Российская Академия Наук

КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР

Институт физико-технических проблем энергетики Севера

Электрофизические проблемы надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления

Апатиты
1999

Российская Академия Наук

КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
Институт физико-технических проблем энергетики Севера

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ НАДЕЖНОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ СЕТЕЙ И ЦЕПЕЙ УПРАВЛЕНИЯ

Сборник научных трудов

Апатиты
1999

Печатается по постановлению
Президиума Кольского научного центра Российской академии наук

УДК 621.314

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ НАДЕЖНОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ СЕТЕЙ И ЦЕПЕЙ УПРАВЛЕНИЯ
- Апатиты: Изд-во КНЦ РАН, 1999. - 162 с.

Настоящий тематический сборник включает статьи, посвященные проблемам электроэнергетики. Выполнен анализ многолетней регистрации автоматических отключений линий электропередач. Изложен ряд вопросов, связанных с электрофизическими проблемами повышения надежности работы высоковольтных сетей. Произведен анализ электромагнитных импульсных, переходных и резонансных процессов в отдельных элементах сетей. Рассмотрены задачи обеспечения электромагнитной совместимости высоковольтных сетей, систем связи и мощной генерирующей аппаратуры сверхнизкой частоты. Публикуемые материалы отражают результаты теоретических и экспериментальных исследований, проведенных в отделе электрофизики ИФТПЭС КНЦ РАН. Сборник может быть полезен специалистам в области проектирования и эксплуатации высоковольтных сетей и установок.

Редколлегия:

доктор технических наук Б.В.Ефимов (отв. ред.),
кандидаты технических наук: И.М.Зархи, Ю.М.Невретдинов,
А.Н.Данилин

© Кольский научный центр Российской академии наук, 1999

Russian Academy of Sciences

KOLA SCIENCE CENTRE
Institute for Physical and Technological Problems of Energy in Northern Areas

ELECTRO-PHYSICAL PROBLEMS OF HIGH VOLTAGE NETWORKS AND CONTROL CIRCUITS OPERATION RELIABILITY

Collected volume

Apatity
1999

Published by decision
of the Presidium of the Kola Science Centre Russian Academy of Sciences

UDK 621.314

ELECTRO-PHYSICAL PROBLEMS OF HIGH VOLTAGE NETWORKS AND CONTROL CIRCUITS OPERATION RELIABILITY
-Apatity. Print. KSC RAS, 1999. - 162 p.

The present subject collection includes the articles, devoted to electric power problems. Here is fulfilled the analysis of power lines automatic disconnections multiyear registration. The row of questions, connect with electro-physical problems of high-voltage networks reliability improvement are stated in the collection. Is fulfilled the analysis of electrical-impulse, transient and resonance processes in separate elements of networks. Is considered the tasks of electric-magnetic compatibility ensuring of high-voltage networks, the communication systems and high-power generating equipment of ultra-low frequency.

The published materials reflect the results of theoretical and experimental researches have been made in the electric-physical department of IEN KSC of Russian Academy of Sciences.

The collection could be useful for the specialists in the fields of planning, projecting and operation of high-voltage networks and installations.

The editorial board:

Doctor of technical sciences **B.V,Efimov** (managing editor),
Ph.D. **I. M. Zarkhi**, Ph.D. **Ju. M. Nevretdinov,**
Ph.D. **A. N. Danilin.**

© Kola Science Centre Russian Academy of Sciences, 1999

ВВЕДЕНИЕ

Настоящий тематический сборник освещает ряд проблем в области техники и физики высоких напряжений применительно к задачам электроэнергетики. Эти вопросы интенсивно разрабатываются в отделе электрофизики Института физико-технических проблем энергетики Севера Кольского научного центра . Задачи исследования надежности работы высоковольтных сетей неразрывно связаны с анализом электромагнитных переходных и резонансных процессов в отдельных элементах сетей. Такие процессы приводят к значительным внешним и внутренним перенапряжениям и токовым перегрузкам в линиях электропередачи, силовых и измерительных трансформаторах, защитной и коммутирующей аппаратуре, а также создают аварийные ситуации и помехи в измерительных цепях и системах телеуправления. Особенно остро эти вопросы встают в последнее десятилетие в связи со значительным увеличением доли оборудования, вырабатывающего свой нормативный ресурс. Как следствие этого факта, имеется тенденция к ухудшению электрических и механических характеристик изоляции высоковольтных устройств, многие из которых работают на открытых подстанциях в специфических климатических и грунтовых условиях Севера. Часть проблем, возникающих при решении этого круга задач, освещена в сборнике. Все они поставлены практикой эксплуатации северных электрических сетей, а результаты большинства изложенных далее исследований внедрены в текущую работу высоковольтных сетей, технические проекты, а также рекомендации по повышению надежности работы электроэнергетического оборудования.

В статье Б.В.Ефимова, М.В.Сенюшина, Л.В.Сенюшиной "Анализ автоматических отключений ..." описаны результаты компьютерного анализа всех документально зарегистрированных случаев срабатывания релейной защиты на линиях 35-330 кВ Центральных электрических сетей АО "Колэнерго" за почти 20-летний период наблюдений. Эти данные во многом говорят о степени влияния различных внешних и внутренних факторов на надежность работы высоковольтной сети в целом.

В следующих двух статьях Б.В.Ефимова "Теория распространения" и "Аналитическое решение ..." изложены основы теории распространения волн атмосферных перенапряжений в многопроводных линиях при произвольном числе коронирующих проводов. Опасность таких перенапряжений для энергосистем Севера следует из анализа статистики автоматических отключений выполненного в первой статье и объясняется очень низкой проводимостью грунта и соответственно на порядки более высокими сопротивлениями большинства опор линий электропередачи по сравнению с регионами с обычными грунтовыми условиями.

Несмотря на обширную литературу, посвященную различным аспектам исследования феррорезонансных перенапряжений в трехфазных сетях с изолированной нейтралью, эта проблема еще далека от

исчерпывающего решения как в теоретическом плане, так и с точки зрения разработки действительно оптимальных мер предотвращения возникновения этих сугубо нелинейных процессов и связанных с ними многочисленных аварий. В статье Селиванова В.Н. "Численное моделирование ..." сделан шаг в направлении решения этого круга задач, а именно исследованы особенности феррорезонансных перенапряжений в участках сети 35 кВ с включенными на землю трансформаторами напряжения.

В статье Ю.М.Невретдинова "Особенности защиты карьерных ..." показана актуальность исследований аварийных режимов и перенапряжений в высоковольтных карьерных сетях горно-добывающих предприятий. Такие сети нуждаются в существенном развитии и улучшении релейной защиты, а также разработке средств постоянной диагностики защитных аппаратов. Выбор параметров и мест подключения этих аппаратов должны быть предметом подробного численного анализа электромагнитных переходных процессов в разветвленных схемах замещения карьерных сетей.

В последние годы вновь обострился интерес к подробному изучению волновых и высокочастотных процессов в схемах подстанций при коммутации относительно небольших отрезков шин разъединителями. В 1998 г. выпущены методические указания по способам расчета соответствующих перенапряжений и анализу возможных защитных мер. Реализация этих указаний ставит новые проблемы в теоретическом и практическом плане. В этой связи, изложенный в статье А.Н.Данилина, В.Н.Селиванова "Моделирование высоконапряженных ..." достаточно простой способ экспериментального моделирования высокочастотных процессов в реальных схемах и в условиях максимально приближенным к рабочим режимам представляет интерес для получения необходимых исходных данных для расчетов и контроля их точности.

Две следующие статьи Ю.М.Невретдинова "Возникновение высокочастотной помехи ..." и И.М.Зархи, Б.В.Ефимова и Г.П.Фастий "Комплексный анализ ..." посвящены вопросам электромагнитной совместимости высоковольтных сетей, а также специальных антенных, в качестве которых используются протяженные линии электропередачи, с современными системами связи и объектами электроснабжения. В этой обширной области исследований также получены новые результаты и, в частности рассмотрено не только влияние линий электропередачи на надежность работы оптико-волоконной линии связи, но и обратное положительное влияние этой линии на повышение грозоупорности несущей линии и улучшения ее характеристик при протекании токов короткого замыкания.

В статье А.Н.Данилина, Е.П.Петрова "Установка для моделирования ..." описана достаточно компактная лабораторная установка для одновременного моделирования токов как главного разряда молнии, так и последующей, значительно более медленной стадии разряда, определяющей термические разрушения в месте удара.

Б.В.Ефимов, М.В.Сенюшин, Л.В.Сенюшина

АНАЛИЗ АВТОМАТИЧЕСКИХ ОТКЛЮЧЕНИЙ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ЛИНИЙ АО "КОЛЭНЕРГО"

В настоящее время имеется возможность существенно улучшить анализ текущего состояния высоковольтного оборудования энергосистем путем создания комплекса информационно-справочных и информационно-аналитических компьютерных систем, содержащих информацию о параметрах отдельных устройств, текущих дефектах, причинах их возникновения и сроках устранения, а также позволяющих обобщить многолетний опыт эксплуатации. Требования типовых инструкций, в основном выполнявшиеся эксплуатирующими организациями, привели к созданию обширной архивной первичной документации, которая хранится непосредственно в службах и эксплуатационных участках и редко используется. В то же время сжатые выборки из этой документации, сделанные для определенных целей (и поэтому носящие специфический характер), приходится впоследствии использовать для решения других задач, что нередко приводит к недостаточно обоснованным выводам. Особенно это относится к явлениям имеющим статистический характер, поскольку в серии последовательных выборок обычно оперируют относительными или удельными показателями и теряется информация об исходных абсолютных числах. Существенным моментом здесь может стать нечеткость критериев и субъективность отбора данных при составлении сводных таблиц и графиков.

Компьютерные системы, в которых должна храниться вся первичная информация, во многом лишены этих недостатков.

Для получения достаточно полной картины состояния высоковольтного оборудования необходимо иметь следующие базы данных и обслуживающие их компьютерные системы:

паспортные данные элементов оборудования, их подробные технические характеристики, сведения о результатах испытаний и ремонтах;

текущие дефекты, историю их возникновения и устранения;

сведения об автоматических отключениях оборудования, отказах и авариях.

Первая задача в Колэнерго была решена путем создания следующей информационно-справочной системы. Все оборудование разбито на отдельные типы, имеющие сходную структуру паспортных данных и требуемых списков технических характеристик (например: трансформаторы, выключатели, разъединители, высоковольтные линии, генераторы и т.д.). Для каждого типа создана отдельная база данных. Эти базы данных в настоящее время в основном заполнены.

Система (своими средствами) позволяет легко создавать новые базы, модифицировать их структуру и удалять ненужные файлы с данными. В настоящее время имеются подробные данные по 28 типам оборудования, каждый из которых имеет от 7 (заземления) до 86 (синхронные компенсаторы) характеристик, в том числе и данные по их ремонтам и испытаниям. Из этих баз возможно автоматическое формирование выборок по предприятиям и отдельным объектам энергосистемы, а также выборок с наложением практически любых ограничений на диапазоны изменения параметров. Результаты оформляются в виде законченных бланков стандартной формы (с возможностью редактирования) и широко используются в службах энергосистемы в оперативных целях при составлении годовой и промежуточной отчетности.

Одним из узких мест в работе сетевых предприятий является огромный объем информации по текущим дефектам оборудования подстанций и особенно ЛЭП. Ежегодно отмечаются сотни дефектов подстанционного оборудования и тысячи нарушений конструкций ЛЭП. Эти данные в специальных журналах и на отдельных бланках хранятся в течение нескольких лет. Провести сравнительный анализ для изучения динамики развития основной массы дефектов практически невозможно. Мало того, для ЛЭП довольно часто возникают ситуации, при которых нарушения, замеченные ранее, при следующих обходах не фиксируются. Особенно это относится к состоянию и возможному загниванию десятков тысяч деталей деревянных опор линий средних классов напряжения. Оказалось целесообразно создание трехкомпьютерных систем для хранения и анализа текущих дефектов. Одна из них относится к оборудованию подстанций и основана на обработке записей в журналах, заполняемых дежурным персоналом, а в две остальные переносится информация с бланков обходов ЛЭП и осмотров деревянных опор. Вид экранов для входных данных максимально повторяет привычные для служб энергосистем бланки, а результатом работы компьютерных систем являются всевозможные выборки с математической обработкой данных.

Практика внедрения этих систем показала, что помимо основной (информационной) функции, они выполняют дисциплинирующую роль для линейного и подстанционного персонала, так как в соответствующих базах данных накапливается и является легкодоступной вся архивная информация за предыдущие годы с указанием о мерах, принятых для устранения дефектов.

Третьим направлением использования компьютерных информационных систем для обобщения опыта эксплуатации является анализ автоматических отключений, отказов и аварий высоковольтного оборудования. В настоящее время наиболее законченной является информационно-аналитическая система обработки данных по анализу работы релейной защиты ЛЭП. Некоторые, наиболее общие, результаты использования этой системы

описаны далее. В качестве исходной информации использовались журналы по релейной защите, автоматике и телемеханике. По каждому случаю срабатывания релейной защиты в соответствующую базу данных квалифицированными работниками заносилась вся доступная информация о месте, времени и продолжительности отключения линий, возможной его причине, последовательности срабатывания релейной защиты на оконечных подстанциях и отпаечных линиях, работа защиты на других ЛЭП, а также не формальная информация, записанная диспетчером. Практика заполнения базы данных показала, что наиболее рационально такое заполнение производить примерно раз в квартал. Само заполнение занимало от одной до трех рабочих смен для одного оператора ЭВМ, что видимо, вполне допустимо для любого сетевого предприятия.

С использованием имеющейся архивной документации по отключениям в предыдущие годы в ЭВМ были занесены данные по всем автоматическим отключениям, начиная с 1 января 1980 г. по 31 декабря 1996 г. или за 17 полных лет регистрации. Хотя за этот период вводились отдельные новые линии, а часть старых реконструировалась в первом приближении общие характеристики сетей можно считать достаточно стабильными для целей анализа динамики отключений. Сводные данные по линиям и их автоматическим отключениям приведены в табл.1. Из нее видно, что общий объем наблюдений составил почти 50 тыс. км лет. Для анализа доступны 2141 случая срабатывания релейной защиты. При этом большая часть отключений устранялась практически мгновенно автоматическим повторным включением (АПВ), а также в течение нескольких минут вручную диспетчером, и только примерно 15% (для линий 35 кВ - 25%) были связаны с относительно длительными простоями. Причем собственно аварии составляли лишь часть этих случаев, а лишь небольшая доля из них привела к серьезным нарушениям в работе энергосистемы. Обычно в энергосистемах специально расследуются только аварийные случаи, а большая часть отключений (до 90%) остается без какого-либо анализа и обобщения. При этом на выводы о влиянии различных факторов на надежность работы высоковольтных сетей накладываются два момента. Во-первых, любое расследование может иметь субъективные стороны, искажающие действительную первопричину аварии. Во-вторых, случайное сочетание неблагоприятных факторов, приводящее к существенным единичным последствиям, может резко усилить (или ослабить) реальную картину относительной опасности и частоты возникновения причин отключения.

В то же время данные по всей совокупности отключений наиболее объективны, поскольку они все обычно фиксируются и в подавляющем большинстве случаев особенно при успешном АПВ нет никаких субъективных причин для искажения записей диспетчерами.

Компьютерная система позволяет автоматически делать выборки и выполнять соответствующие расчеты для очень подробных условий анализа (по четырнадцати различным причинам отключения, любым номерам линий и в целом классам напряжения, временам

простоя ЛЭП, периодам регистрации, распределениям отключений по годам и месяцам в течение года и т.д.). При этом возможен вывод таблиц и графиков для распределения абсолютных чисел отключений, удельным показателям, относительной доли влияния различных причин, и коэффициентам успешности АПВ. Из-за ограничения объема статьи далее приводится лишь укрупненные данные, которые могут представить интерес для сравнения с другими энергосистемами.

Таблица 1

Общие данные по линиям ЦЭС Колэнерго и их отключениям

Показатель	Класс напряжения, кВ				
	35	110	154	330	все линии
Количество линий	26	53	37	7	123
Суммарная длина, км	263	1122	1225	435	3045
Объем наблюдений, км·лет	3963	18420	20316	6851	49550
Общее число отключений	151	958	846	186	2141
в том числе:					
с успешным АПВ	97	729	588	118	1532
с неуспешным АПВ	54	229	258	68	609
из них:					
с простоем менее часа	16	99	146	43	304
с простоем более часа	38	130	112	25	305

В дальнейшем для краткости различные распределения отключений (независимо от факта успешности АПВ и наличия последствий) именуются общим термином "аварийность". Данные по различным видам аварийности показаны в табл.2. Выборки сделаны для всей совокупности отключений и отдельно для случаев простоя ЛЭП более 1 ч. При этом под абсолютной аварийностью ($n_{откл}$) понимается число всех фактов срабатывания выключателей ЛЭП, отмеченное в журналах по релейной защите, автоматике и телемеханике. Под удельной аварийностью ($n_{уд}$) понимается абсолютное число отключений линии, деленное на сумму произведений длины каждой линии (в сотнях километрах) на число лет наблюдений:

$$n_{уд} = \frac{n_{откл}}{\sum l_{лин} \cdot n_{лет}} \cdot 100,$$

где $n_{уд}$ - удельная аварийность на 100 км в год одной или нескольких линий;

$n_{откл}$ - абсолютное число зарегистрированных отключений для этих линий;

$l_{лин}$ - длина каждой из линий, км;

$n_{лет}$ - число лет наблюдений для каждой из линий.

Число лет наблюдений принималось ближайшим целым, т.е. 17 лет для линий, введенных в эксплуатацию ранее 1980 г. и фактическое целое для ЛЭП, построенных позже. Плановые простои и реконструкции в анализе не учитывались.

Под относительной аварийностью ($n_{\%}$) понималось следующее. Сумма всех отключений для каждой группы рассматриваемых линий принималась равной 100%. Затем определялся процент отключений по данной причине или группе причин по отношению к этой сумме.

Коэффициенты успешности АПВ ($\eta_{АПВ}$) определялись долей успешных автоматических включений по отношению ко всей группе рассматриваемых случаев.

