выравнивании распределения напряжения путем соответствующего выбора длины обкладок, которая увеличивается по мере уменьшения радиуса. Благодаря этому удается обеспечить практически одинаковую максимальную радиальную напряженность поля у поверхности всех обкладок. Чем больше обкладок (при правильном выборе их длины), тем меньше разница между максимальной и минимальной напряженностями, лучшее использование диэлектрика и меньшая общая толщина изоляции.

5. Ослабление краевого эффекта обкладок в секционированной конструкции, приводящее к увеличению допустимой средней напряженности с уменьшением толщины элементарного слоя d , приблизительно пропорционально $\frac{1}{\sqrt{d}}$ и возмож-

но лишь в том случае, если обкладки с меньшим радиусом существенно выступают относительно верхних обкладок, причем длина уступа должна быть по крайней мере на порядок больше, чем толщина элементарного слоя. Это условие (судя по величинам емкостей элементарных конденсаторов) не было выполнено автором. Обкладки, по-видимому, имели одинаковую длину и практически не могли существенно сказаться на уменьшении краевого эффекта. Этим можно объяснить совершенно неправильный вывод о нецелесообразности секционирования изоляции.

Член-корр. АН СССР, проф. М. В. Костенко,
кандидат техн. наук, доц. Г. Н. Александров,
кандидат техн. наук, доц. Г. С. Кучинский

* * *

В статье «О распределении напряженности электрического поля в цилиндрическом конденсаторе», напечатанной в № 8 журнала «Электричество» за 1964 г., инж. Ю. Г. Есиков выдвинул ряд положений, которые заслуживают серьезнейших возражений.

Прежде всего необходимо указать на ошибку, допущенную автором, который смешивает потенциал промежуточного проводящего цилиндра с напряженностью поля до и после этого цилиндра. Потенциал промежуточного цилиндра, конечно, не может быть разным на одной и на другой поверхности его. Но напряженность поля не должна быть и не может быть одинакова по обе стороны цилиндра при принятых автором условиях. Напряженность поля делает скачок на цилиндре. На его внутренней поверхности она меньше, на наружной — больше, как это видно из общезвестной картины распределения напряженности в рассматриваемой системе.

Далее автор подсчитывает пробивное напряжение двух конденсаторов с одинаковым наружным радиусом 30 мм и внутренними радиусами 1 и 10 мм. Расчеты по известной из теоретической электротехники формуле [формула (1) автора] приводят его к тому, что увеличение разрядного промежутка на 45% обуславливает уменьшение пробивного напряжения на 70%.

Эти результаты, по мнению автора статьи, требуют экспериментальной проверки. Автор провел несколько элементарных опытов, результаты которых он иллюстрирует рис. 1 и 2. На рис. 1 приведена кривая, рассчитанная по формуле (1). Она показывает, что максимальная напряженность поля быстро растет с уменьшением диаметра внутреннего цилиндра. Этот факт был установлен Пиком еще в 1911 г.

Автор заявляет, что резкое увеличение напряженности поля при малых диаметрах внутреннего цилиндра «не поддается никакому физическому объяснению». Однако такое объяснение было дано Шуманом в его книге, изданной в 1923 г. Весьма подробно было исследовано пробивное напряжение между концентрическими цилиндрами Ульманом в 1929 г. Проводились такие исследования и в СССР — в ЛПИ, в НИИПТ и в ВЭИ. Все они дают согласные результаты.

Далее автор пишет, что «в практически однородных полях при зазоре между электродами 3 мм электрическая прочность воздуха не превышает 24 кВ/см при нормальных атмосферных условиях». А что будет в однородном поле при ма-

лых расстояниях между электродами? При расстоянии между электродами 1 мм прочность воздуха будет уже на 10% выше, а при 0,25 мм — на 32% выше.