Таблица 2

Распределение абсолютных чисел отключений по причинам и классом напряжений

Причины отключений		Все отключения класс напряжения, кВ					С простоем более часа класс напряжения, кВ				
		35	110	150	330	Все	35	110	150	330	Все
Гроза		24	272	336	93	**725**	1	13	6	2	**22**
	ветер	12	99	81	11	**203**	5	7	8	1	**21**
Погода	гололед	25	2	17	2	**46**	2	-	4	1	**7**
	дождь	-	3	-	-	**3**	-	-	-	-	**-**
Итого погода		37	104	98	13	**252**	7	7	12	2	**28**
	изоляция	2	20	16	3	**41**	2	11	12	3	**28**
Механи-	провода	6	27	22	5	**60**	5	25	19	5	**54**
ческие	опоры	7	17	10	-	**34**	7	17	9	-	**33**
	тросы	1	5	13	2	**21**	1	3	8	2	**14**
Итого механические		16	69	61	10	**156**	15	56	48	10	**129**
	ошибки персонала	1	19	9	2	**31**	1	2	1	-	**4**
	отключение других ЛЭП	-	33	24	11	**68**	-	5	1	-	**6**
Прочие	сбои релейной защиты	-	8	2	3	**13**	-	1	2	-	**3**
	аварии	-	1	3	2	**6**	-	-	2	2	**4**
	другие	26	158	137	15	**336**	8	29	33	4	**74**
Итого прочие		27	219	175	33	**454**	9	37	39	6	**91**
Неустановленные		47	294	176	37	**554**	6	17	7	5	**35**
Сумма		**151**	**958**	**846**	**186**	**2141**	**38**	**130**	**112**	**25**	**305**

Все причины были разбиты на 14 подробных категорий и 5 обобщенных групп. В первую отдельную категорию, выделенную в отдельную группу, включены наиболее частые грозовые отключения. Группа погодных условий разбита на три условные категории: сильный ветер, гололед и дождь. Это разделение условно, в зарубежной практике часто принимается более подробный перечень. К группе механических причин отнесены все повреждения собственно ЛЭП; линейной изоляции с арматурой, проводов, тросов, а также элементов опор.

Из группы прочих причин выделены четыре самостоятельные категории (табл.2),часто встречающиеся в журналах. Это разделение наиболее условно и в дальнейшем под прочими (если не оговорено особо) понимаются все причины, не связанные непосредственно с отключающейся ЛЭП.

Значительную долю составляют отключения по неустановленным причинам. Можно отметить, что значительная часть из них совпадает по времени с грозовыми и ветровыми отключениями этих же и соседних ЛЭП. К "неустановленным" они отнесены только из-за отсутствия соответствующей фиксации диспетчера. Таким образом, долю первых двух групп причин в табл.2 можно считать заниженной. В табл.3 распределение дается только по пяти основным группам. Соотношение важности причин и последствий их воздействий наиболее наглядно видно из табл.4 и 5.

Таблица 3

Распределение удельных чисел отключений (на 100 км в год) по причинам и классам напряжений.

Причины отключе-ний	Все отключения					С простоем более часа				
	класс напряжения, кВ					класс напряжения, кВ				
	35	110	150	330	Все	35	110	150	330	Все
Гроза	.61	1.48	1.65	1.36	**1.46**	.03	.07	.03	.03	**.04**
Погода	.93	.56	.48	.19	**.51**	.18	.04	.06	.03	**.06**
Механи-ческие	.40	.37	.30	.15	**.31**	.38	.30	.24	.15	**.26**
Прочие	.68	1.19	.86	.48	**.92**	.23	.20	.19	.09	**.18**
Неуста-новленные	1.19	1.60	.87	.54	**1.12**	.15	.09	.03	.07	**.07**
Сумма	**3.81**	**5.20**	**4.16**	**2.71**	**4.32**	**.96**	**.71**	**.55**	**.36**	**.62**

Грозовые отключения, составляющие 35% для всех линий, приводят лишь к 7% всех длительных простоев. Наоборот, 7% отключений из-за дефектов в изоляции и металла ЛЭП вызывает почти половину всех простоев более 1 ч. Это же следует из удельной аварийности в табл.3. В наглядной форме соотношения между причинами всех отключений и аварий даны на диаграммах рис.1,2. В распоряжении авторов были служебные данные ряда энергосистем об удельной аварийности по всем причинам и отдельно по грозе. Эти данные, собранные в разное время по разным методикам имеют очень большой разброс. Все же в целом можно отметить, что общие удельные числа всех отключений в Колэнерго близки к средним. Однако грозовые перекрытия изоляции для линий Колэнерго значительно более часты, чем во всех остальных энергосистемах, как по удельному числу, так и по их доле в общем числе отключений. Следует учесть, что в литературе по анализу грозозащиты принята характеристика удельного числа отключений на 100 км на 100 грозовых часов, а не на 1 год и фактическую грозовую деятельность.

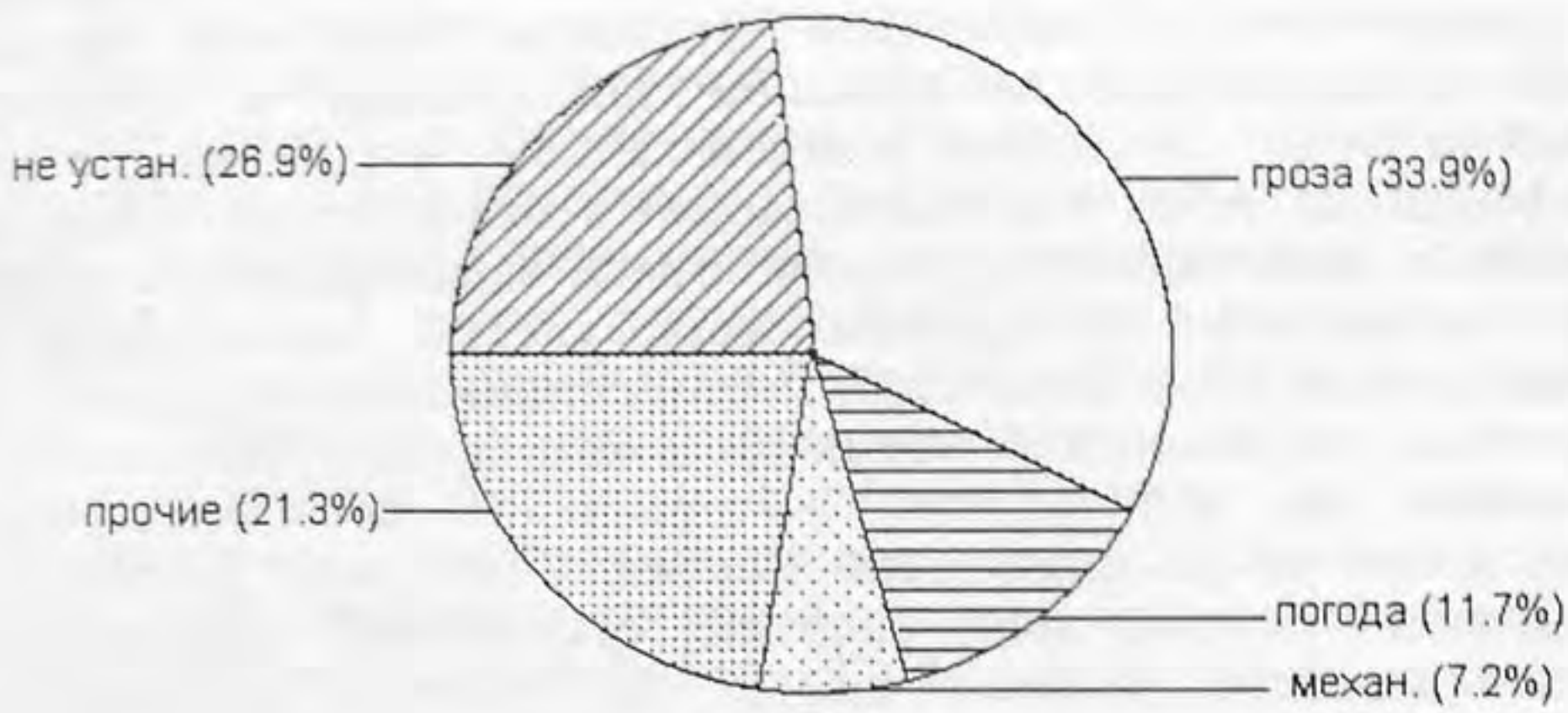


Рис.1. Распределение всех автоматических отключений ЛЭП

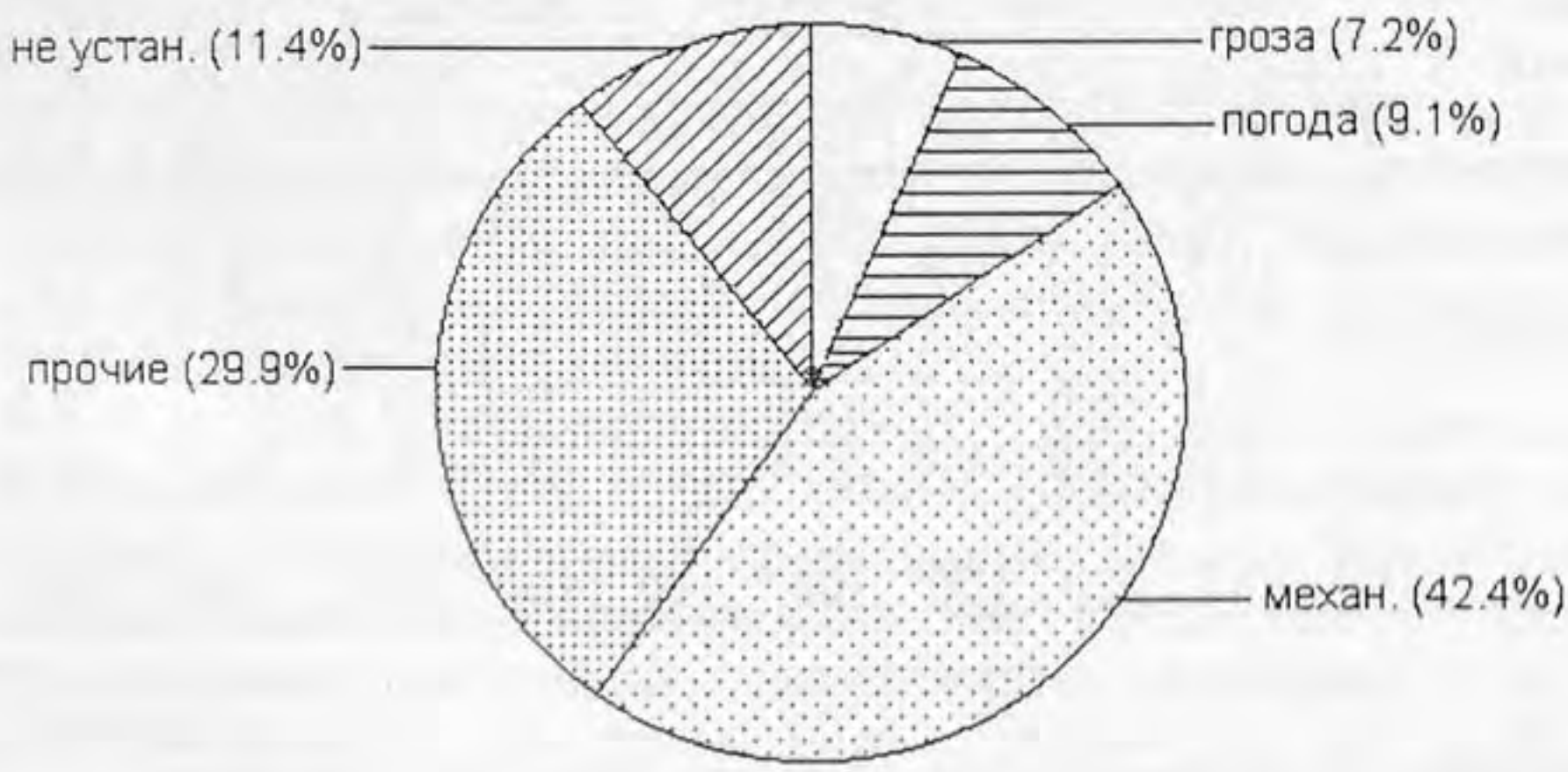


Рис.2. Распределение автоматических отключений ЛЭП с простоем более часа

С учетом низкой грозовой деятельности на Кольском п-ове (от 5 до 10 грозовых часов в год) отличия от различия в надежности грозозащиты ЛЭП становятся еще более резкими. При этом следует иметь ввиду, что не все отключения во время гроз возможно связаны с непосредственным поражением проводов и тросов молнией. Часть из этих отключений может быть связана с сопутствующими плохими метеоусловиями. С другой стороны, с большой долей достоверности часть отключений по неустановленным причинам можно отнести к

грозовым. Поэтому данные об отключениях говорят только о порядке цифр. Все же, если пересчитать аварийность на 100 грозовых часов, т.е. увеличить цифры удельной аварийности в 5-10 раз, получаемые цифры следует считать аномально высокими. При этом особых сомнений в достоверности исходной информации в журналах "Релейной защиты, автоматики и телемеханики" нет. Особенно для случаев успешных АПВ, что подтверждается относительно плавным изменением в различные годы, соответствием зависимостей и общей грозовой активности по данным метеостанций, приводимой в ежегодных отчетах ЦЭС Колэнерго, постоянством циклов нарастания и спада числа отключений во время грозового сезона. Искусственно смоделировать все эти факторы в течение 17 лет невозможно. Поэтому, несмотря на имеющееся мнение, о желании работников энергосистемы завысить долю грозовых отключений, с известной долей осторожности, примем цифры по грозовой аварийности достоверными.

Таблица 4

Распределение долей отключений по различным причинам
(в процентах к суммарному числу отключений или
числу отключений с простоем более часа)

Причины отключений	Все отключения					С простоем более часа				
	класс напряжения, кВ					класс напряжения, кВ				
	35	110	150	330	Все	35	110	150	330	Все
Гроза	15.8	28.3	39.7	50.0	**33.8**	2.6	10.0	5.3	8.0	**7.2**
Погода	24.5	10.8	11.5	6.9	**11.7**	18.4	5.3	10.7	8.0	**9.1**
Механические	10.6	7.2	7.2	5.3	**7.2**	39.4	43.0	42.8	40.0	**42.3**
Прочие	17.8	22.8	20.6	17.7	**21.2**	23.6	28.4	34.8	24.0	**29.8**
Неустановленные	31.1	30.6	20.8	19.8	**25.8**	15.7	13.0	6.2	20.0	**11.4**
Сумма	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**	**100**

Таблица 5

Коэффициенты успешности АПВ для различных причин
и классов напряжения

Причины отключений	Класс напряжения, кВ				
	35	110	154	330	Все
Гроза	0.88	0.89	0.90	0.80	**0.88**
Погода	0.68	0.82	0.63	0.46	**0.71**
Механические	0.00	0.14	0.08	0.00	**0.10**
Прочие	0.92	0.84	0.85	0.58	**0.82**
Неустановленные	0.83	0.87	0.70	0.65	**0.80**
Среднее	**0.66**	**0.76**	**0.70**	**0.63**	**0.72**

В целом, коэффициент успешности АПВ является очень высоким $\eta_{АПВ}$ (около 0.9) и практически не зависит (кроме ЛЭП 330 кВ) от класса номинального напряжения. В противном случае, высоковольтная сеть Колэнерго просто не могла бы нормально функционировать в летнее время. Численный анализ надежности грозозащиты линий показал, что получить в расчетах такое большое число отключений невозможно при выполнении стандартных требований ПУЭ к конструкциям ЛЭП даже в условиях аномально высоких удельных сопротивлений грунта, характерных для Кольского п-ова. Объяснить этот факт можно только отсутствием соответствующих контуров заземлений опор и недостаточно обоснованными проектными решениями. Это же подтверждается низкой эффективностью тросовой защиты. Более подробный анализ повышенной грозопоражаемости ЛЭП выходят за рамки настоящей статьи, посвященной описанию опыта эксплуатации.

Из остальных категорий можно выделить большое число ветровых отключений и очень малое количество зарегистрированных отключений во время сильных дождей, хотя качественные данные по Единой энергосистеме СССР, полученные в 70-80-х годах, говорят о том, что перекрытия изоляции в нормальных режимах работы из-за низких влагоразрядных характеристик загрязненной изоляции достаточно вероятны.

В категории прочих причин подробный анализ становится во многом невозможным из-за редкой повторяемости предаварийной ситуации. Исключение составляют отключения, вызванные работой релейной защиты на других ВЛ, большая доля которых связана с наличием двухцепных участков.

Как уже указывалось, значительная часть причин остается неустановленной. Часть из них можно идентифицировать по времени с грозовыми и погодными воздействиями. Однако значительная часть остается даже предположительно не связанной с какими-либо определенными внешними воздействиями, особенно при успешном АПВ. Возможно, что здесь влияют причины не включаемые в обычный перечень внешних воздействий на ЛЭП, например, сильное влияние геомагнитных нарушений. Такие случаи довольно часто регистрируются на ЛЭП в США, Канаде и Северной Европе. Видимо, работу в этом направлении целесообразно организовать и в северных регионах нашей страны.

Данные по отключениям для различных классов напряжения позволяют сделать следующие замечания. Для сетей 35 кВ с изолированной нейтралью однофазные перекрытия на землю не приводят к немедленному отключению ЛЭП. Это особенно сказывается на влиянии грозовой деятельности. Все же число двухфазных нарушений достаточно велико и определенное отдельно для аварий заметно превышает цифры для классов напряжений 110-330 кВ. В сетях с глухозаземленной нейтралью (выше 110 кВ)

удельные числа отключений падают с ростом класса напряжения. При этом переход от 150 к 330 кВ более резкий, чем от 110 к 150 кВ. Однако следует отметить близость $n_{уд}$ для всех отключений по грозе. Можно еще раз констатировать, что эта тенденция расходится с литературными данными, часть из которых приведена в табл.6.

Таблица 6

Удельные (на 100 км ЛЭП и год эксплуатации) числа автоматических отключений в ряде энергосистем

Энергосистема	110 кВ			220 кВ			330 кВ		
	все	гроза	%	все	гроза	%	все	гроза	%
Винницаэнерго	11.1	0.50	4.5	-	-	-	3.1	0.18	5.8
Киевэнерго	8.6	0.79	9.2	-	-	-	2.3	0.14	6.1
Одессаэнерго	16.4	2.30	14.0	4.5	0.50	11.1	3.1	0.13	4.2
Крымэнерго	3.5	0.79	22.5	-	-	-	0.4	0.10	25.0
Волгоградэнерго	6.1	0.83	13.6	1.3	0.26	20.0	-	-	-
Саратовэнерго	11.1	1.30	11.8	4.9	0.50	10.2	-	-	-
Куйбышевэнерго	4.0	0.33	8.2	1.5	0.45	30.0	-	-	-
Кустанайэнерго	12.8	0.66	5.2	2.4	0.26	10.6	-	-	-
Средние показатели*	9.4	0.88	9.4	3.4	0.48	14.1	2.23	0.39	10.3
АО "Колэнерго"		110 кВ			154 кВ			330 кВ	
	5.2	1.48	28.5	4.16	1.65	39.7	2.71	1.36	50.2

* 110 кВ - по данным 15 энергосистем; 220 кВ - по данным 11 энергосистем; 330 кВ - по данным 4 энергосистем.

В работе /1/ приведены среднеэксплуатационные показатели надежности работы линий трех классов напряжения на металлических и железобетонных опорах. Эти данные, сопоставленные со случаями t простоя >1 часа в ЦЭС Колэнерго, приведены в табл.7.

Таблица 7

Удельная аварийность по литературным данным и по ЦЭС"Колэнерго"

Показатель	Вид опоры	Класс напряжения, кВ		
		110	220	330
Число аварийных отказов по [1]	Металлическая	0.89	0.34	0.24
	Железобетонная	0.53	0.26	0.24
Удельное число отключений с простоем более часа ЛЭП Колэнерго	Все опоры	Класс напряжения, кВ		
		110	150	330
		0.71	0.55	0.36

К сожалению /1/ оперирует понятием "Число аварийных отказов в год на 100 км линий". При этом не указывается, что в данном случае понимается под аварийным отказом и для каких энергосистем получены данные. Все же сопоставление с табл.3

характерно и показывает, что по удельной аварийности линии ЦЭС (кроме ЛЭП 330 кВ) находятся на уровне близком к среднему.

На рис.3 и 4 приведено распределение отключений по годам и месяцам за 17 лет. Эти графики достаточно наглядны и не требуют подробного описания. Можно сделать следующие замечания. Как следует из рис.3, пики общего числа отключений вызваны в основном грозовыми и ветровыми причинами (совпадение характера кривых "все отключения" и "гроза + погода"). При этом в графиках чисел отключений по неустановленным и всем остальным причинам также прослеживаются относительно слабые колебания, связанные с атмосферными условиями. Переменный период в 3-5 лет возможно является случайным и для уверенного предсказания аварийности необходим более длительный срок регистрации. Однако в любом случае из этих данных следует вывод о том, что судить о тенденциях в изменении аварийности можно лишь по промежутку времени не менее 8-10 лет. Поэтому все заключения о влиянии изменений в экономических условиях, сокращении объемов фиксирования ремонтных и профилактических работ в последние годы и т.д., сделанные по соответствующей статистике аварий для этих лет, являются неправомерными.

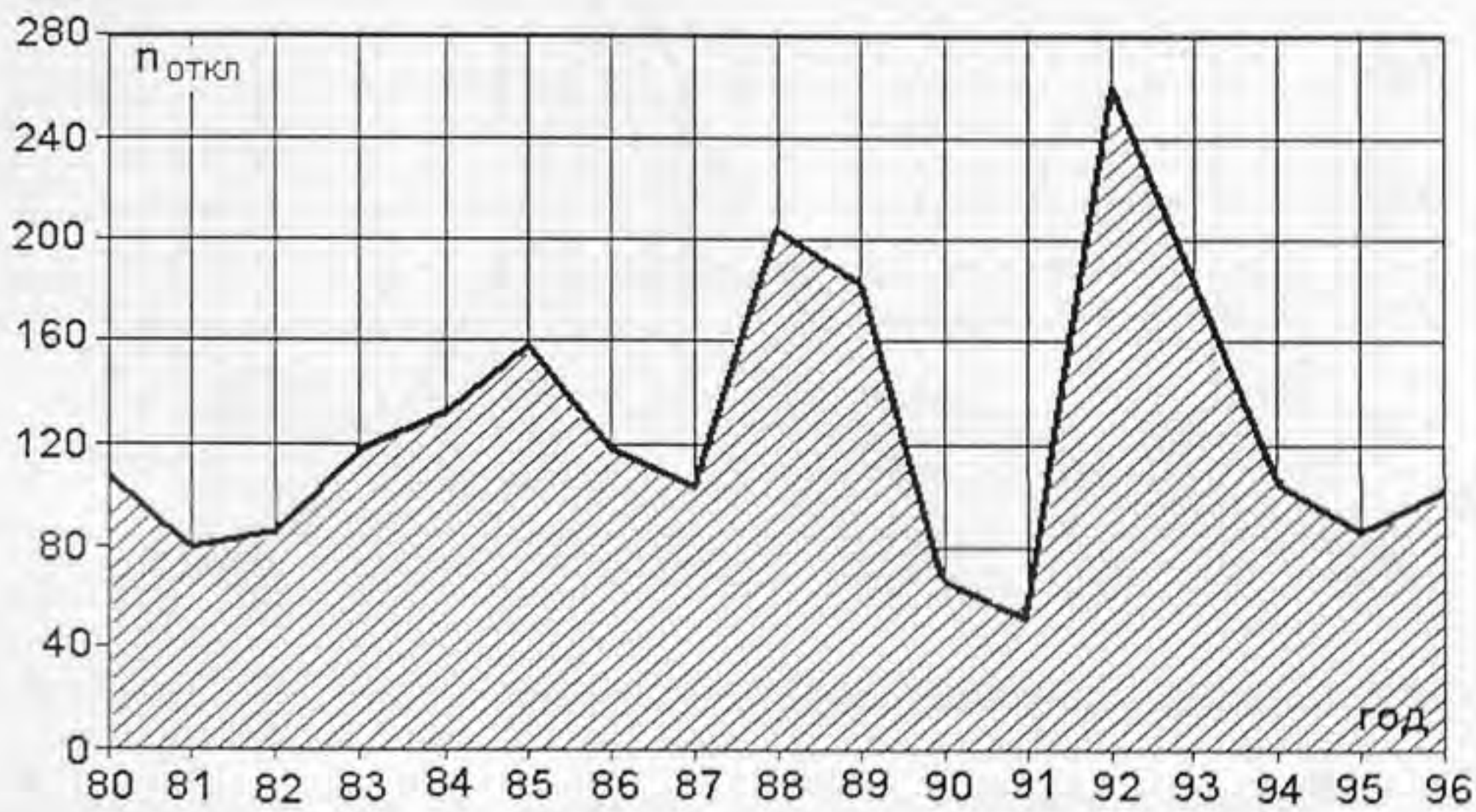


Рис.3. Распределение отключений по годам

Сезонная неравномерность частоты автоматических отключений ЛЭП характеризуется рис.4. Виден резкий летний (грозовой) пик, более слабые осенние и зимние (ветровые) пики. Последние в отдельные годы являются сравнимыми с летними. Все же наиболее частые отключения ЛЭП всех классов напряжения наблюдаются в июле. За рассматриваемый период регистрации имелись случаи, когда за несколько часов на отдельных линиях расходовалось до половины трехлетнего межремонтного ресурса выключателей.

Все предыдущие результаты получены непосредственно с экрана ЭВМ. В то же время на их основе можно получить большой объем дополнительной информации. В качестве примера на рис.5 приведена диаграмма, на оси абсцисс которой отложено полное число отключений каждой из 123 линий за весь период регистрации, т.е. за 17 лет (для линий, введенных позже 1980 г. за фактическое число лет работы). На оси ординат нанесены годы ввода линии в эксплуатацию, начиная с 1935 г., в котором были включены под напряжение первые линии Колэнерго. Видно, что прямой зависимости аварийности линии от срока их эксплуатации нет. Это говорит о том, что в целом ремонтно-профилактические работы на всех типах линий и их опорах обеспечивают стабильную работу ЛЭП в течение многих десятилетий. Этот факт является существенным для проблемы использования стареющего оборудования.

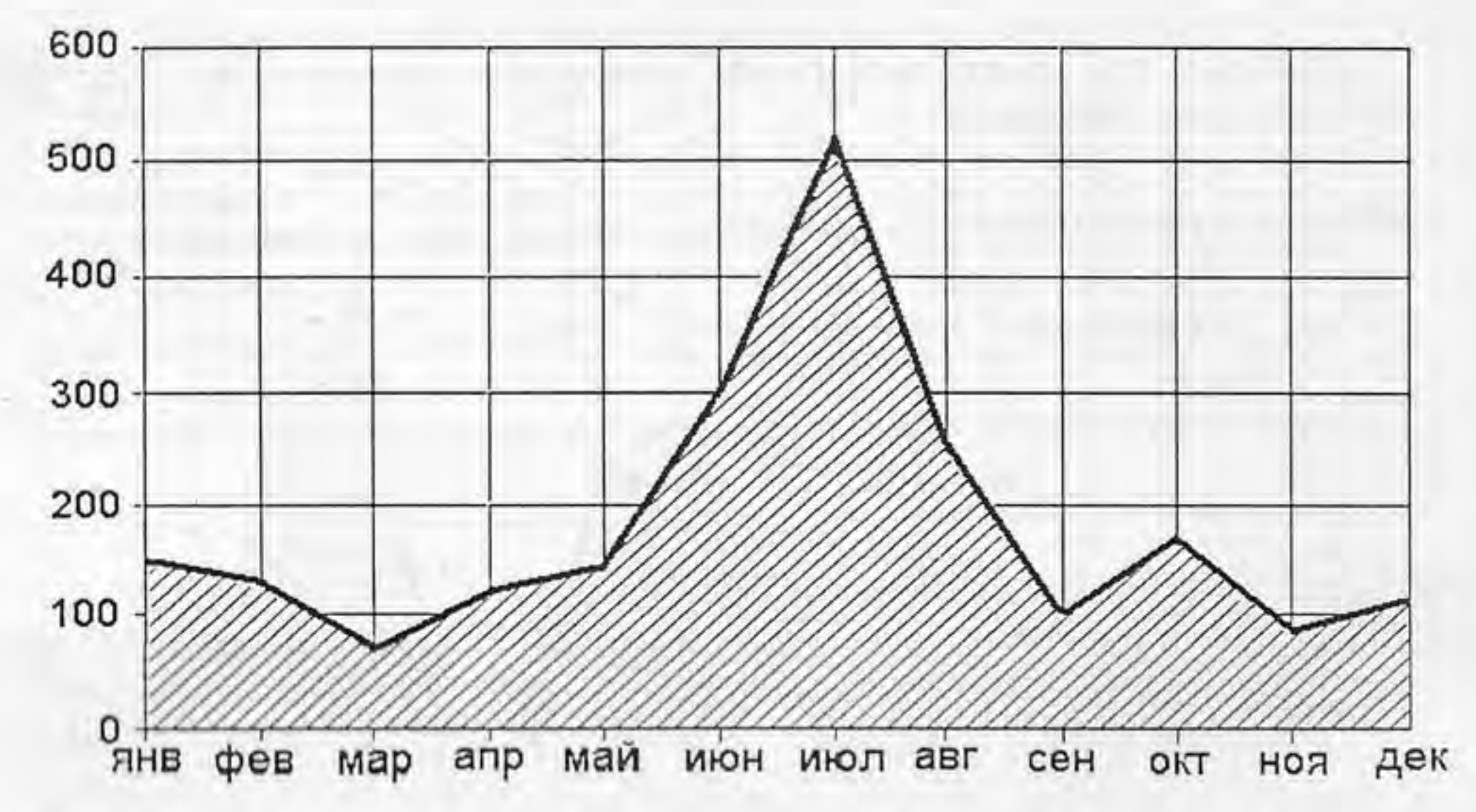


Рис.4. Распределение отключений по месяцам

Можно привести и другие примеры. В частности, аналогичная диаграмма, составленная для удельных чисел отключений и длины ЛЭП, дает спад с увеличением длины линий, что говорит о значительном влиянии процессов на подстанциях на работу релейной защиты коротких ЛЭП. Анализ причин большого числа одновременных грозовых отключений двухцепных ЛЭП дает направления для повышения надежности их работы и т.д.

В заключение отметим, что сказанное выше носит в основном описательный характер. Для конкретной энергосистемы наибольший интерес представляет статистика отключений отдельных ЛЭП на фоне остальных линий и выявление особенностей надежности работы ЛЭП в зависимости от их конструктивного исполнения и трассы прокладки. Такой анализ выходит за рамки статьи, однако он легко может быть

выполнен в любом сетевом предприятии, установившем на своих ПЭВМ описанную информационно-аналитическую систему.

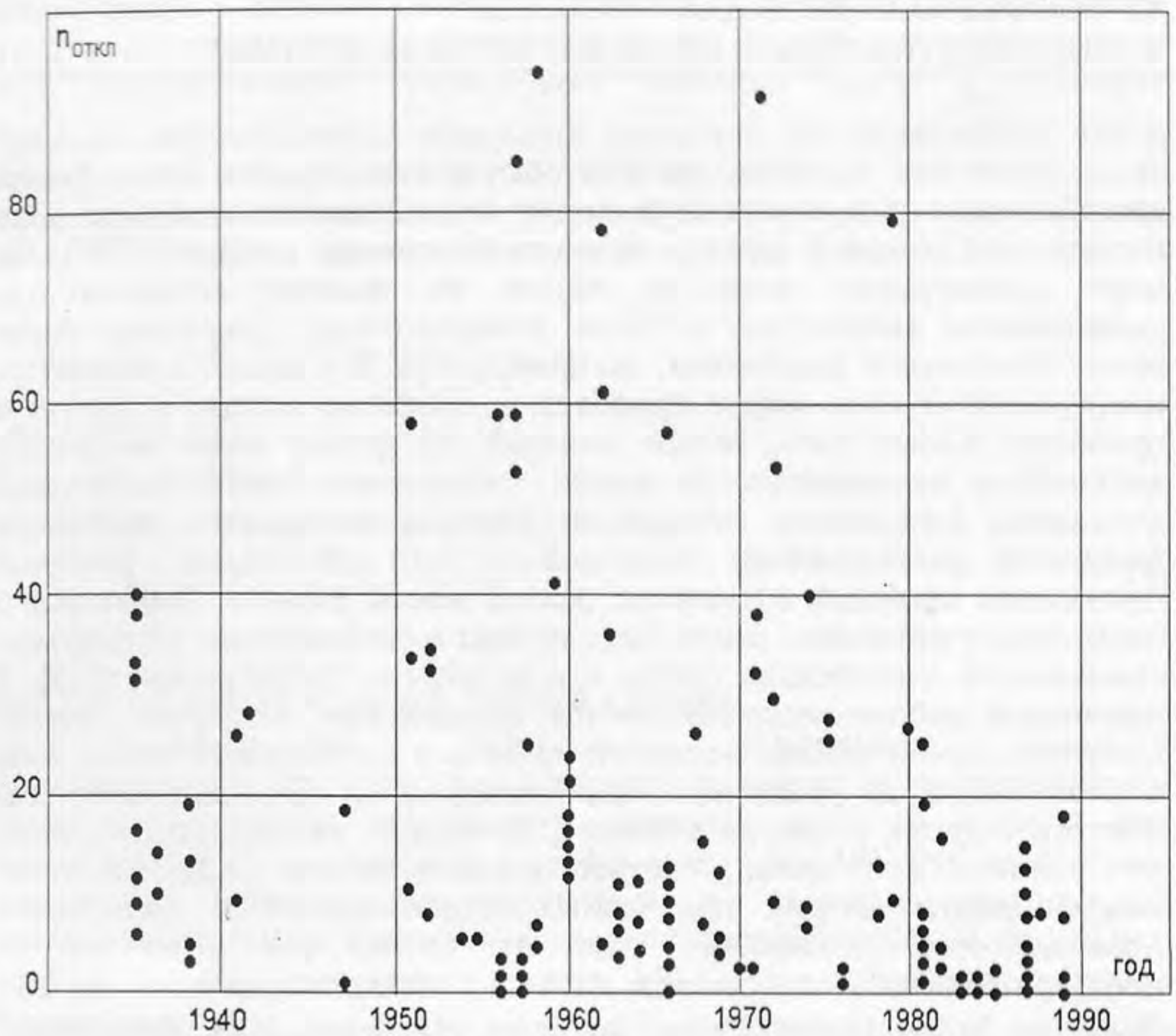


Рис.5. Диаграмма общее число отключений ($n_{откл}$) - год ввода линий в эксплуатацию (год)

В сочетании с машинным анализом текущих дефектов ЛЭП, состояния деталей деревянных опор, а также с базой данных, в которой хранятся все конструктивные особенности ЛЭП эта система позволяет накапливать опыт эксплуатации и практически использовать результаты его обобщения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Проектирование линий электропередачи сверхвысокого напряжения / Г.Н.Александров, А.В.Горелов, В.В.Ершевич и др. Под ред. Г.Н.Александрова. - 2-е изд., перераб. и доп.- СПб.: Энергоатомиздат, Санкт-Петербургское отд-ние, 1993. - 560 с.

Б.В.Ефимов

ТЕОРИЯ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ВОЛН АТМОСФЕРНЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В МНОГОПРОВОДНЫХ КОРОНИРУЮЩИХ ЛИНИЯХ

В основе методов расчета надежности грозозащиты линий электропередачи и подстанций лежит теория распространения волн напряжений, токов и зарядов от места поражения молнией ЛЭП. По мере продвижения волн по линии их фронты сглаживаются, уменьшаются амплитуды, а также деформируются хвостовые части волн. Основными факторами, вызывающими эти явления, являются импульсная корона вокруг проводов и активные потери в грунте и проводах. Кроме того, резкое влияние на форму волн оказывают дискретные неоднородности линии (заземление тросов на опорах, возможное импульсное перекрытие гирлянд изоляторов, изменение взаимного расположения проводов и т.п.). Остальные факторы: провисание проводов в пролетах, рельеф земли, емкость изоляторов и опор, хотя в принципе могут быть учтены в современных алгоритмах, сказываются значительно слабее и ими обычно пренебрегают [1,2]. В настоящей работе рассматриваются однородные по длине участки многопроводной линии. Волновой процесс в такой линии может быть описан системой уравнений типа телеграфных [3]. Два основных фактора (корона и потери в земле), влияющих на параметры линии, при системе допущений, соответствующей работе [1,2], изменяют коэффициенты матриц продольных сопротивлений и поперечных проводимостей независимо друг от друга, что позволяет на предварительных этапах исследований развивать теории влияния этих факторов также независимо. При этом отдельный учет импульсной короны - это решение системы телеграфных уравнений с постоянными продольными параметрами, но нелинейными собственными потенциальными коэффициентами проводов. Отдельный учет поверхностного эффекта в земле - это решение системы линейных уравнений с постоянными поперечными параметрами, но с сильной зависимостью от частоты всех собственных и взаимных продольных сопротивлений. Раздельность влияний и различие физики задач делают желательным создание по возможности более точных методов исследования каждого из этих факторов. Эти методы, являясь ступенями решения общей задачи, должны использоватьея и как эталонные при контроле погрешностей универсальных методик, учитывающих многообразие влияний различных параметров реальных ЛЭП. Дальнейший материал посвящен новому решению системы телеграфных уравнений с учетом импульсной короны при идеально проводящей земле. Принята модель импульсной короны, развитая М.В.Костенко. Основные положения

этой модели следующие. Рассматривается одиночный цилиндрический провод с гладкой поверхностью, подвешенный на постоянной высоте над землей. Независимо от скорости нарастания напряжения, приложенного к проводу, начиная с некоторого критического значения напряженности поля на поверхности провода E_{KP_1} (соответственно критического значения заряда q_{KP_1}) вокруг провода образовывается объемный заряд той же полярности, что и приложенное напряжение. В работе [1] принято, что для критических значений напряженности электрического поля, заряда и напряжения на единицу длины провода можно использовать формулы

$$E_{KP_1} = 24.6 \cdot 10^5 (1 + \frac{0.301}{\sqrt{0.01 \cdot r_1}});$$

(1)

$$q_{KP_1} = 2\pi\varepsilon_0 r_1 E_{KP_1};$$

(2)

$$U_{KP_1} = r_1 E_{KP_1} \ln\frac{2h_1}{r_1}, \qquad (3)$$

где r_1 и h_1 - радиус и высота подвеса провода.