Автор выражает удивление по поводу того, что напряженность поля, рассчитанная по формуле (1), возрастает с увеличением расстояния между электродами ($r_2 - r_1$) при $r_2 = \text{const}$. Но что же в этом удивительного? Ведь увеличение ($r_2 - r_1$) при $r_2 = \text{const}$ означает уменьшение r_1 , а следовательно, увеличение напряженности поля, как следует и из рис. 1. Это опять-таки давно известное положение, спорить с которым не приходится.

Совершенно непонятно и необоснованно заявление автора о том, будто бы приведенные в статье данные позволяют утверждать, что в сильных электрических полях распределение напряженности поля в цилиндрическом конденсаторе не подчиняется зависимости (1). Напротив, приведенные автором цифры и кривые полностью подтверждают эту формулу, как выше было уже показано.

Автор предлагает вместо бесспорной теоретической зависимости (1) пользоваться приведенной им формулой (10), т. е. средней напряженностью поля. Но пробивная напряженность в случае цилиндрического поля экспериментально изучена весьма хорошо, и известная экспериментальная зависимость этой величины от радиуса внутреннего цилиндра дает возможность совершенно надежно рассчитывать цилиндрические конструкции. Чтобы воспользоваться предложенной автором формулой (10), необходимо найти экспериментальную зависимость пробивной напряженности от пробивного напряжения и величины пробивного промежутка $r_n - r_0$. Зачем это нужно? Неужели автор думает, что те несколько опытов, которые он произвел, могут заменить огромный экспериментальный опыт, накопленный в течение десятилетий учеными всего мира?

Автор пытается доказать, что конденсаторная конструкция не увеличивает пробивное напряжение вводов. Он забывает, что применение более тонких слоев между проводящими прокладками уже за счет повышения их электрической прочности приводит к большему пробивному напряжению всей конструкции. Он не желает также заметить того, что применение конденсаторного принципа приводит к значительному уменьшению диаметра вводов, следовательно, к удешевлению конструкции, в которых применяются эти вводы.

Проф. А. М. Залесский

◇ ◇ ◇

А. А. ЕРМИЛОВ. ОСНОВЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ. Госэнергоиздат, 1963, 344 стр. с чертежами, ц. 2 р. 27 к.

Рецензируемая книга представляет значительный вклад в литературу по электроснабжению промышленных предприятий.

Рецензируемая книга состоит из следующих глав: I — «Общие указания»; II — «Технико-экономические расчеты (ТЭР) в электроснабжении промышленных предприятий»; III — «Надежность электроснабжения»; IV — «Электрические нагрузки»; V — «Схемы электроснабжения»; VI — «Выбор напряжений, уровни, отклонения и колебания напряжения, регулирование напряжения»; VII — «Подстанции»; VIII — «Повышение коэффициента мощности»; IX — «Основные вопросы управления и защиты»; X — «Канализация электроэнергии». Литература.

Содержание книги охватывает весь круг основных вопросов электроснабжения промышленных предприятий, за исключением специальных вопросов внутрицехового распределения электроэнергии, прямо связанных со спецификой технологических процессов; впрочем, главное внимание, естественно, уделено сетям высокого напряжения.

Изложение и приводимые в тексте примеры заводских сетей относятся в основном к металлургическим, рудообогатительным, глиноземным и другим предприятиям тяжелой промышленности; однако примеры, рекомендации и общие положения, не говоря уже о конструкциях подстанций, могут быть без особых затруднений использованы также и в других отраслях производства.

Изложение материала всех глав, как правило, достаточно обстоятельное; примером может служить изложение вопросов о выборе напряжения и об условиях и областях рационального применения не так давно введенных в стандартную шкалу новых напряжений — 20 и 0,66 кВ. Заслугой автора является и подробное освещение ряда вопросов, сравнительно мало затронутых в литературе, как например — о колебаниях напряжения (глава шестая), о схемах автоматического регулирования и форсирования мощности конденсаторных установок (глава восьмая), и др.

В отношении выбора напряжений хотелось бы дополнительно подчеркнуть некоторую особенность итогов экономического сопоставления напряжений 6 и 10 кВ: последнее из них получает благоприятные предпосылки как при наличии относительно большого количества двигателей мощностью более 1 Мвт, так и при отсутствии двигателей мощностью более 200 Мвт.