Причем, учет негладкости поверхности реального многожильного провода (т.е. местного повышения напряженности поля на наружной поверхности проволок верхнего повива) уже произведен в (3.1) и заложен в коэффициент $24.6 \cdot 10^5$. Это необходимо учитывать сопоставлении расчетных и опытных данных для экспериментальных проводов с гладкой поверхностью. В последнем случае E_{KP_1} повышается на величину 1/0.82. Как показывает практика расчетов деформации волн, в линиях электропередачи с одиночными проводами в фазах формулы (1)-(3) вполне удовлетворительно описывают момент начала короны.

Для проводов, расщепленных на n составляющих, в работе [1] обосновывается следующее уточнение формул (1)-(3).

$$E_{KP_1} = 24.6 \cdot 10^5 (1 + \frac{0.301}{\sqrt{0.01 \cdot r_{n1}}}); \qquad (4)$$

$$q_{KP_1} = \frac{2\pi\varepsilon_0 r_{n1} E_{KP_1} \cdot n}{1 + \delta_{n1}}; \qquad (5)$$

$$U_{KP_1} = \frac{n r_{n1} E_{KP_1} \ln\frac{2h_1}{r_1}}{1 + \delta_{n1}}, \qquad (6)$$

где r_{n1} - радиус составляющей расщепленного провода, т.е. радиус окружности, описанной вокруг витого многожильного провода;

$r_1 = \sqrt[n]{n r_{n1} r_{p1}^{n-1}}$ - эквивалентный радиус расщепленного провода;

r_{p1} - радиус расщепления (для линий 330 кВ, у которых фазы состоят из 2 составляющих), равен половине расстояния между осями составляющих;

$\delta = (n-1)\frac{r_{n1}}{r_{p1}}$ - поправка, учитывающая взаимное влияние составляющих расщепленного провода;

h_1 - высота провода нижней составляющей расщепленного провода.

Формулы (5)-(6) относятся к фазам ЛЭП традиционных конструкций, когда составляющие расположены по окружности и расстояния между осями фаз много больше радиусов этих окружностей. Для перспективных линий новых конструкций с плоскими, эллипсоидальными и другими фазами для расчета момента начала короны, а тем более ее развития, нужен существенно другой подход, выходящий за рамки настоящей работы.

Образование объемного заряда вокруг фазы приводит к нелинейной связи между напряжением и суммарным зарядом на проводе, а также вокруг него. Существует ряд эмпирических формул для $q = f(u)$, полученных в результате статистической обработки экспериментальных данных [4,5]. Эти формулы имеют близкую структуру и носят характер степенных зависимостей. Основным спорным моментом является наличие или отсутствие скачка в заряде при напряжении равном U_{KP}.

В соответствии с соображениями, высказанными в работе [2], примем плавную зависимость $q_1 = f(u_1)$ для отрицательной полярности короны в виде:

$$\frac{q_1}{q_{KP_1}} = \frac{q_{n1} + q_{p1}}{q_{KP_1}} = \frac{u_1}{U_{KP_1}} + 0.375 \cdot \left(\frac{u_1}{U_{KP_1}} - 1\right)^{\frac{5}{3}}, \qquad (7)$$

где q_{n1} и q_{p1} - заряды на коронирующем проводе и вокруг него соответственно.

Для положительной полярности в работе [1] формул не приводится. Однако в работе [6] из тех же экспериментальных данных получена формула:

$$\frac{q_n + q_{p1}}{q_{KP_1}} = \frac{u_1}{U_{KP_1}} + 0.750 \cdot \left(\frac{u_1}{U_{KP_1}} - 1\right)^{\frac{5}{3}}. \qquad (8)$$

Из (7) и (8) видно, что при $u_1 = U_{KP_1}$ разрыва в кривой $q_1 = f(u_1)$ нет.

Ряд расчетов деформации волн с использованием (7) и (8) показывают, что в большинстве случаев эти формулы достаточно хорошо описывают реальные процессы на опытных полигонах. Все же общая тенденция состоит в том, что экспериментальные данные дают более сильную деформацию в районе коронного порога, чем численные методики. Этот вопрос требует отдельного анализа и уточнения. Следует отметить, что все дальнейшие математические преобразования не зависят от конкретного вида зависимости $q_1 = f(u_1)$ и на данном этапе примем их по уравнениям (7)-(8). Подавляющее большинство разрядов молнии имеет отрицательную полярность. Тогда, взяв производную от (7), получим следующее выражение для динамической емкости коронирующего провода

$$C_{Д1} = C_{Д1}\frac{dq_1}{du_1} = C_{Г1}\left[1 + 0.625 \cdot \left(\frac{u_1}{U_{KP_1}} - 1\right)^{\frac{2}{3}}\right], \qquad (9)$$

где $C_{Г1}$ - емкость на единицу длины одиночного провода над землей, которая дальше называется геометрической.

Для многопроводной линии матрица собственных и взаимных частичных емкостей зависит от числа и взаимного расположения всех проводов. Независимыми величинами для систем проводов, эквивалентные радиусы которых много меньше расстояний между ними, являются потенциальные коэффициенты. Для коронирующего провода это будут обратные зависимости $u_1 = f(q_1)$, а также du_1 / dq_1.

В работе [1] впервые были получены такие зависимости в виде:

$$\frac{1}{\alpha_{д1}} \cdot \frac{du_1}{dq_1} = \begin{cases} 1 & \text{при } q_1 \le q_{KP_1} \\ 1 - \dfrac{1}{n_{11}} \ln \dfrac{\dfrac{q_1}{q_{KP_1}} - 1 + k}{k} & \text{при } q_1 > q_{KP_1} \end{cases} \qquad (10)$$

где $n_{11} = \ln\frac{2h_1}{r_1}$ - логарифмический множитель собственного потенциального коэффициента провода;

$k = \left[0.7(n_{11} - 4)^2 + 4\right]^{-1}$ - эмпирический коэффициент, полученный в результате обработки данных ряда экспериментов.

Во все дальнейшие расчеты заложена зависимость (10). В работе [1] указывается, что формула (10) получена для широкого диапазона

изменения высот подвеса и радиусов проводов. Про этом анализировались исходные зависимости $u_1 = f(q_1)$ для не очень высоких кратностей перенапряжений ($1 < \frac{u_1}{U_{KP_1}} \leq 3$). Для $h_1 = 10\text{-}15$ м и радиуса провода 1 см (шифр типичных для фаз линий 110-220 кВ) зависимости (9) и (10) хорошо совпадают для до $\frac{u_1}{U_{KP_1}} = 5$, что соответствует почти 20-кратному увеличению суммарного заряда коронирующего провода.

При отрицательной полярности волны заряда на пораженном проводе из земли в грозозащитные тросы подтягиваются положительные заряды. Если напряженность поля, созданного этими зарядами на поверхности тонкого троса, превысит критическую, то вокруг троса возникнет положительная корона, правда значительно меньшей интенсивности, чем на пораженном проводе. Это наиболее вероятный случай одновременного возникновения короны обеих полярностей. Можно представить и другие варианты. Для дальнейшего существенно, что в алгоритмах и программах необходимо иметь возможность считать влияние короны любой полярности.

Для приближенного учета характеристик короны положительного знака в данной работе простым перебором получена следующая зависимость:

$$\frac{1}{\alpha_{\text{д}1}} \cdot \frac{du_1}{dq_1} = \begin{cases} 1 & \text{при } q_1 \leq q_{KP_1} \\ 1 - \frac{m_1}{n_{11}} \ln \frac{\frac{q_1}{q_{KP_1}} - 1 + k \cdot m_2}{k \cdot m_2} & \text{при } q_1 > q_{KP_1} \end{cases}, \qquad (11)$$

где $m_1 = 0.755$ и $m_2 = 0.075$ - эмпирические коэффициенты.

В отличие от (10) эта формула не связана с физикой короны и ее нужно рассматривать как расчетный прием, позволяющий сохранить одинаковую структуру формул для обеих полярностей и обеспечить сходимость зависимостей как зарядов от напряжений, так и напряжений от зарядов.

Теперь можно перейти к многопроводной системе. При принятых допущениях наличие параллельных фаз и грозозащитных тросов не изменяют собственные потенциальные коэффициенты проводов и расщепленных фаз, в том числе и с учетом объемного заряда вокруг них. При зарядах меньше критических на всех проводах будем далее говорить о матрице геометрических потенциальных коэффициентов, которые выражаются по обычным формулам электростатики (рис.1). т.е. собственный потенциальный коэффициент i-го провода (на единицу длины)

$$\alpha_{\text{дii}} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}\ln\frac{2h_i}{r_i} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}n_{ii}\,; \tag{12}$$

взаимный потенциальный коэффициент между i-м и к-м проводами

$$\alpha_{\text{дik}} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}\ln\frac{D_{ik}}{d_{ik}} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}n_{ik}\,. \tag{13}$$

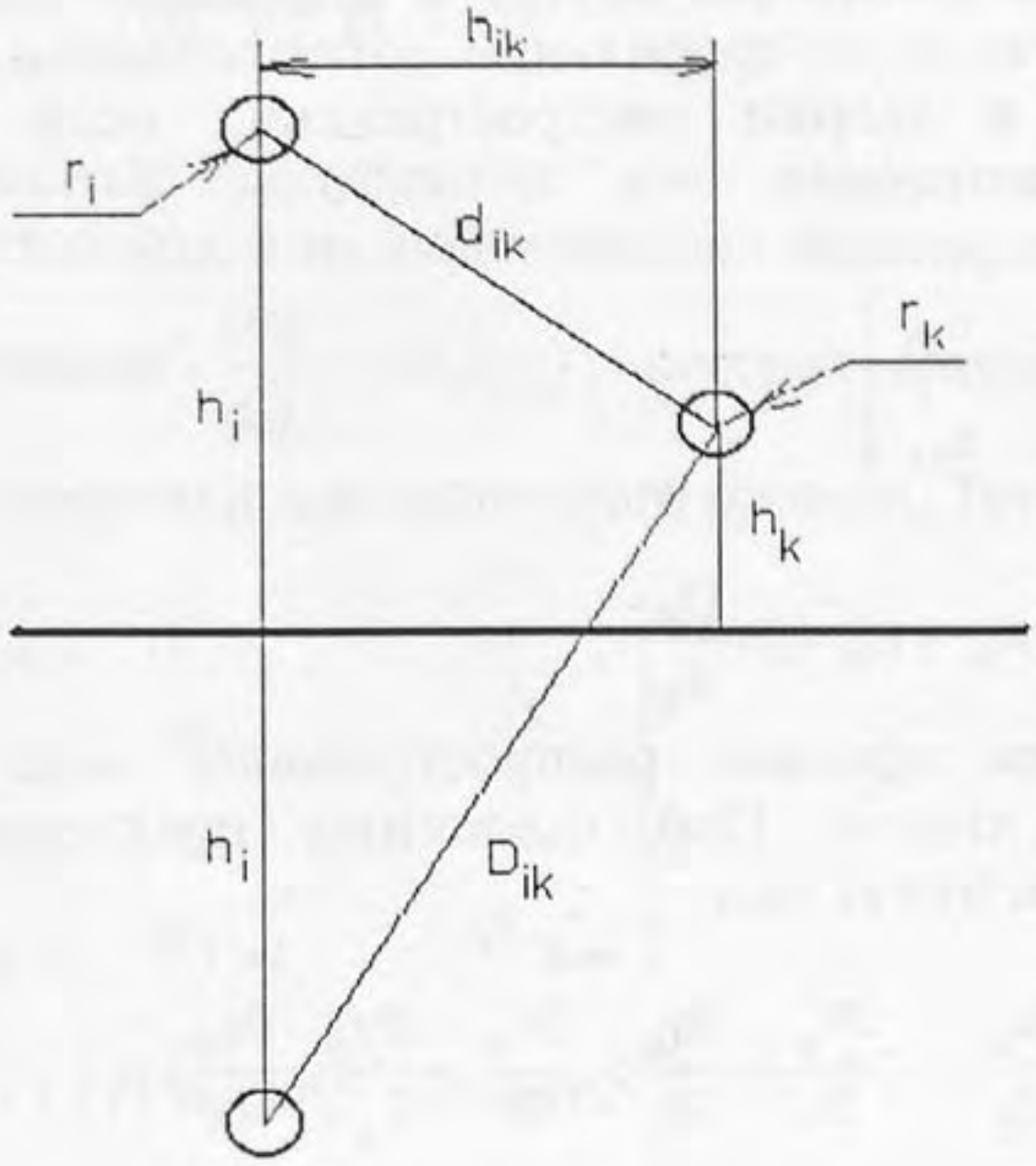


Рис.1. Схема поперечного сечения линии с i-м и k-м проводами

Далее введем собственные динамические потенциальные коэффициенты

$$\alpha_{\text{Ьii}} = \frac{du_i}{dq_i} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}(n_{ii} - \Delta_i) = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}\left(n_{ii} - \ln\frac{\frac{q_i}{q_{\text{жti}}} - 1 + k_i}{k_i}\right). \tag{14}$$

Величину

$$\Delta_i = \ln\frac{\frac{q_i}{q_{\text{КР}_i}} - 1 + k_i}{k_i} \geq 0 \tag{15}$$

назовем поправкой к потенциальному коэффициенту, учитывающую процесс коронирования i-го провода.

Все изложенное относится к фронтовой части волн. При сделанных выше допущениях о независимости процессов от скорости изменения зарядов на проводах в момент достижения максимума заряда на проводе создание нового объемного заряда прекращается и на спадающей части импульса собственный потенциальный коэффициент провода становится равным статическому [1].

Для упрощения изложения будем также называть матрицу потенциальных коэффициентов, умноженных на коэффициент $2\pi\varepsilon$, матрицей логарифмов многопроводной линии и обозначать через N. Эта матрица (и только она) характеризует геометрию однородной некоронирующей линии без потерь и определяет как ее поперечные проводимости, так и ее продольные сопротивления. Ввиду важности этой матрицы в теории распространения волн приведем ее в развернутом виде

$$N=\begin{bmatrix} n_{11} & .. & n_{1n} \\ .. & .. & .. \\ n_{n1} & .. & n_{nn} \end{bmatrix}, \tag{16}$$

где $n_{ii} = \ln\frac{2h_i}{r_i}$ и $n_{ik} = n_{ki} = \ln\frac{D_{ik}}{d_{ik}}$.

Рассмотрим процесс распространения волн в n-проводной коронирующей линии. При сделанных предположениях система уравнений линии имеет вид

$$-\frac{\partial u_ф}{\partial x} = L\frac{\partial i_ф}{\partial t};\quad -\frac{\partial i_ф}{\partial x} = \frac{\partial q_ф}{\partial t};\quad \frac{\partial u_ф}{\partial t} = \frac{\partial u_ф}{\partial_ф q}\cdot\frac{\partial q_ф}{\partial t}, \tag{17}$$

где $u_ф$, $i_ф$, $q_ф$ - n-мерные векторы мгновенных значений напряжений, токов и зарядов на проводах и в окружающем их пространстве;

L - квадратная симметричная матрица собственных и взаимных индуктивностей проводов, которая в предположении об отсутствии продольной составляющей тока, создаваемого объемным зарядом короны [1,2], не зависит от процессов в линии.

В дальнейшем, кроме фазных напряжений и токов, будут рассматриваться независимые моды, в которых распространяются волны. Поэтому для подчеркивания того факта, что в данном случае имеются в виду суммарные напряжения, токи и заряды на проводах введен индекс "ф" (фазные).

В третье соотношение в системе (17) входит производная от вектора $u_ф$ по вектору $q_ф$. По правилу дифференцирования функции многих переменных, для i-го провода будем иметь

$$\frac{\partial u_{\Phi_1}}{\partial x}=\frac{\partial u_{\Phi_1}}{\partial q_{\Phi_1}}\cdot\frac{\partial q_{\Phi_1}}{\partial t}+\frac{\partial u_{\Phi_1}}{\partial q_{\Phi_2}}\cdot\frac{\partial q_{\Phi_2}}{\partial t}+\dots\dots\dots+\frac{\partial u_{\Phi_1}}{\partial q_{\Phi_n}}\cdot\frac{\partial u_{\Phi_n}}{\partial t}.. \qquad (18)$$

Или в матричной форме (индекс "ф" опущен)

$$\frac{\partial u}{\partial t}=\begin{bmatrix}\frac{\partial u_1}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial u_1}{\partial q_n}\\ \dots & \dots & \dots\\ \frac{\partial u_n}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial u_n}{\partial q_n}\end{bmatrix}\cdot\begin{bmatrix}\frac{\partial q_1}{\partial t}\\ \dots\\ \frac{\partial q_n}{\partial t}\end{bmatrix}=(A(q)\cdot\frac{\partial q}{\partial t}. \qquad (19)$$

При принятых допущениях все внедиагональные элементы матрицы *A(q)* постоянны, а на диагонали при коронировании *i*-го провода расположена функция $\frac{\partial u_i}{\partial q_i}=\alpha_i(q_i)$, которая определяется из вольт-кулоновой характеристики для одиночного провода. Тогда имеем

$$\mathbf{A}_{Д}=\begin{bmatrix}\alpha_{Д11} & \alpha_{Г12} & \cdots & \alpha_{Г1n}\\ \alpha_{Г21} & \alpha_{Д22} & \cdots & \cdots\\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots\\ \alpha_{Гn1} & \alpha_{Гn2} & \cdots & \alpha_{Дnn}\end{bmatrix}. \qquad (20)$$

Теперь систему (3.17) можно записать

$$-\frac{\partial \mathbf{u}_{\Phi}}{\partial x}=\mathbf{L}\frac{\partial \mathbf{i}_{\Phi}}{\partial t};\quad -\frac{\partial \mathbf{i}_{\Phi}}{\partial x}=\frac{\partial \mathbf{q}_{\Phi}}{\partial t};\quad \frac{\partial \mathbf{u}_{\Phi}}{\partial t}=\mathbf{A}_{Д}\cdot\frac{\partial \mathbf{q}_{\Phi}}{\partial t}, \qquad (21)$$

где **L** - матрица с постоянными коэффициентами;

$\mathbf{A}_{Д}$ - матрица, диагональные элементы которой зависят от искомых зарядов $q_{\Phi i}$.

Решение системы (21) для случая коронирования одного провода получено автором в работе [6] в кусочно-линейном приближении, т.е. принималось, что на каждом достаточно малом шаге по времени и координате *x* все коэффициенты матрицы A_{∂} можно принять постоянными. Были получены решения в виде сумм волн напряжений, распространяющихся вдоль линии с двумя скоростями, а именно со скоростью света *c* для всех некоронирующих проводов и электростатической наводки от них на коронирующий провод и *v* для коронирующего провода. Аналогичные результаты были получены М.В.Костенко в работе [2]

без использования допущения о кусочно-линейном приближении. В обоих решениях структуры окончательных формул совпали, хотя в первом случае приходилось пренебрегать существенными членами в исходных системах уравнений для напряжений и токов [7]. Причины такого совпадения становятся ясными из изложенного ниже.

Основная идея решения М.В.Костенко [1] состоит в том, что аргументы всех искомых напряжений, зарядов и токов заранее полагаются в виде $\xi = t - x/v$, где v-неизвестная функция зарядов на проводах. В общем случае $v = f(q_{\Phi 1}, q_{\Phi 2}, \ldots, q_{\Phi n})$. Тогда в уравнениях (21) можно перейти от производных по двум переменным t и x к одной переменной ξ. Выполним такой переход для фазных напряжений, токов и зарядов, полагая v переменным скалярным параметром. Каждую из составляющих u_Φ можно выразить

$$\frac{\partial u_{\Phi i}}{\partial x} = \frac{\partial u_{\Phi i}}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x}; \qquad \frac{\partial u_{\Phi i}}{\partial t} = \frac{\partial u_{\Phi i}}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial t}. \tag{22}$$

Аналогично можно записать выражения для векторов искомых токов и зарядов. Таким образом, для перехода от t и x в уравнениях (21) необходимо найти $\frac{\partial \xi}{\partial x}$ и $\frac{\partial \xi}{\partial t}$, а также связь между ними. Учитывая, что v является функцией от искомых величин можно записать

$$\frac{\partial \xi}{\partial x} = -\frac{1}{v} + \frac{x}{v^2} \cdot \frac{\partial v}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x}; \qquad \frac{\partial \xi}{\partial t} = 1 + \frac{x}{v^2} \cdot \frac{\partial v}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial t}, \tag{23}$$

отсюда:

$$\frac{\partial \xi}{\partial x}\left(1 - \frac{x}{v^2} \cdot \frac{\partial v}{\partial \xi}\right) = -\frac{1}{v}; \qquad \frac{\partial \xi}{\partial t}\left(1 - \frac{x}{v^2} \cdot \frac{\partial v}{\partial \xi}\right) = 1. \tag{24}$$

и окончательно

$$\frac{\partial \xi}{\partial x} = -\frac{1}{v\Phi}; \qquad \frac{\partial \xi}{\partial t} = \frac{1}{\Phi}; \qquad \frac{\partial \xi}{\partial x} = -\frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial t}, \tag{25}$$

где $\Phi = 1 - \frac{x}{v^2} \cdot \frac{\partial v}{\partial \xi}$.

Причем v и Φ скалярные неизвестные функции ξ.

Теперь можно подставить производные по ξ в уравнения (22)-(24):

$$\frac{1}{v\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi}=\mathbf{L}\frac{1}{\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi};\ \frac{1}{v\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi}=\frac{1}{\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi};$$

$$\frac{1}{\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi}=\mathbf{A}_{\text{Д}}\frac{1}{\Phi}\cdot\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi}. \tag{26}$$

Поскольку умножение матрицы на скалярный множитель коммутативно и Φ при произвольных значениях переменных не равен нулю, то во всех соотношениях (26) его можно опустить. Это свойство соотношений (26) является принципиальным. При скорости v, не зависящей от ξ, производная $\frac{\partial v}{\partial \xi}$ тождественно равна нулю и $\Phi \equiv 1$, т.е. сокращение Φ в (26) делает эти выражения совпадающими с формулами для постоянной скорости. Именно отсюда вытекает одинаковый физический смысл решений, полученных в работах [6] и [2]. Теперь можно использовать все свойства систем линейных уравнений и, в частности, искать решение в виде суммы частных решений, несмотря на то, что A_∂ по-прежнему зависит от искомых $q_{\phi i}$.

Тогда:

$$\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi}=v\mathbf{L}\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi}=v\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi}=\mathbf{A}_{\text{Д}}\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi}. \tag{27}$$

Из соотношений (27), путем последовательного исключения u_ϕ, i_ϕ и q_ϕ можно получить три выражения для определения v:

$$(\mathbf{L}\mathbf{A}_{\text{Д}}^{-1}-\frac{1}{v^2}\mathbf{E})\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi}=0; \tag{28}$$

$$(\mathbf{A}_{\text{Д}}^{-1}\mathbf{L}-\frac{1}{v^2}\mathbf{E})\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi}=0; \tag{29}$$

$$(\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{\text{Д}}-v^2\mathbf{E})\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi}=0, \tag{30}$$

где $\mathbf{E}$ - единичная матрица.

Эти выражения представляют собой системы однородных алгебраических уравнений. Как известно из линейной алгебры, для системы n-го порядка будем иметь n решений, каждое из которых определит собственное значение ($1/v_i^2$ или v_i^2) и собственный вектор

$\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi_i}$, $\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi_i}$ или $\frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi_i}$ матриц $\mathbf{L}\mathbf{A}_Д^{-1}$, $\mathbf{A}_Д^{-1}\mathbf{L}$ или $\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_Д$ соответственно, где $i = 1,2...n$. Собственные значения (СЗ) дают фиксированные значения возможных скоростей распространения волн v_i, а собственные вектора (СВ) - фиксированные соотношения составляющих искомых величин для каждой скорости v_i на каждом из проводов. Из однородности систем (28)-(30) следует, что СВ находятся с точностью до произвольного множителя.

Будем называть составляющие, распространяющиеся со скоростью v_i, модами и введем для них индекс s (в отличие от фазных переменных с индексом - ф). Далее обозначим собственные вектора через W_{Ui}, W_{Ii} и W_{qi}.

Тогда можно записать разложение i- ой моды на составляющие для каждого провода

$$\begin{aligned}
&\frac{\ddot{a}u_{\Phi 1}}{\ddot{a}\xi_i} = w_{U1i}C_{Ui};\ \frac{\ddot{a}i_{\Phi 1}}{\ddot{a}\xi_i} = w_{I1i}C_{Ii};\ \frac{\ddot{a}q_{\Phi 1}}{\ddot{a}\xi_i} = w_{Q1i}C_{Qi};\\
&\dots\dots\dots\dots\dots\dots;\ \dots\dots\dots\dots\dots;\ \dots\dots\dots\dots\dots\\
&\frac{\partial u_{\Phi n}}{\partial \xi_i} = w_{Uni}C_{Ui};\ \frac{\ddot{a}i_{\Phi n}}{\ddot{a}\xi_i} = w_{Ini}C_{Ii};\ \frac{\ddot{a}q_{\Phi n}}{\ddot{a}\xi_i} = w_{Qni}C_{Qi}
\end{aligned} \tag{31}$$

В (31) составляющие СВ являются числами, а произвольные множители C_{Ui}, C_{Ii} и C_{Qi} функциями переменной ξ_i. Обозначим их как

$$C_{Ui} = \frac{\partial u_{Si}(t - \frac{x}{v_i})}{\partial \xi_i};\ C_{Ii} = \frac{\partial i_{Si}(t - \frac{x}{v_i})}{\partial \xi_i};\ C_{Qi} = \frac{\partial q_{Si}(t - \frac{x}{v_i})}{\partial \xi_i}.$$

Теперь можно ввести квадратные матрицы W_U, W_I и W_Q, по столбцам которых расположены соответствующие собственные вектора, и записать линейные преобразования, осуществляющие переход от фазных координат к модальным и наоборот

$$\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi} = \mathbf{W}_U \frac{\partial \mathbf{u}_S}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi} = \mathbf{W}_I \frac{\partial \mathbf{i}_S}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi} = \mathbf{W}_Q \frac{\partial \mathbf{q}_S}{\partial \xi}; \tag{32}$$

$$\frac{\partial \mathbf{u}_S}{\partial \xi} = \mathbf{W}_U^{-1} \frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{i}_S}{\partial \xi} = \mathbf{W}_I^{-1} \frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi};\ \frac{\partial \mathbf{q}_S}{\partial \xi} = \mathbf{W}_Q^{-1} \frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi}. \tag{33}$$

Смысл модальных координат состоит в переходе к n независимым составляющим, распространяющимся вдоль линии со своими скоростями,

причем каждая из мод в свою очередь раскладывается на составляющие напряжений, токов и зарядов на каждом проводе.

Итак, сокращая на неравные нулю множители $\frac{\partial u_{Si}}{\partial \xi_i}$, $\frac{\partial i_{Si}}{\partial \xi_i}$ и $\frac{\partial q_{Si}}{\partial \xi_i}$ в (28)-(30), имеем

$$(\mathbf{L}\mathbf{A}_{Д}^{-1} - \frac{1}{v_i^2}\mathbf{E})\mathbf{W}_{Ui} = 0; \tag{34}$$

$$(\mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{L} - \frac{1}{v_i^2}\mathbf{E})\mathbf{W}_{Ii} = 0; \tag{35}$$

$$(\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{Д} - v_i^2\mathbf{E})\mathbf{W}_{Qi} = 0, \tag{36}$$

где $\mathbf{W}_{Ui}$, $\mathbf{W}_{Ii}$ и $\mathbf{W}_{Qi}$ - вектора, составляющие которых являются числами.

Матрицы $\mathbf{L}\mathbf{A}_{Д}^{-1}$, $\mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{L}$ и $\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{Д}$ для коронирующей линии являются вещественными несимметричными матрицами, имеющими (по физическому смыслу задачи) вещественные собственные значения.

Задачу нахождения СЗ и СВ этих матриц можно упростить, перейдя к обобщенной проблеме собственных значений для симметричных положительно определенных матриц, путем умножения (34)-(36) слева на матрицы $\mathbf{L}^{-1}$, $\mathbf{A}_{Д}$ и $\mathbf{L}$ соответственно. Получим

$$\mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{W}_{Ui} = \frac{1}{v_i^2}\mathbf{L}^{-1}\mathbf{W}_{Ui};\ \mathbf{L}\mathbf{W}_{Ii} = \frac{1}{v_i^2}\mathbf{A}\mathbf{W}_{Ii};\ \mathbf{A}\mathbf{W}_{Qi} = v_i^2\mathbf{L}\mathbf{W}_{Qi}. \tag{37}$$

Для вычисления СЗ и СВ выражений вида (37) был использован QL-алгоритма. Были выполнены большие серии расчетов при всех возможных численных значениях коэффициентов матриц и для линий различных конструкций. Число проводов варьировалось то 2 до 7 (двухцепная ЛЭП с грозозащитным тросом). Расстояния между проводами изменялись от 2-3 м до сотен метров для имитации исключения влияния какого-либо из проводов при сохранении порядка матриц. Радиусы варьировались от 1 мм до 0.5 м. Собственные потенциальные коэффициенты, с целью имитации резкого влияния короны, искусственно уменьшались до значений всего на 1%, превышающий наибольший из взаимных потенциальных коэффициентов. Во всех вариантах не была зафиксирована заметная потеря точности, что проверялось путем параллельного вычисления с

обычной и удвоенной значностью и восстановления исходных матриц путем нахождения произведений

$$\mathbf{W}_U^{-1}\left(\mathbf{v}^2\right)^{-1}\mathbf{W}_U = \mathbf{L}\mathbf{A}_{Д}^{-1};\ \mathbf{W}_I^{-1}\left(\mathbf{v}^2\right)^{-1}\mathbf{W}_I = \mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{L};$$
$$\mathbf{W}_Q^{-1}\mathbf{v}^2\mathbf{W}_Q = \mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{Д}, \tag{38}$$

где $\left(\mathbf{v}^2\right)^{-1}$ и $\mathbf{v}^2$ - диагональные матрицы СЗ матриц $\mathbf{L}\mathbf{A}_{Д}^{-1}$, $\mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{L}$ и $\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{Д}$.

Число итераций в QL-алгоритме колебалось от 6 до 12. Использование персональных ЭВМ средней для 1997 г. производительности (Pentium-100) дает следующее быстродействие для четырехпроводной линии (три фазы и один трос) - нахождение СЗ и СВ 10000 раз подряд (без использования каких-либо данных по начальным приближениям из предыдущего расчета) занимает 10 с работы процессора, т.е. решение полной проблемы собственных значений для несимметричной матрицы четвертого порядка занимает примерно 1 мс машинного времени. Это позволяет включать определение СЗ и СВ во внутренние циклы алгоритмов, развиваемых в настоящей работе, и по новому подойти к решению задач распространения грозовых волн по ЛЭП.

Таким образом, будем считать, что все скорости и соотношения между составляющими производных по ξ от мод напряжений, токов и зарядов на проводах найдены.

Для нахождения соотношений между самими модами необходимо ввести начальные (или граничные) условия по координатам t и x. Рассмотрим простейшую задачу этого класса: многопроводную линию, начинающуюся в сечении $x = 0$ и уходящую в бесконечность. Будем называть такую линию полубесконечной. При $x = 0$ между каждым проводом и землей включены источники э.д.с. e_i с внутренним сопротивлением R_{ii}. Между проводами включены взаимные сопротивления R_{ik}. Изменяя значения e_i и сопротивления R_{ik}, можно моделировать любой режим включения проводов в точке $x = 0$ (от глухого заземления тросов до изолированных от земли проводов). Кроме того, можно задавать различные варианты подачи волн на один или несколько проводов. Будем считать, что при $t = 0$ линия не заряжена и все $q_i = 0$. Такая схема в наибольшей степени соответствует различным опытным участкам линий, на которых изучалось влияние импульсной короны. Для удара молнии в промежуточные точки линии процесс можно исследовать в той же схеме замещения, но все параметры, относящиеся к линии, нужно разделить пополам.

Обозначим через **e** вектор э.д.с. e_i, а через R квадратную матрицу, состоящую из R_{ii} и R_{ik}. Далее будем считать, что волны в точке $x = 0$ (т.е. формы $e_i(t)$) имеют фронт конечной длительности с плавным нарастанием напряжения. При учете конечного значения R_{ii} для расчета напряжений на проводах при $x = 0$ необходимо учесть переменное входное сопротивление линии. Для этого рассмотрим соотношения между фазными токами и напряжениями. Из (27) имеем

$$\frac{1}{v}\cdot\frac{\partial \mathbf{u}_\Phi}{\partial \xi} = \mathbf{L}\frac{\partial \mathbf{i}_\Phi}{\partial \xi}.$$

Переходя к модальным координатам и вводя вместо скалярного множителя $\frac{1}{v}$ диагональную матрицу $\mathbf{v}^{-1}$, коэффициенты которой являются обратными значениями скоростей v_i, получим

$$\mathbf{W}_U\mathbf{v}^{-1}\cdot\frac{\partial \mathbf{u}_S}{\partial \xi} = \mathbf{L}\mathbf{W}_I\frac{\partial \mathbf{i}_S}{\partial \xi}. \tag{39}$$

Существенным моментом здесь является порядок произведения $\mathbf{W}_U\mathbf{v}^{-1}$, а не $\mathbf{v}^{-1}\mathbf{W}_U$, что легко проверяется путем последовательной подстановки каждой из мод в (27) и последующим суммированием результатов. Тогда (39) можно переписать:

$$\frac{\partial \mathbf{u}_S}{\partial \xi} = \mathbf{v}\mathbf{W}_U\mathbf{L}\mathbf{W}_I\frac{\partial \mathbf{i}_S}{\partial \xi}. \tag{40}$$

Это соотношение является одним из основных для дальнейшего. Так как и производные напряжений и токов берутся по одним и тем же переменным ξ_i ($i = 1,2...n$), а соотношение (40) должно выполняться отдельно для каждого из v_i, то из (3.40) непосредственно следует, что матрица $\mathbf{Z}_S = \mathbf{v}\mathbf{W}_U\mathbf{L}\mathbf{W}_I$ является диагональной. Поэтому в первую строку (40) будет входить только ξ_1, во вторую ξ_2 и т.д. Тогда все $\partial\xi_i$ можно сократить и от производных можно перейти к дифференциалам (приращениям) искомых величин

$$d\mathbf{u}_S = \mathbf{v}\mathbf{W}_U\mathbf{L}\mathbf{W}_I d\mathbf{i}_S = \mathbf{Z}_S d\mathbf{i}_S. \tag{41}$$

Теперь можно определить связь между приращениями фазных токов и напряжений. Используя (32), получим

$$d\mathbf{u}_{\Phi} = \mathbf{Z}_k d\mathbf{i}_{\Phi}. \tag{42}$$

Причем

$$\mathbf{Z}_{\mathbf{k}} = \mathbf{W}_U^{-1}\mathbf{v}\mathbf{W}_U\mathbf{L}. \tag{43}$$

Матрица Z_k является квадратной матрицей волновых сопротивлений коронирующей линии. Коэффициенты этой матрицы зависят от процесса коронирования, т.е. от зарядов на проводах, и поэтому для каждого момента времени t_k определяются всем предыдущим развитием процесса на промежутке времени $0\text{-}t_k$ (для незаряженной линии при $t = 0$). Для полубесконечной линии Z_k одновременно является матрицей входных сопротивлений.