В различных главах книги автором выдвинуты или сформулированы важные положения, из которых отметим следующее.

1. Целесообразность в большинстве случаев развития предприятий, сооружений дополнительных подстанций и ГПП (вплоть до напряжений 110—220 кВ) в районе новых нагрузок, а не расширения уже сооруженных подстанций (стр. 51).

2. Недопустимость в настоящее время по каким-либо соображениям (т. е. включая и формально выполняемые экономические расчеты — Г. К.), завышения мощности устанавливаемых трансформаторов сверх предела, определяемого требованием резервирования (стр. 113).

3. Ориентировка на схемы подстанций всех напряжений без шин на первичной или вторичной стороне как на оптимальные по надежности и экономичности.

4. Неприемлемость для заводских сетей эмпирических формул для наимыгоднейшего стандартного шкалу напряжения 70 кВ для применения его вместо напряжения 100 (или 35) кВ. В отношении положения п. 3 надо подчеркнуть, что оно является наглядным примером реализации общего принципа — упрощения как средства повышения надежности установок с полупным повышением также и их экономичности.

5. Коренное изменение сравнительной экономичности в пользу более высоких напряжений для заводских сетей, как следствие внедрения схем с автоматическими короткозамыкателями (если необходимо, то и с автоматическими отделителями) вместо масляных выключателей (§ 6—1).

Между прочим, из последнего положения следует малая перспективность для заводских сетей предложения ввести в стандартную шкалу напряжения 70 кВ для применения его вместо напряжения 100 (или 35) кВ. В отношении положения п. 3 надо подчеркнуть, что оно является наглядным примером реализации общего принципа — упрощения как средства повышения надежности установок с полупным повышением также и их экономичности.

К достоинствам книги следует отнести и то, что автор не ограничился уже освещенными и проверенными решениями, но изложил также и некоторые новые, еще недостаточно проверенные схемы и конструкции. Сюда следует отнести, в частности, применение «открытых» предохранителей на 35 и 110 кВ, используемых для создания искусственных коротких замыканий; специальные схемы и конструкции для автоматизации работы выключателей нагрузок на 6—10 кВ и др.

В некоторых случаях автор приводит почерпнутые из практики вынужденные или вообще необычные решения — например, два параллельно включенных масляных выключателя на одном многоамперном фидере (рис. 7-26); подключение фидера 6—10 кВ для связи с ТЭЦ, помимо шин ГПП, за реактором одного из отходящих фидеров (там же) и др. Хотя подобные решения, разумеется, не могут служить образцами для подражания, однако они не только интересны сами по себе, но позволяют читателям в какой-то мере ориентироваться в оценке приемлемости других возможных отклонений от нормальных или общепринятых решений, к которым их могут приводить особые условия эксплуатации.

К значительным достоинствам книги необходимо отнести многочисленные, тщательно подобранные, отредактированные и прекрасно воспроизведенные иллюстрации. В частности, все конструктивные чертежи выполнены без упроще-

ний в изображении аппаратов и легко читаются даже на тех рисунках, которые вынужденно выполнены в мелком масштабе.

Принятый в книге порядок изложения разделов, согласно которому сначала излагаются схемы электроснабжения, а затем — схемы цеховых подстанций и ГПП, конструкции же заводских электрических сетей излагаются в самом конце книги, был бы нецелесообразен для учебника; однако в книге, предназначенной в основном для работников проектных организаций и эксплуатации, такой порядок подачи материала, по-видимому, оправдан. И все же мы считаем, что изложение схем ГПП было бы более целесообразно поместить в пятой главе, а не в седьмой, так как из описаний схем ГПП видно, что они в большей степени связаны со схемой заводской сети, чем со схемами цеховых подстанций.