Простейшая эквивалентная схема для расчета приращений токов и напряжений в начале линий представлена на рис.2. Обозначив, как указано выше, через R матрицу сопротивлений в начале линии, имеем два матричных соотношения

$$d\mathbf{e} = (\mathbf{R} + \mathbf{Z}_{\mathbf{k}})d\mathbf{i}_{\Phi}; \qquad d\mathbf{u}_{\Phi} = \mathbf{Z}_{\mathbf{k}}d\mathbf{i}_{\Phi} \tag{44}$$

Отсюда

$$d\mathbf{u}_{\Phi} = \mathbf{Z}_{\mathbf{k}}(\mathbf{R} + \mathbf{Z}_{\mathbf{k}})^{-1}d\mathbf{e}. \tag{45}$$

Теперь можно сформулировать алгоритм расчета напряжений в начале линии.

Перейдем от дифференциалов к конечным разностям и введем постоянный шаг по времени Δt. Будем считать, что на предыдущем k-ом шаге определены вектора $\mathbf{e}_{(k)}$, $\mathbf{u}_{\Phi(k)}$ и $\mathbf{q}_{\Phi(k)}$. Тогда для нахождения новых значений $\mathbf{u}_{\Phi(k+1)}$ необходимо:

1. По известным $q_{i(k)}$ ($i = 1,2...n$) с использованием формул для динамических потенциальных коэффициентов определить диагональные элементы матрицы $\mathbf{A}_{\text{Д}}$.

2. Найти СЗ и СВ матрицы $\mathbf{LA}_{\text{Д}}^{-1}$ и тем самым вычислить скорости v_i и матрицу собственных векторов $\mathbf{W}_U$.

3. Найти $\mathbf{e}_{(k+1)}$ и по (44) рассчитать динамические волновые сопротивления, а по (45) вектор $\Delta\mathbf{u}_{\Phi}(t_{k+1},0)$, где "0" - обозначает, что расчет производится для расстояния $x = 0$.

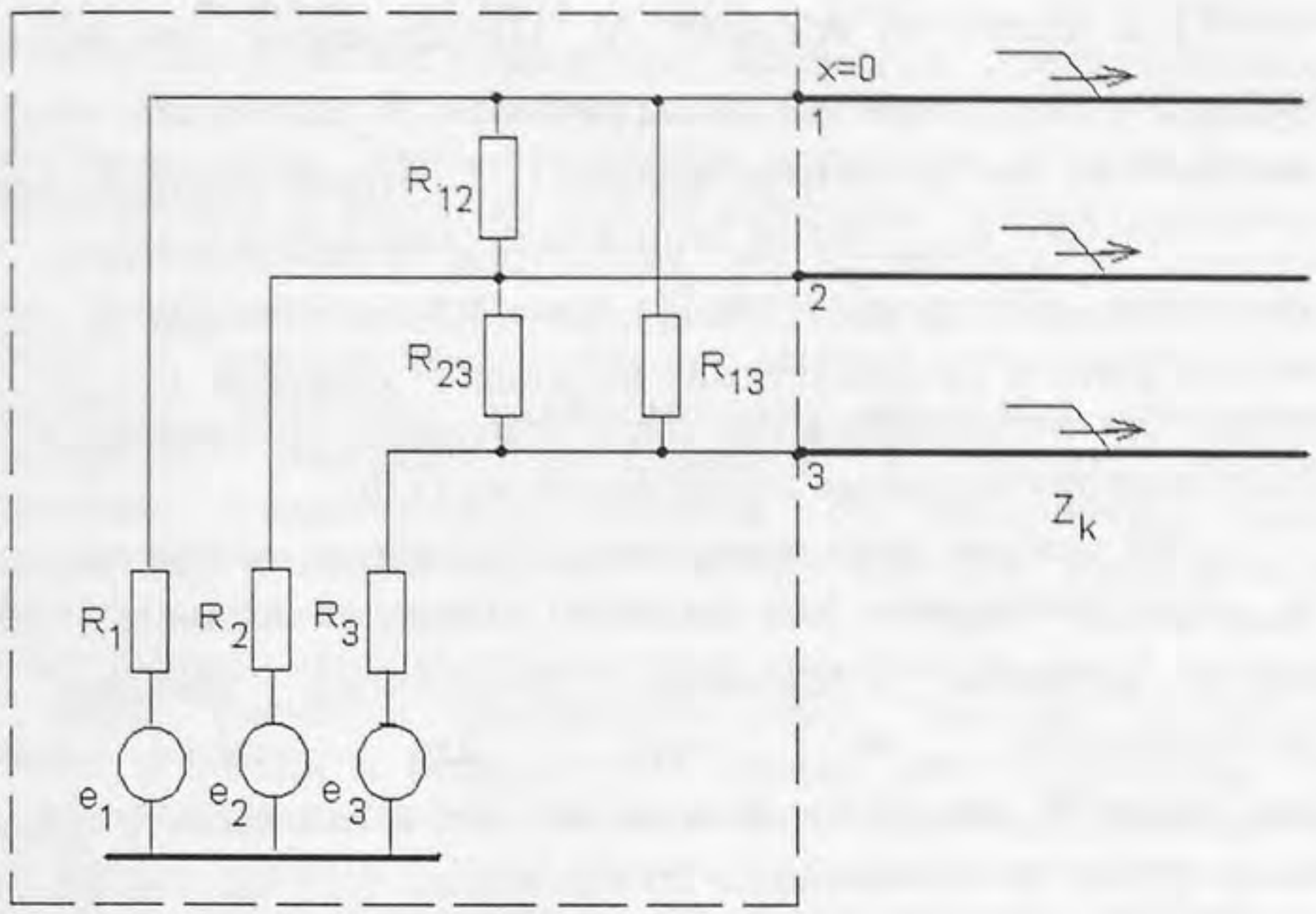


Рис.2. Схема включения источников напряжения в начале линии (на примере трехпроводной системы)

4. С использованием матричного соотношения $\Delta\mathbf{q}_{\Phi(k+1)} = \mathbf{A}_{Д}^{-1} \cdot \Delta\mathbf{u}_{\Phi(k+1)}$, которое вытекает из (25), найти приращения зарядов на проводах.

5. Найти новые значения $\mathbf{u}_{\Phi(k+1)} = \mathbf{u}_{\Phi(k)} + \Delta\mathbf{u}_{\Phi(k)}$ и $\mathbf{q}_{\Phi(k+1)} = \mathbf{q}_{\Phi(k)} + \Delta\mathbf{q}_{\Phi(k)}$. Для рассматриваемого случая полубесконечной однородной линии одновременно с $\mathbf{u}_{\Phi}(t,0)$ можно определить и напряжения на проводах при заданном расстоянии $x_{Л}$, т.е. $\mathbf{u}_{\Phi}(t,x_{Л})$. Алгоритм расчета $\mathbf{u}_{\Phi}(t,x_{Л})$ строится следующим образом. Задается конечное время $t_{КОН}$ и определяется число шагов по времени $n_t = \dfrac{t_{КОН}}{\Delta t}$. За начало времени отсчета при $x = x_{Л}$ примем время пробега волн со скоростью света. Э.д.с. в начале линии аппроксимируются горизонтальными ступенями, начало каждой из

которых сдвинуто относительно предыдущей на время Δt. Фронты ступеней вертикальные, а их высота равна $\Delta \mathbf{e}_k$.

Вводится массив UT текущих значений напряжений на проводах с размерностью $n \times n_t$, где n- число проводов. В массиве UT по строкам будем располагать искомые функции времени для $x = x_Л$ с шагом по времени Δt. Предположим, что короны нет и волны распространяются со скоростью c. Тогда первую ступень $\mathbf{u}_{Ф(1)}$ запишем во все элементы массива UT. Вторая ступень, сдвинута на Δt и поэтому $\mathbf{u}_{Ф(2)}$ будем записывать (складывая с $\mathbf{u}_{Ф(1)}$), начиная с элементов $UT(i,2)$ до $UT(i, n_t)$, i= (1,2...n). Третью ступень будем суммировать с предыдущими, начиная с элемента $UT(i,3)$ и т.д. Для линии без потерь функции расположенные по строкам массива UT будут повторять кривые напряжений $\mathbf{u}_Ф(t,0)$.

На каждом шаге контролируются значения зарядов на проводах $\mathbf{q}_Ф$. При превышении хотя бы одним из зарядов значения начала короны ($q_{КР\,i}$) алгоритм усложняется. Вычисленное значение $\Delta \mathbf{u}_Ф(t,0)$ раскладывается на моды. Для этого вычисляются $\Delta \mathbf{u}_S(t,0) = \mathbf{W}_U^{-1} \Delta \mathbf{u}_Ф(t,0)$. Каждая из мод имеет свою скорость $v_i \le c$. Если $v_i = c$, то запоминание составляющих напряжений на проводах в данной моде производится, как и для линии без потерь. Для этого определяется $\Delta u_{Фi} = \mathbf{W}_{Ui} \Delta u_{Si}$, и значения $u_{Фi}$ заносятся во все элементы массива UT, начиная с номера текущего шага по времени. При $v_i = c$ вычисляется дополнительное запаздывание равное $t_{ДОП} = \dfrac{x}{v_i} - \dfrac{x}{c}$, определяется число шагов по времени $n_{ЗАП} \approx \dfrac{t_{ДОП}}{\Delta t}$ и тем самым определяется дополнительное число элементов массива UT, которое необходимо пропустить при записи напряжений данной моды.

Несмотря на простоту описания алгоритма запоминания ступеней с переменной скоростью распространения это наиболее трудоемкий процесс во всем расчете деформации волн в коронирующей линии. Действительно, для подробного описания наиболее крутых фронтов токов молнии и точной фиксации моментов начала короны на проводах шаг Δt приходится выбирать равным сотым долям микросекунды. Время окончания расчета обычно составляет (10-20) мкс. Число точек по времени n_t составляет 1000 и более. Причем на каждом шаге нужно суммировать напряжения во всех проводах по всем элементам массива UT, за исключением

начальных столбцов, число которых постепенно растет и которые пропускаются из-за нарастающего запаздывания волн. Можно предложить ряд приемов, позволяющих ускорить счет, и как показывает практика расчетов для линии с 4-7 проводами, шагом по времени Δt =0.02 мкс и $t_{\text{КОН}}$ =10 мкс время расчета можно свести с 0.5-2 мин работы ПЭВМ типа Pentium-100. Учитывая вспомогательный характер описанного алгоритма, предназначенного для расчета волновых процессов только в однородных линиях и идеально проводящей земле, это вполне допустимо. В тоже время и при выводе формул и описании самого алгоритма не было сделано ни одного дополнительного допущения по сравнению с исходной системой телеграфных уравнений. Поэтому этот алгоритм можно использовать в качестве эталонного для оценки погрешностей более универсальных методик. Единственным моментом, вносящим дополнительные заметные погрешности в расчет, является дискретизация процесса т.е. переход от бесконечно малых приращений dt к конечному Δt. Анализ влияния этого фактора выполняется легко путем выполнения серий расчетов с последовательным уменьшением шага по времени. На рис.3 приведен пример таких расчетов, демонстрирующий быструю сходимость ступенчатых функций к непрерывной кривой при уменьшении Δt. Видно, что непосредственно после начала короны относительные скорости быстро падают, а затем плавно снижаются до величины 0.6*c*. Эта цифра является характерной для задач анализа атмосферных перенапряжений в ЛЭП. После достижения максимума q_i (а в данном случае и максимума u_i) скорость распространения скачком увеличивается до $v_i = c$. Таким образом, хвостовая часть импульса распространяется со световой скоростью и опережает замедленные короной фронтовые части. Анализируя это обстоятельство можно понять ряд тонких особенностей экспериментальных данных.

В опубликованных методиках расчетодеформации волн (например /7/) окончательные результаты находятся путем интегрирования функций, связывающих токи и напряжения на проводах. При многопроводной постановке задачи и существовании нескольких мод с переменными параметрами этого сделать не удается, а в предложенном алгоритме и не нужно. Решение, найденное для текущей ступени, считается окончательным результатом аналитических преобразований, а дальнейшие вычисления используют только численные приемы. По этой причине метод назван "шаговым модальным" или, для краткости, просто "модальным" методом расчета влияния короны. На рис.4 приведены результаты сопоставления результатов расчетов модальным методом и экспериментальных данных, описанных в работе [8]. Видно, что изложенная методика вполне удовлетворительно описывает процессы в участках линий при не очень высоком удельном сопротивлении грунта (в работе [8] этот параметр не указан, но по оценкам, сделанным в работе

[6], сопротивление грунта примерно составляло 150 Ом·м.). В качестве примера использования метода и демонстрации необходимости учета короны в многопроводной постановке задачи на рис.5 приведены формы волн в пятипроводной линии (три фазы и два заземленных в начале линии троса) при различном расчетном числе проводов. В полном пятипроводном варианте одновременно коронировало четыре провода. Общий вывод из этого и других аналогичных расчетов состоит в том, что при анализе деформации фронтов грозовых волн на фазных проводах в реальных линиях электропередачи необходимо учитывать, по крайней мере, влияние ближайшего коронирующего грозозащитного троса. Такая задача до настоящего времени при анализе грозозащиты ЛЭП и подстанций даже не ставилась.

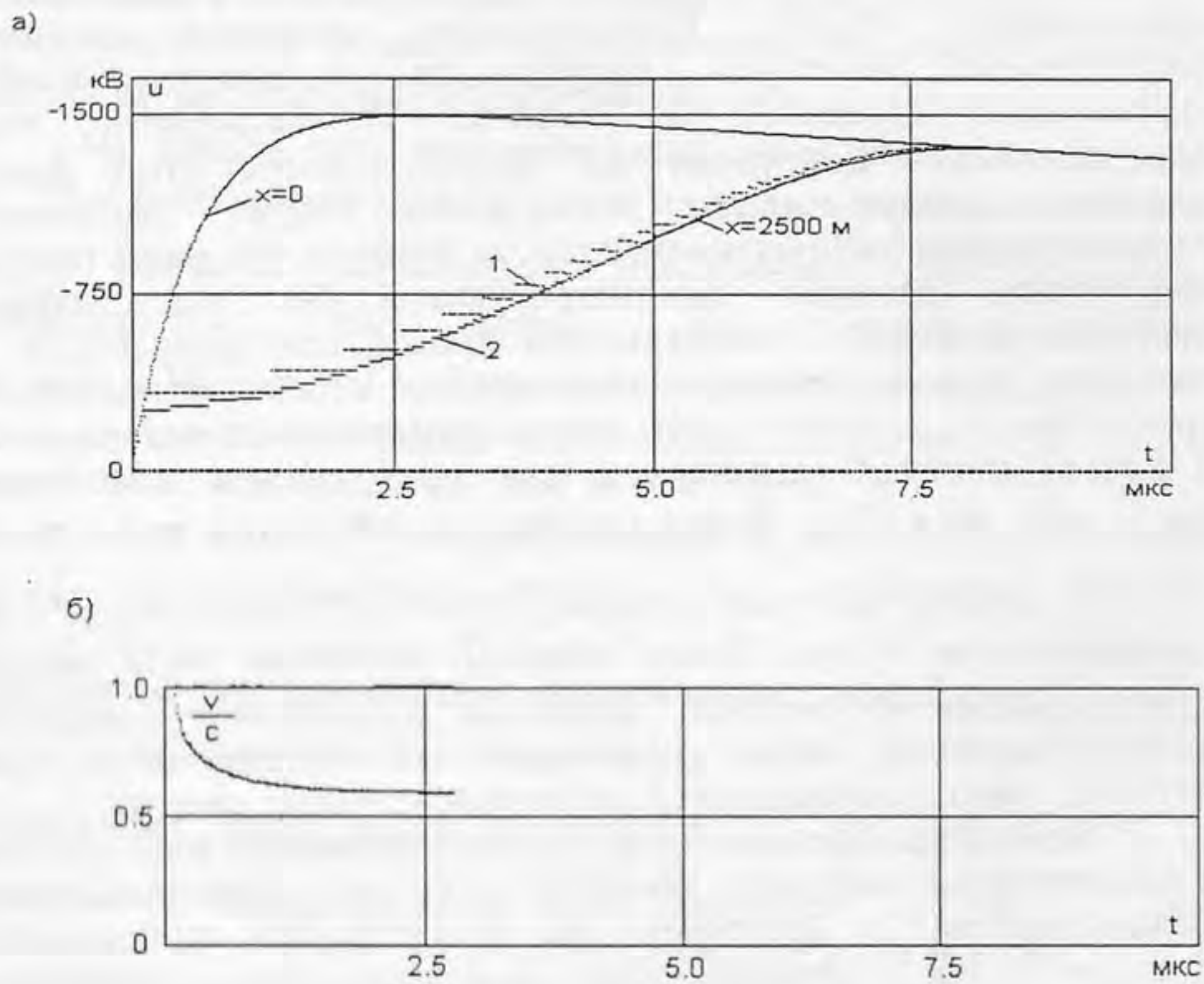


Рис.3. Расчет модальным методом с разными шагами по времени деформации фронта волны в однопроводной линии:
а - волны напряжений в начале и после пробега 2500 м;
б - относительные скорости (v/c) приращений напряжений (зарядов)
1 - Δt = 0.05 мкс; 2 - Δt = 0.01 мкс. Расчет произведен при: h_1 = 10 м; r_1 = 1 см

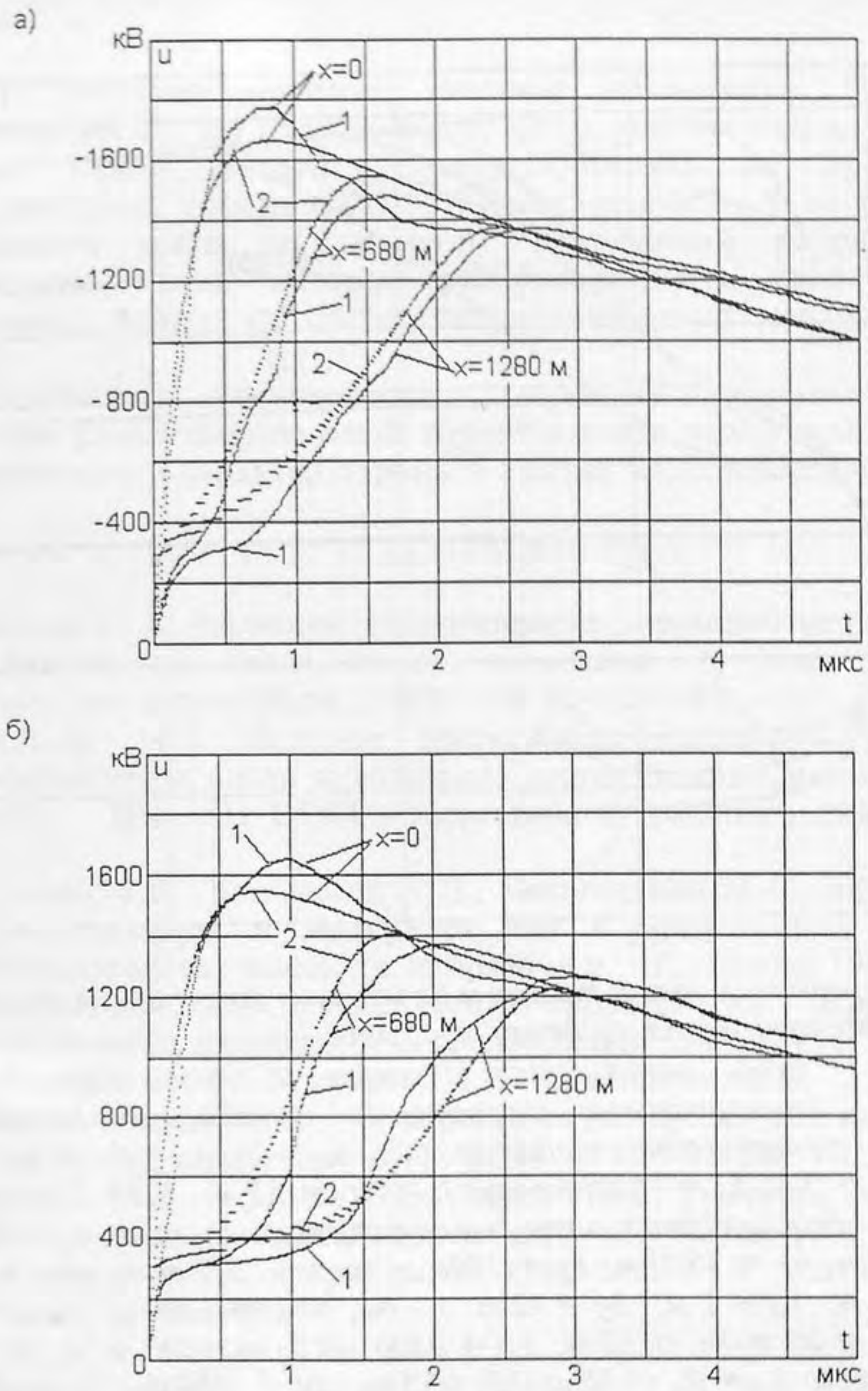


Рис.4. Сопоставление результатов расчетов модальным методом с опытными данными
а - волна напряжения отрицательной полярности; б - волна напряжения положительной полярности;
1 - эксперимент ; 2 - расчет

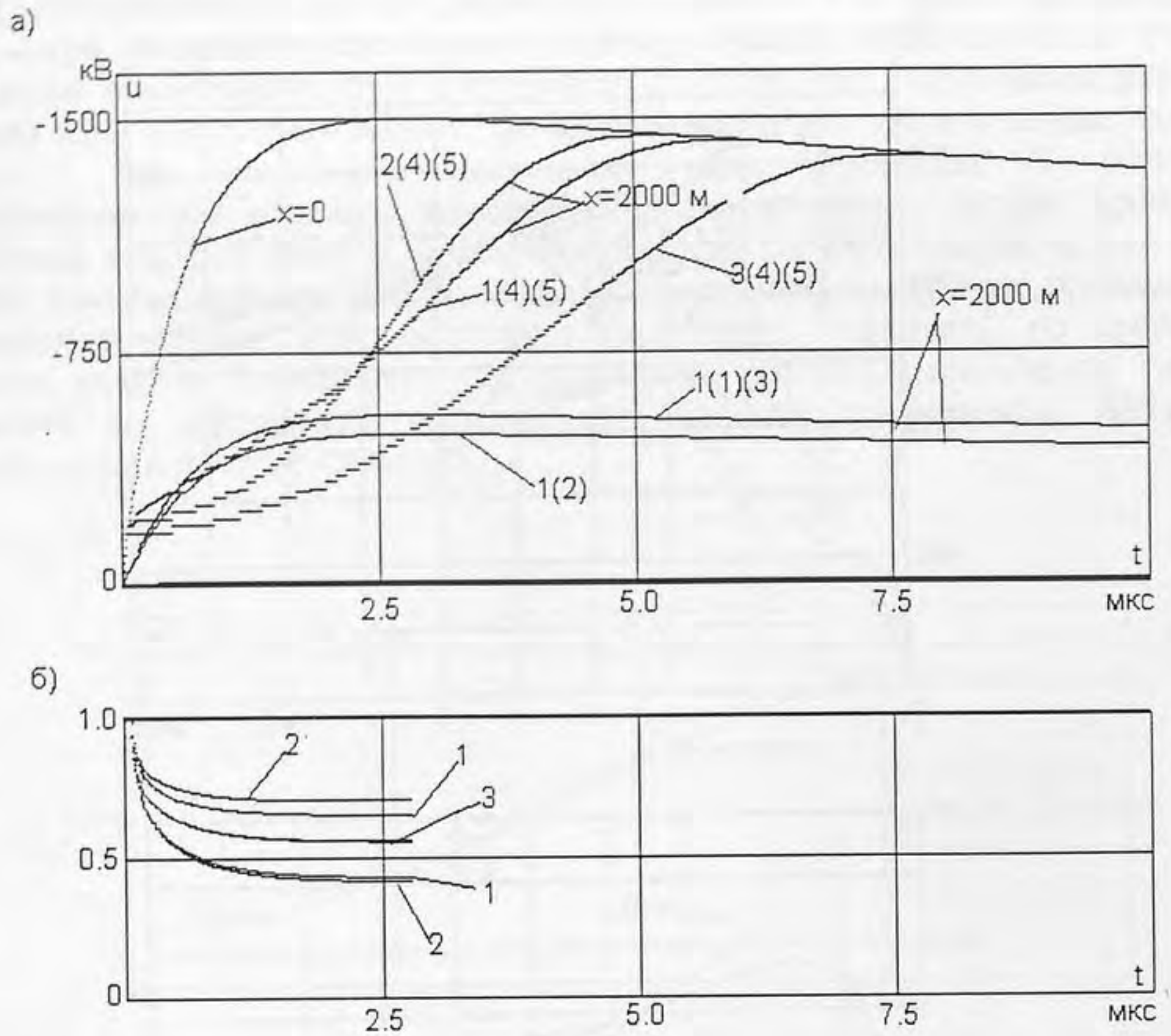


Рис.5. Деформация волн в тросах и наведенные напряжения на проводах и трехфазной линии с двумя тросами

а - волны напряжений в начале и после пробега 2000 м; б - относительные скорости (v/c) модальных составляющих: 1 - пятипроводная линия: провода: $h_1 = h_2 = h_3 = 10$ м; $b_1 = 5$ м; $b_2 = 0$ м; $b_3 = -5$ м. тросы: $h_4 = h_5 = 15$ м; $b_4 = 2$ м; $b_5 = -2$ м. 2 - двухпроводная линия (только тросы): провода: $h_1 = h_2 = h_3 = 10$ м; $b_1 = 1500$ м; $b_2 = 1000$ м; $b_3 = -1000$ м. тросы: $h_4 = h_5 = 15$ м; $b_4 = 2$ м; $b_5 = -2$ м. 3 - две однопроводные линии: провода: $h_1 = h_2 = h_3 = 10$ м; $b_1 = 1500$ м; $b_2 = 1000$ м; $b_3 = -1000$ м. тросы: $h_4 = h_5 = 15$ м; $b_4 = 2$ м; $b_5 = -2000$ м. В начале: $U_{m4} = U_{m5} = -1500$ кВ. (В скобках указаны номера проводов и тросов)

Выводы

1. Найдено решение системы нелинейных телеграфных уравнений для случая произвольного числа коронирующих проводов.

2. Развит алгоритм расчета импульсных процессов в многопроводных коронирующих линиях, основанный на разложении (на каждом шаге по времени) приращений напряжений на независимые моды, которые распространяются вдоль линии с различными фазовыми скоростями (значительно меньше скорости света).

3. Расчеты по описанному алгоритму показывают, что для получения удовлетворительной точности счета необходимо учитывать многопроводный характер короны в линиях электропередачи.

ЛИТЕРАТУРА.

1. Костенко М.В. Волновое сопротивление коронирующего провода и коэффициенты связи между проводами // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт., 1982. - № 3. - С.71-81.
2. Костенко М.В. Влияние импульсного коронного разряда на коэффициенты связи и волновые сопротивления многопроводной линии // Изв. АН СССР. Энергетика и траспорт., 1986. - № 1. - С.53-64.
3. Костенко М.В., Кадомская К.П., Левинштейн М.Л., Ефремов И.А. Перенапряжения и защита от них в воздушных и кабельных электропередачах высокого напряжения. - Л.: Наука, 1988. - 302 с.
4. Бочковский Б.Б. Импульсная корона на одиночных и расщепленных проводах // Электричество, 1966. - № 7. - С.22-27.
5. Богатенков И.Н., Гумерова Н.И., Костенко М.В. и др. Вольт-кулоновые характеристики короны на расщепленных проводах при импульсном напряжении / Тр. ЛПИ, 1974. - № 340. - С.8-13.
6. Костенко М.В., Ефимов Б.В., Зархи И.М., Гумерова Н.И. Анализ надежности грозозащиты подстанций. - Л.: Наука, 1981. - 127 с.
7. Техника высоких напряжений. Под ред. М.В. Костенко. - Л.: Высшая школа, 1973.
8. Wagner C.F., Gross I.W., Lloyd B.L. High-voltage impulse tests on transmission lines / Trans. AIEE, 1954. - V.73. Pt 3a. - P.221-236.
9. Wagner C.F., Lloyd B.L. Effekt of corona in traveling waves-Trans AIEE, 1955. - V.74. - Pt 3. - P.284-292.

Б.В.Ефимов

АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ УРАВНЕНИЙ ДЛЯ N-ПРОВОДНОЙ ЛИНИИ С ОДНИМ И ДВУМЯ КОРОНИРУЮЩИМИ ПРОВОДАМИ *)

Рассматриваются вопросы, связанные с физикой распространения составляющих волн атмосферных перенапряжений по однородной коронирующей многопроводной линии при идеально проводящей земле. Все промежуточные рассуждения относятся к приращениям векторов напряжений ($d\mathbf{u}_{\Phi}$), токов ($d\mathbf{i}_{\Phi}$) и зарядов ($d\mathbf{q}_{\Phi}$) на проводах и вокруг них. В конце приводятся результаты расчетов деформации волн во всем диапазоне изменения напряжений от нулевого до амплитудного.

Как известно, волновые процессы в многопроводных линиях описываются системой телеграфных уравнений. Используя результаты работ [1,2], можно показать, что для производных напряжений, токов и зарядов по переменной $\xi = t - \dfrac{x}{v}$ решение этих уравнений можно искать в виде сумм модальных составляющих, путем диагонализации характеристических матриц $\mathbf{L}\mathbf{A}_{Д}^{-1}$ (для напряжений), $\mathbf{A}_{Д}^{-1}\mathbf{L}$ (для токов), $\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A}_{Д}$ (для зарядов). Здесь $\mathbf{L}$ - квадратная матрица индуктивностей проводов и взаимоиндукций между ними, $\mathbf{A}_{Д}$ - квадратная матрица динамических потенциальных коэффициентов проводов. Диагональные коэффициенты этой матрицы при наличии короны зависят от заряда соответствующего провода. Все остальные коэффициенты постоянны и определяются по формулам электростатики. В дальнейшем для упрощения записи индекс "д" опущен. Рассмотрим структуру характеристических матриц для случая, когда заряды на всех проводах недостаточны для начала короны и для случая, когда заряд на первом проводе (и только на нем) превысил $q_{КР\ 1}$ [3]. Начнем с матрицы $\mathbf{L}\mathbf{A}^{-1}$, входящую в уравнение для производных от напряжений на проводах.

При отсутствии короны матрицы $\mathbf{L}$ и $\mathbf{A}$ равны [1]

$$\mathbf{L} = \frac{\mu_0}{2\pi}\mathbf{N}\ ;\ \mathbf{A} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0}\mathbf{N}, \tag{1}$$

где $\mathbf{N}$ -введенная в [1] матрица логарифмов отношений высот подвеса проводов к их радиусам, а также комбинации расстояний между проводами их отражений в идеально проводящей земле. Отсюда

*) В этой статье по техническим причинам при описании пропущенных элементов матриц и векторов произошла ошибочная замена символа [...] на [L].

$$\mathbf{L}\mathbf{A}^{-1} = \mathbf{A}^{-1}\mathbf{L} = (\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A})^{-1} = \mu_0\varepsilon_0\mathbf{N}\mathbf{N}^{-1} = \frac{1}{c^2}\mathbf{E}, \qquad (2)$$

где c- скорость света в вакууме;

E - единичная матрица.

При $q_1 > q_{\text{КР}\,1}$ первый коэффициент первой строки в матрице **A** будет зависеть от q_1. Соответственно в одной из матриц **N** в (2), а именно, связанной с вычислением **A**, изменяется только один коэффициент. Эта матрица входит в (2) множителем $\mathbf{N}^{-1}$. Обозначим переменный коэффициент через $n_{\text{Д}11} = n_{11} - \Delta_1$, где Δ_1 - поправка на корону, уменьшающая собственный потенциальный коэффициент первого провода и вычисляемая по [1].

Раскроем произведение $\mathbf{N}\cdot[\mathbf{N}(q_1)]^{-1}$. Для элементов матрицы $\mathbf{N}^{-1}$ введем обозначение s_{ik}. Из свойства перестановки сомножителей при перемножении матриц имеем $\mathbf{N}\cdot[\mathbf{N}(q_1)]^{-1} = [\mathbf{N}(q_1)\cdot\mathbf{N}^{-1}]^{-1}$. Или в раскрытом виде

$$\left[\begin{bmatrix} n_{11}-\Delta_1 & n_{12} & \mathrm{L} & n_{1n} \\ n_{21} & n_{22} & \mathrm{L} & n_{2n} \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ n_{n1} & n_{n2} & \mathrm{L} & n_{nn} \end{bmatrix}\cdot\begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & \mathrm{L} & s_{1n} \\ s_{21} & s_{22} & \mathrm{L} & s_{2n} \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ s_{n1} & s_{n2} & \mathrm{L} & s_{nn} \end{bmatrix}\right]^{-1} =$$

$$= \begin{bmatrix} 1-s_{11}\Delta_1 & -s_{12}\Delta_1 & \mathrm{L} & -s_{1n}\Delta_1 \\ 0 & 1 & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ 0 & 0 & \mathrm{L} & 1 \end{bmatrix}^{-1}. \qquad (3)$$

Матрицу в (3) можно обратить аналитически. Непосредственным перемножением можно проверить, что результат будет иметь вид

$$\mathbf{N}\cdot[\mathbf{N}(q_1)]^{-1} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{22} & \mathrm{L} & a_{1n} \\ 0 & 1 & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ 0 & 0 & \mathrm{L} & 1 \end{bmatrix}, \qquad (4)$$

где $a_{11} = \dfrac{1}{1 - s_{11}\Delta_1}$; (5)

$$a_{1i} = \frac{s_{1i} \cdot \Delta_1}{1 - s_{11} \cdot \Delta_1}. \qquad (6)$$

Отсюда следует два вывода:

а) при коронированиии i-го провода (в данном случае первого) в характеристической матрице системы $\mathbf{LA}^{-1}$ будет изменяться только i-я строка;

б) в i-ой строке становятся отличными от нуля все коэффициенты и матрица, что будет определять взаимную связь между приращениями напряжений на проводах.

Аналогично можно рассмотреть матрицу $\mathbf{A}^{-1}\mathbf{L}$ и обратную ей матрицу $\mathbf{LA}^{-1}$, т.е. характеристические матрицы в уравнениях для приращений токов и зарядов.

Получим

$$[\mathbf{N}(q_1)]^{-1}\mathbf{N} = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & \mathrm{L} & 0 \\ a_{12} & 1 & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ a_{1n} & 0 & \mathrm{L} & 1 \end{bmatrix}, \qquad (7)$$

где a_{11} и a_{1i} - по-прежнему определяются формулами (5)-(6).

Произведение $\mathbf{N}(q_1)\mathbf{N}^{-1}$ вычисляется непосредственно

$$\mathbf{N}(q_1)\mathbf{N}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 - s_{11} \cdot \Delta_1 & 0 & \mathrm{L} & 0 \\ -s_{12} \cdot \Delta_1 & 1 & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ -s_{1n} \cdot \Delta_1 & 0 & \mathrm{L} & 1 \end{bmatrix}. \qquad (8)$$

Вернемся к напряжениям. Формулировку задачи нахождения СЗ и СВ матрицы $\mathbf{LA}^{-1}$ можно свести к матричному условию $(\mathbf{LA}^{-1} - \dfrac{1}{v_i^2}\mathbf{E}) \cdot \mathbf{W}_{U\,i} = 0$. Здесь $\mathbf{W}_{U\,i}$ - собственный вектор, определяющий составляющие приращений напряжений на проводах, распространяющихся со скоростью v_i. Имеем в развернутом виде:

$$\begin{bmatrix} \frac{a_{11}}{c^2}-\frac{1}{v_i^{\,2}} & \frac{a_{12}}{c^2} & \mathrm{L} & \frac{a_{1n}}{c^2} \\ 0 & \frac{1}{c^2}-\frac{1}{v_i^{\,2}} & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ 0 & 0 & \mathrm{L} & \frac{1}{c^2}-\frac{1}{v_i^{\,2}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{U\,1i} \\ W_{U\,2i} \\ \mathrm{L} \\ W_{U\,ni} \end{bmatrix} = 0, \qquad (9)$$

где $W_{U\,1i}$, $W_{U\,2i}$,..., $W_{U\,ni}$ - составляющие i-го собственного вектора.

Ненулевое решение для $\mathrm{W}_{\mathrm{V}_i}$ может существовать, когда определитель квадратной матрицы в (9) равен нулю, т.е.

$$\left(\frac{a_{11}}{c^2}-\frac{1}{v_i^{\,2}}\right)\cdot\left(\frac{1}{c^2}-\frac{1}{v_i^{\,2}}\right)^{n-1} = 0\,.$$

Отсюда

$$v_1^{\,2} = \frac{c^2}{a_{11}}; \qquad v_2^{\,2} = v_3^{\,2} = \mathrm{L} = v_n^{\,2} = c^2\,. \qquad (10)$$

Таким образом, при коронировании одного провода появляется составляющая, бегущая по линии со скоростью

$$v_1 = \left|c\sqrt{1-s_{11}\cdot\Delta_1}\right| < c\,. \qquad (11)$$

В дальнейшем обозначим составляющие всех искомых величин их производных через $u_i^{v_i}$, $i_i^{v_i}$, $q_i^{v_i}$ (или для случая короны на одном проводе просто u_1^{v}, i_1^{v}, q_1^{v}), а также через u_i^{c}, i_i^{c}, q_i^{c} для скоростей распространения волн v_1 и c соответственно.