Следует отметить, что написание этой книги было сопряжено со многими объективными трудностями. Количество и разнообразие проблем, связанных с темой книги, исключительно велико; при этом их теоретическая и практическая разработка во многих случаях еще далеки от завершения. Поэтому автор книги был естественно лишен возможности дать везде достаточно строгое и полное обоснование излагаемых решений и способов расчета. В качестве примера можно привести главу о надежности электроснабжения. Здесь еще не собран, не проанализирован и не обобщен необходимый и достаточно полный статистический материал, нет стройной теории, а экономические вопросы были поставлены уже после того, как начала печататься рецензируемая книга. Тем не менее и эта глава содержит очень важные для практики конкретные указания о категориях надежности для приемников различных типов и отраслей производства.

Другим примером может служить изложение методов расчета электрических нагрузок заводских сетей (глава четвертая) и установок для повышения коэффициента мощности (глава восьмая). И здесь автор был вынужден ограничиться достаточно подробным описанием принятых методов расчета, опустив их обоснование.

Нам представляется, что полное изложение вопросов электроснабжения потребовало бы написания серии научно-технических монографий, образующих своего рода «Энциклопедию электроснабжения промышленных предприятий».

Сказанное, однако, не означает, что книга не лишена отдельных недостатков, к которым можно отнести следующее.

1. В главах пятой и седьмой не упоминается схема электроснабжения «с неявным резервированием», представляющая некоторое обобщение схемы с двойными магистралями на случай цеховых подстанций без шин 6—10 кВ и с числом трансформаторов до трех-четырех включительно. Хотя эта схема и обременяет рядом дефектов и носит вынуж-

денный характер, ей присущи и некоторые достоинства. Не упомянуты также недавно предложенные схемы ГПП с разделением обмотки вторичного напряжения трансформаторов на две с целью снижения мощности короткого замыкания.

2. Пояснения к комплексным схемам электроснабжения и схемам ГПП не всегда имеют исчерпывающий характер. Например, на рис. 5-23 приведена интегральная, и насколько известно, еще нигде не реализованная схема электроснабжения с секционированными шиннопроводами 35 кВ, без масляных выключателей

35 кВ на цеховых подстанциях 35/6 кВ; в отношении этой схемы заслуживал рассмотрения также и весьма перспективный вариант параллельной работы шиннопроводов.

3. Не везде безупречна редакция текста книги. Например, вполне правильные указания в тексте о том, что при очень мощных трансформаторах на ГПП 110—220 кВ может оказаться целесообразным переход на параллельную их работу, вместо раздельной; однако форма изложения этих указаний на стр. 53 и 74 книги противоречива и может создать ложное впечатление у читателей.

В заключение следует сказать, что с выходом в свет книги А. А. Ермилова наша литература по электроснабжению промышленных предприятий обогатилась ценным трудом, который окажет значительное влияние и на последующие монографии, учебники и пособия в данной области.

Настоящая рецензия рассмотрена и одобрена на заседании кафедры электрификации промышленных предприятий Новочеркасского политехнического института 4 января 1965 г.

**Доктор техн. наук,
проф. Г. М. Кайлов**

К СВЕДЕНИЮ ЧИТАТЕЛЕЙ ЖУРНАЛА «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

(Продолжение)

Вычислительная техника

Константиновский М. И., Малогабаритные аналоговые вычислители, М., «Энергия», 14 л., 15 000 экз., 85 к. в перепл. (IV кв.).

Теория и техника вычислительных устройств. Труды Ленинградского политехнического института, Л., «Энергия», 12 л., 3 000 экз., 84 к. (I кв.).

Элементы автоматики и вычислительной техники

Ахметжанов А. А., Системы передачи повышенной точности, М., «Энергия», 14 л., 1 000 экз., 85 к. в перепл. (IV кв.).

Ацюковский В. А., Емкостные преобразователи перемещения, М., «Энергия», 15 л., 10 000 экз., 90 к. в перепл. (III кв.).

Бардиж В. В., Магнитные элементы цифровых вычислительных машин, М., «Энергия», 30 л., 15 000 экз., 1 р. 65 к. в перепл. (IV кв.).

Витенберг М. И., Расчет электромагнитных реле для аппаратуры автоматики и связи. Изд. 3-е, переработ., Л., «Энергия», 40 л., 20 000 экз., 2 р. 20 к. в перепл. (II кв.).

Ивоботенко Б. А., Теория и расчет шаговых электродвигателей, М., «Энергия», 14 л., 10 000 экз., 85 к. в перепл. (IV кв.).

Круг Е. К., Александриди Т. М. и Дилигенский С. Н., Цифровые регуляторы, М., «Энергия», 25 л., 10 000 экз., 1 р. 40 к. в перепл. (I кв.).

Мелькозеров П. С., Приводы в системах автоматического управления. (Энергетический расчет и выбор параметров), М., «Энергия», 14 л., 10 000 экз., 1 р. 05 к. в перепл. (I кв.).

Розенблит Д. Г., Магнитные усилители, М., «Энергия», 14 л., 10 000 экз., 85 к. в перепл. (IV кв.).

Свечарник Д. В., Дистанционные передатчики, Изд. 2-е, переработ., М., «Энергия», 25 л., 15 000 экз., 1 р. 40 к. в перепл. (IV кв.).

Соловьев А. И., Расчет механизмов измерительных, вычислительных и автоматических устройств, М., «Энергия», 16 л., 8 000 экз., 95 к. в перепл. (III кв.).

Элементы автоматических систем контроля. Под ред. д-ра физ. мат. наук П. И. Кузнецова, М., «Энергия», 32 л., 15 000 экз., 1 р. 75 к. в перепл. (III кв.).

Библиотека по автоматике

Андреев Г. И. и Найдис В. А., Системы постоянного тока с кремниевыми выпрямителями (Электродвигатели с полупроводниковым управлением). Под ред. М. Г. Чиликина (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 20 000 экз., 30 к. (III кв.).

Апокин И. М., Технология изготовления магнитных пленок (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 10 000 экз., 30 к. (III кв.).

Барский В. А., Быстродействующий реверсивный электродвигатель с вентиляющим возбудением (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 15 000 экз., 25 к. (IV кв.).

Богорад Г. З. и Киблицкий В. А., Цифровые регуляторы и измерители скорости (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Борцов Ю. А. и Суворов Г. В., Методы исследования динамики сложных систем электропривода (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Боярченко М. А. и др., Импульсные регуляторы на бесконтактных магнитных элементах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (I кв.).

Булыга А. В., Полупроводниковые тепло-электрические вакуумметры (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (I кв.).

Бунаков В. Л. и Гаспаров Р. Г., Полупроводниковые регуляторы частоты и напряжения электрических машин (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 15 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Бухман В. Е., Волюнский Б. А. и Макаренко Н. Н., Элементкодовый анализ релейных схем (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (III кв.).

Васильев А. И. и Анисимов А. С., Оптимальные процессы в микроэлектроприводах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (I кв.).

Веденеев Г. М. и Ловушкин В. Н., Транзисторные преобразователи постоянного напряжения (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 10 л., 20 000 экз., 50 к. (IV кв.).

Веников Г. В., Сверхбыстродействующие вычислительные устройства (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 9 л., 25 000 экз., 45 к. (III кв.).

Венчиковский Л. Б., Помехи в каналах телемеханики (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 15 000 экз., 25 к. (I кв.).

Гиршберг В. В. и др., Единая серия полупроводниковых элементов промышленной автоматики (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 25 000 экз., 35 к. (I кв.).

Гиршберг В. В. и др., Типовые узлы на полупроводниковых логических элементах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 30 000 экз., 35 к. (III кв.).

Дейнеко В. Н., Макурин П. С. и Чернобай В. В., Феррит-диодные трехтактные элементы автоматики и вычислительной техники (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 25 000 экз., 30 к. (III кв.).

Дружинин Г. В., Реле времени. Изд. 2-е, доп. (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 20 000 экз., 40 к. (III кв.).

Зимин Е. Н., Преображенский В. И. и Соколов Н. Г., Элементы и схемы бесконтактного управления металлорежущими станками (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Иванчук Б. Н., Липман Р. А. и Рувинов Б. Я., Тиристорные усилители в схемах электропривода (Электродвигатели с полупроводниковым управлением). Под ред. М. Г. Чиликина (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 20 000 экз., 25 к. (I кв.).

Ильинская Л. С. и Подмарьков А. Н., Полупроводниковые тензодатчики (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Ильинский Н. Ф. и Михайлов В. В., Транзисторно-магнитные преобразователи непрерывного сигнала в последовательность импульсов (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 20 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Карандеев К. Б., Гриневич Ф. Б. и Новик А. И., Емкостные самокомпенсированные уровнемеры (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Касаткин А. С., Автоматическая обработка сигналов частотных датчиков (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (I кв.).

Кацнельсон О. Г. и Эдельштейн А. С., Магнитная подвеска в приборостроении (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 10 000 экз., 30 к. (I кв.).

Ключев В. И., Автоматизация реверсивных электроприводов (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Козлов Н. П. и Красов И. М., Электромагнитные пропорциональные управляющие элементы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (I кв.).

Коротков А. М. и Мочалов В. Д., Счетчики импульсов на переключающих диодах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 20 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Котомина Л. А. и Тазенкова В. Ф., Логарифмирующие диоды (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 10 000 экз., 25 к. (I кв.).

Крайзер Л. П. и др., Ассоциативные запоминающие устройства (Б-ка по автоматике), Л., «Энергия», 10 л., 4 000 экз., 50 к. в перепл. (II кв.).

Куликов С. В., Управляемые мультивибраторы на транзисторах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 20 000 экз., 25 к. (I кв.).

Лабунов В. А., Ривкин Г. А. и Шевченко Г. И., Автономные инверторы и преобразователи частоты (Электродвигатели с полупроводниковым управлением). Под ред. М. Г. Чиликина (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 20 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Липман Р. А., Магнитные накопители (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Лисицкий Д. А., Транзисторные усилители с обратными связями для следящих систем (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 25 000 экз., 30 к. (II кв.).

Макаров А. К. и Свердлов В. М., Автоматические сигнализаторы уровня (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 10 л., 10 000 экз., 50 к. (IV кв.).

Мейстель А. М. и Найдис В. А., Системы торможения и получения ползушей скорости асинхронных двигателей (Электродвигатели с полупроводниковым управлением). Под ред. М. Г. Чиликина (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 15 000 экз., 25 к. (IV кв.).

Найдис В. А. и др., Системы постоянного тока на тиристорах (Электродвигатели с полупроводниковым управлением). Под ред. М. Г. Чиликина (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 20 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Образцов В. В., Релейные устройства с диодными сетками (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 10 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Ованесьянц Г. А. и др., Интегрирующий привод переменного тока (Б-ка по автома-

тике), Л., «Энергия», 7 л., 7000 экз., 35 к. (I кв.).

Олеск А. О., Фоторезисторы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 20 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Панкратьев Л. Д. и др., Следящий привод переменного тока с полупроводниковыми усилителями (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 5 000 экз., 30 к. (II кв.).

Паперный Е. А. и Эдельштейн И. Л., Погрешности контактных методов измерения температур (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Поспелов Д. А., Игры и автоматы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Прусенко В. С., Пневматические регуляторы. Изд. 2-е, переработ. (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 12 л., 15 000 экз., 60 к. (III кв.).

Пучкин Б. И., Приклеиваемые тензодатчики сопротивления (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Пышкало В. Д., Акимов Л. В. и Шамрай В. П., Оптимальные по быстродействию промышленные электроприводы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Рейн А. М., Автоматика механического транспорта сыпучих грузов (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 10 000 экз., 25 к. (I кв.).

Самсоненко С. В., Диодные элементы и узлы связи электронных цифровых машин (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 20 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Семенов В. В. и Степура Э. Ф., Нелинейные и вычислительные устройства на магнитных усилителях (Б-ка по автоматике), Л., «Энергия», 8 л., 8 000 экз., 40 к. (I кв.).

Стрижков Г. М., Измерение малых и сверх-

малых напряжений (Б-ка по автоматике), Л., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (II кв.).

Темный В. П., Гидравлические регуляторы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (I кв.).

Тун А. Я., Тахогенераторы для управления электроприводами (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Туркельтауб Р. М., Методы исследования надежности схем аппаратуры (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 16 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Турченков В. И., Корректирующие цепи следящих систем на полупроводниковых приборах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 20 000 экз., 25 к. (II кв.).

Тутевич В. Н. и др., Временные системы телеуправления на магнитных элементах (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 8 л., 10 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Фореит И., Емкостные датчики неэлектрических величин. Пер. с чешск. (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 9,5 л., 15 000 экз., 67 к. (IV кв.).

Фролов Л. Б., Измерение крутящего момента (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 10 000 экз., 30 к. (II кв.).

Чугин Ю. Н., Помехоустойчивость частотных систем телемеханики (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 5 л., 15 000 экз., 25 к. (IV кв.).

Шенброт И. М., Машины централизованного контроля (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 10 л., 15 000 экз., 50 к. (II кв.).

Шидлович Л. Х., Дифференциальные трансформаторы (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 6 л., 15 000 экз., 30 к. (IV кв.).

Шляндин В. М. и Черноусов К. Н., Автоматизация контроля электрических цепей (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 10 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Эйгенброт В. М., Многоканальные регуляторы технологических процессов (Б-ка по автоматике), М., «Энергия», 7 л., 15 000 экз., 35 к. (IV кв.).

Юсупов Р. М., Получение информации об управляемом процессе в самоастрономических системах (Б-ка по автоматике), Л., «Энергия», 7 л., 7 000 экз., 35 к. (II кв.).

Измерительная техника

Кнеллер В. Ю., Автоматическое измерение составляющих комплексного сопротивления, М., «Энергия», 18 л., 10 000 экз., 1 р. 05 к. в перепл. (IV кв.).

Кончаловский Ю. В., Купершmidt Я. А. и Харченко Р. Р., Электрические измерительные преобразователи, Под ред. Р. Р. Харченко, М., «Энергия», 24 л., 12 000 экз., 1 р. 35 к. в перепл. (IV кв.).

Мироненко А. В., Фотоэлектрические измерительные системы, М., «Энергия», 15 л., 8 000 экз., 90 к. в перепл. (IV кв.).

Серия «Электроизмерительные приборы»

Нижний С. М., Меры и магазины емкости, индуктивности и взаимной индуктивности (серия «Электроизмерительные приборы»), М., «Энергия», 10 л., 10 000 экз., 50 к. (II кв.).

Хлистунов В. Н., Цифровые электроизмерительные приборы (серия «Электроизмерительные приборы»), М., «Энергия», 8 л., 15 000 экз., 40 к. (IV кв.).

Перечень книг составлен по аннотированному тематическому плану издательства на 1966 год, который направлен всем магазинам Книготорга.

Заявки на перечисленные выше книги принимаются во всех книжных магазинах.

Издательство «Энергия»



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Н. И. Борисенко, Г. В. Бутневич, Б. Б. Воронцов, Д. В. Васильев, Н. Г. Дроздов (Главный редактор), **Л. А. Дубинский, Л. А. Жекулин, А. М. Залесский, А. С. Касаткин, М. П. Костенко, П. И. Кузнецов, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц, Н. А. Мельников, Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, В. А. Самохвалов, В. В. Солодовников, И. А. Сыромятников, А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов**

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон: К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, почтовый ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Сдано в пр-во 18/VIII 1965 г.
Формат бумаги 60×92¹/₈
Т-13241

Печ. л. 12
Тираж 11012 экз.

Подписано к печати 28/IX 1965 г.
Уч.-изд. л. 13,66
Зак. 576

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Государственного комитета Совета Министров СССР по печати.
Шлюзовая наб., 10.