Найдем составляющие собственных векторов $\mathbf{W}_{U\,i}$, для чего подставим найденные значения v_i в формулу (9).

Для v_1 будем иметь

$$\begin{bmatrix} 0 & \frac{a_{12}}{c^2} & \text{L} & \frac{a_{1n}}{c^2} \\ 0 & \frac{1}{c^2}-\frac{a_{11}}{c^2} & \text{L} & 0 \\ \text{L} & \text{L} & \text{L} & \text{L} \\ 0 & 0 & \text{L} & \frac{1}{c^2}-\frac{a_{11}}{c^2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{U\ 11} \\ W_{U\ 21} \\ \text{L} \\ W_{U\ n1} \end{bmatrix} = 0. \tag{12}$$

Из уравнений 2, 3, .., n, входящих в (12), следует, что вследствие $\frac{1}{c^2}-\frac{a_{11}}{c^2} \neq 0$ все составляющие $W_{U\ i1}$ должны быть равны нулю, кроме первой, которая может быть произвольной. Положим ее равной единице. Тогда:

$$\mathbf{W}_{U\ 1} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ \text{L} \\ 0 \end{bmatrix} \tag{13}$$

Для остальных n-1 собственных векторов имеем

$$\begin{bmatrix} \frac{a_{11}}{c^2}-\frac{1}{c^2} & \frac{a_{12}}{c^2} & \text{L} & \frac{a_{1n}}{c^2} \\ 0 & 0 & \text{L} & 0 \\ \text{L} & \text{L} & \text{L} & \text{L} \\ 0 & 0 & \text{L} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{U\ 1i} \\ W_{U\ 2i} \\ \text{L} \\ W_{U\ ni} \end{bmatrix} = 0. \tag{14}$$

Начиная со второй, (n-1)-строки матрицы в (14) состоят из нулевых элементов. Из первой строки имеем

$$(a_{11}-1)\cdot W_{U\ 1i} + \sum_{k=1}^{n} a_{1k}\cdot W_{U\ ki} = 0. \tag{15}$$

Других условий для определения W_{ki} при $k \geq 2$ нет и их значения могут выбираться произвольно. Рассмотрим случай двухпроводной линии. Тогда (i=2, k=2)

$$(a_{11}-1)\cdot W_{U\ 12} + a_{12}\cdot W_{U\ 22} = 0. \tag{16}$$

Полагая $W_{22} = 1$ получим

$$W_{U\,12} = \frac{a_{1i}}{1-a_{11}} = \frac{\dfrac{s_{12}\cdot\Delta_1}{1-s_{11}\cdot\Delta_1}}{1-\dfrac{1}{1-s_{11}\cdot\Delta_1}} = -\frac{s_{12}}{s_{11}} = k_{\text{св}21}. \qquad (17)$$

При $n \geq 2$ примем по аналогии $W_{U\,ii} = 1$, а $W_{U\,1i}$ - неизвестной величиной. Остальные коэффициенты векторов $W_{U\,ki}$ положим равными нулю.

Тогда получим

$$W_{1i} = \frac{a_{1i}}{1-a_{11}} = \frac{\dfrac{s_{1i}\cdot\Delta_1}{1-s_{11}\cdot\Delta_1}}{1-\dfrac{1}{1-s_{11}\cdot\Delta_1}} = \frac{s_{1i}}{s_{11}} = k_{\text{СВ}i1}. \qquad (18)$$

Можно подчеркнуть, что в (18) входят коэффициенты связи с i-го провода на коронирующий первый (а не наоборот). Именно поэтому все составляющие СВ не зависят от Δ_1, т.е. от процесса коронирования. Это далеко не очевидный факт, позволяющий выделить составляющую, распространяющуюся со скоростью света на коронирующем проводе независимо от мгновенного значения напряжения.

Для двухпроводной линии при машинном нахождении СЗ и СВ с помощью QL-алгоритма численные результаты совпадают с (17). Для трех проводов и более в стандартном алгоритме нельзя принудительно задать нулевые значения соответствующих составляющих СВ и они определяются случайными погрешностями округления. В любом случае окончательные результаты для составляющих напряжения получаются полностью в соответствии с (18).

Теперь имеем полную систему собственных векторов

$$\mathbf{W}_U = \begin{bmatrix} 1 & k_{\text{СВ}21} & \text{L} & k_{\text{СВ}n1} \\ 0 & 1 & \text{L} & 0 \\ \text{L} & \text{L} & \text{L} & \text{L} \\ 0 & 0 & \text{L} & 1 \end{bmatrix}. \qquad (19)$$

Дальнейшее решение наиболее просто получается при использовании того факта, что для приращений напряжений система уравнений совпадает с линейной. Для упрощения дальнейших

преобразований временно перейдем в комплексную плоскость. Тогда можно записать для операционных изображений

$$\Delta\overline{\mathbf{U}}(p,x) = \sum_{i=1}^{n} \mathbf{W}_{U\,i} \cdot \mathrm{e}^{-\gamma_i x} \cdot \mathbf{C}, \qquad (20)$$

где $\mathbf{C}$ - вектор произвольных постоянных, определяемых из граничных условий при x=0;

$\Delta\overline{\mathbf{U}}(p,x)$ - операционные изображения приращений напряжений;

$\gamma_i = \dfrac{p}{v_i}$ - постоянные распространения в комплексной плоскости.

Пусть при x=0 имеем заданный вектор приращений напряжений $\Delta\overline{\mathbf{U}}(p,0)$. Тогда

$$\Delta\overline{\mathbf{U}_1}(p,0) = C_1 + k_{\mathrm{CB}21} C_2 + \ldots + k_{\mathrm{CB}n1} C_n\ ;$$
$$\Delta\overline{\mathbf{U}_2}(p,0) = C_2;$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots$$
$$\Delta\overline{\mathbf{U}_n}(p,0) = C_n\,.$$

Или $$C_1 = \Delta\overline{\mathbf{U}_1}(p,0) - \sum_{i=2}^{n} k_{\mathrm{CB}i1} \cdot \Delta\overline{\mathbf{U}_i}(p,0); \qquad (21)$$

$$C_i = \Delta\overline{\mathbf{U}_i}(p,0) \quad \text{при } 2 \le j \le n$$

Подставив (21) в (20), получаем решение однородной системы уравнений

$$\Delta\overline{\mathbf{U}_1}(p,x) = \Delta\overline{\mathbf{U}_1}(p,0) - \sum_{i=2}^{n} k_{\mathrm{CB}i1} \Delta\overline{\mathbf{U}_i}(p,0)\,\mathrm{e}^{-\gamma_1 \cdot x} + \sum_{i=2}^{n} k_{\mathrm{CB}i1} \Delta\overline{\mathbf{U}_i}(p,0)\,\mathrm{e}^{-\gamma_i \cdot x}\ ;$$
$$\Delta\overline{\mathbf{U}_2}(p,x) = \Delta\overline{\mathbf{U}_2}(p,0) \cdot \mathrm{e}^{-\gamma_2 \cdot x};$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots$$
$$\Delta\overline{\mathbf{U}_n}(p,x) = \Delta\overline{\mathbf{U}_n}(p,0) \cdot \mathrm{e}^{-\gamma_n \cdot x}\ .$$

Используя теорему запаздывания, перейдем к оригиналам

$$\Delta u_1(t,x) = [\Delta u_1(t - \frac{x}{v_1}) - \sum_{i=2}^{n} k_{\mathrm{CBi\,1}} \cdot \Delta u_i(t - \frac{x}{v_1})] + \sum_{i=2}^{n} k_{\mathrm{CBi\,1}} \cdot \Delta u_i(t - \frac{x}{c});$$

$$\Delta u_2(t,x) = \Delta u_2(t - \frac{x}{c}); \qquad (22)$$

.....

$$\Delta u_n(t,x) = \Delta u_n(t - \frac{x}{c}) \ .$$

Отсюда следует замечательный факт. При коронировании одного из проводов, составляющая напряжения, бегущая со скоростью $v_1 < c$, появляется только на этом проводе. Она равна суммарному приращению напряжения минус сумма электростатических наводок от остальных проводов. Последние распространяются по коронирующему проводу со скоростью света. По остальным проводам волны напряжений распространяются со скоростью света независимо от наличия или отсутствия короны. Их значения определяются только граничными условиями при x=0.

В краткой форме это запишется так

$$\Delta u_1 = \Delta u_1^c + \Delta u_1^v;$$

$$\Delta u_2 = \Delta u_2^c; \qquad (23)$$

.....

$$\Delta u_n = \Delta u_n^c \ .$$

Такое свойство характерно только для волн напряжений. Для волн токов и зарядов даже в случае короны только на одном проводе волновой процесс оказывается сложнее. Покажем это. Для токов матрица $\mathbf{A}^{-1}\mathbf{L}$ имеет вид

$$\mathbf{A}^{-1}\mathbf{L} = \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & \mathrm{L} & 0 \\ a_{12} & 1 & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ a_{1n} & 0 & \mathrm{L} & 1 \end{bmatrix}.$$

Для собственного вектора, соответствующего v_1,

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & \mathrm{L} & 0 \\ \frac{a_{12}}{c^2} & \frac{1}{c^2} - \frac{a_{11}}{c^2} & \mathrm{L} & 0 \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ \frac{a_{1n}}{c^2} & 0 & \mathrm{L} & \frac{1}{c^2} - \frac{a_{11}}{c^2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{I11} \\ W_{I21} \\ \mathrm{L} \\ W_{In1} \end{bmatrix} = 0 . \qquad (24)$$

Или

$$\frac{a_{11}}{c^2}W_{I\,11}+(\frac{1}{c^2}-\frac{a_{11}}{c^2})W_{I\,i1}=0.$$

Отсюда

$$W_{I\,i1}=\frac{a_{1i}}{a_{11}-1}W_{I\,11}.$$

Составляющую $W_{I\,11}$, как и прежде, положим равной единице. Тогда

$$\mathbf{W}_{I\,1}=\begin{bmatrix}1\\ \dfrac{a_{12}}{a_{11}-1}\\ \mathrm{L}\\ \dfrac{a_{1n}}{a_{11}-1}\end{bmatrix}. \qquad (25)$$

Остальные (n-1) - собственные векторы

$$\begin{bmatrix}\dfrac{a_{11}}{c^2}-\dfrac{1}{c^2} & 0 & \mathrm{L} & 0\\ \dfrac{a_{12}}{c^2} & 0 & \mathrm{L} & 0\\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L}\\ \dfrac{a_{1n}}{c^2} & 0 & \mathrm{L} & 0\end{bmatrix}\cdot\begin{bmatrix}W_{I\,1i}\\ W_{I\,2i}\\ \mathrm{L}\\ W_{I\,ni}\end{bmatrix}=0. \qquad (26)$$

Отсюда для всех (n-1)-векторов первая составляющая должна быть равна нулю, остальные могут быть произвольными. Рассматривая, как и ранее сначала двухпроводную линию, а затем переходя к многопроводной и полагая равной единице только один (i-й) элемент вектора , получим полную систему собственных векторов для токов

$$\mathbf{W}_I=\begin{bmatrix}1 & 0 & \mathrm{L} & 0\\ -k_{\mathrm{CB}21} & 1 & \mathrm{L} & 0\\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L}\\ -k_{\mathrm{CB}n1} & 0 & \mathrm{L} & 1\end{bmatrix}.$$

И решение для приращений токов

$$\Delta i_1(t,x) = \Delta i_1(t - \frac{x}{v_1}),$$

$$\Delta i_2(t,x) = -k_{\text{СВ}21}\Delta i_1(t - \frac{x}{v_1}) + [\Delta i_2(t - \frac{x}{c}) + k_{\text{СВ}21}\Delta i_1(t - \frac{x}{c})], \quad (27)$$

.....

$$\Delta i_n(t,x) = -k_{\text{СВ}n1}\Delta i_1(t - \frac{x}{v_1}) + [\Delta i_n(t - \frac{x}{c}) + k_{\text{СВ}n1}\Delta i_1(t - \frac{x}{c})]$$

Или

$$\Delta i_1 = \Delta i_1^v,$$

$$\Delta i_2 = \Delta i_2^v + \Delta i_2^c, \quad (28)$$

.....

$$\Delta i_n = \Delta i_n^v + \Delta i_n^c.$$

Таким образом, по коронирующему проводу все приращения тока распространяются со скоростью меньше скорости света. На остальных проводах существуют обе составляющие. Причем величина наведенных токов, бегущих со скоростью v_1, определяется только геометрическими коэффициентами связи между i-м и первым проводом и также не зависит от процесса коронирования.

Для зарядов, которые определяют интенсивность коронирования можно воспользоваться известным соотношением из теории матриц. Для любой функции от матрицы справедливо

$$f(\mathbf{A}) = \mathbf{W} \cdot f(\mathbf{\Gamma}) \cdot \mathbf{W}^{-1},$$

где $\mathbf{W}$ - матрица собственных векторов, а $f(\mathbf{\Gamma})$ также функция, что и $f(\mathbf{A})$, но от диагональной матрицы собственных значений. Поскольку $\mathbf{A}^{-1}\mathbf{L} = (\mathbf{L}^{-1}\mathbf{A})^{-1}$, то для зарядов из этого соотношения следует, что $\mathbf{W}_Q = \mathbf{W}_I$, а собственные значения для токов и зарядов обратны друг другу. Поэтому все сказанное выше для СЗ и СВ, а также для составляющих волн токов, выполняется и для зарядов.

Отсюда следует, что на параллельных некоронирующих проводах появляются связанные заряды, распространяющиеся параллельно волне на коронирующем проводе (т.е. со скоростью v_1). С большей скоростью на этих проводах распространяются свободные заряды, величина которых зависит от начальных условий и геометрии некоронирующей линии. Из-за

разделения зарядов (при достаточно большой волне в месте удара молнии в один из проводов и больших коэффициентах связи) может начаться процесс коронирования параллельных, изолированных от земли проводов, на которых при отсутствии короны заряды были бы равны нулю. Эти вопросы рассмотрены далее. Пока положим, что по-прежнему коронирует только первый провод.

Рассмотрим волновые сопротивления. Для этого нужно рассмотреть связь между напряжениями и токами. В приращениях такую связь можно записать [5]

$$\Delta \mathbf{u} = v\mathbf{L} \cdot \Delta \mathbf{i}, \tag{29}$$

где скорость v является скалярным множителем, подлежащим определению.

Теперь, после нахождения дискретных значений v_i выражение (29) должно выполняться отдельно для каждой составляющей токов и напряжений, так как они описывают волны в линии, бегущие с разными скоростями на разных расстояниях от начала. Тогда для v_1 имеем

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{v_1}\Delta u_1^v \\ 0 \\ \mathrm{L} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{11} & M_{12} & \mathrm{L} & M_{1n} \\ M_{21} & L_{22} & \mathrm{L} & M_{2n} \\ \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} & \mathrm{L} \\ M_{n1} & M_{n2} & \mathrm{L} & L_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta i_1^v \\ \Delta i_1^v \frac{a_{12}}{a_{11}-1} \\ \mathrm{L} \\ \Delta i_1^v \frac{a_{1n}}{a_{11}-1} \end{bmatrix}, \tag{30}$$

где L_{ik} и M_{ik} - погонные индуктивности проводов и взаимоиндукции между ними, вычисленные в предположении идеальной проводимости земли.

Учитывая, что $\mathbf{L} = \frac{\mu_0}{2\pi}\mathbf{N}$ и выполняя умножение матрицы на вектор получим

$$\begin{aligned} \frac{1}{v_1}\Delta u_1^v &= \frac{\mu_0}{2\pi}(n_{11} + n_{12}\frac{s_{12}}{s_{11}} + \ldots\ldots + n_{1n}\frac{s_{1n}}{s_{11}}) \cdot \Delta i_1^v \\ 0 &= \frac{\mu_0}{2\pi}(n_{21} + n_{22}\frac{s_{12}}{s_{11}} + \ldots\ldots + n_{2n}\frac{s_{1n}}{s_{11}}) \cdot \Delta i_1^v \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ 0 &= \frac{\mu_0}{2\pi}(n_{n1} + n_{n2}\frac{s_{12}}{s_{11}} + \ldots\ldots + n_{nn}\frac{s_{1n}}{s_{11}}) \cdot \Delta i_1^v . \end{aligned} \tag{31}$$

После вынесения множителя $\frac{1}{s_{11}}$ в скобках остаются суммы произведений элементов матрицы $\mathbf{N}$ на элементы матрицы $\mathbf{S}$, обратной $\mathbf{N}$. Тогда первая строка равна единице, а остальные равны нулю. Кстати, это является математической формулировкой того обстоятельства, что волны зарядов и токов, бегущие по параллельным проводам со скоростью v_1, не создают волн напряжений на коронирующем проводе. На этом проводе

$$[\Delta u(t-\frac{x}{v_1})-\sum_{i=2}^{n} k_{\text{СВ}i1}\Delta u_i(t-\frac{x}{v_1})]=\frac{\mu_0 v_1}{2\pi\cdot s_{11}}\cdot\Delta i_1(t-\frac{x}{v_1}) \qquad (32)$$

или

$$\frac{\Delta i_1^v}{\Delta u_1^v}=\frac{2\pi\cdot s_{11}}{\mu_0 v_1}.$$

Переходя от конечных приращений к дифференциалам и интегрируя U_1^v, получим

$$i_1^v=\frac{2\pi\cdot s_{11}}{\mu_0 v_1}\cdot\int_0^{u_1}\frac{du_1^v}{v_1}=\frac{u_1^v}{z_{v_1}}. \qquad (33)$$

При отсутствии короны $v_1 = c$ и выражение переходит в:

$$i_1^v=\frac{2\pi\cdot s_{11}}{\mu_0 c}u_1^v=\frac{u_1^v}{z_c}, \qquad (34)$$

где индекс v оставлен для подчеркивания того факта, что речь идет только об одной из составляющих напряжения на первом проводе.

Для одиночного провода при напряжении ниже коронного волновое сопротивление можно записать через введенные коэффициенты следующим образом

$$Z_w=\frac{\mu_0 c}{2\pi}\cdot\ln\frac{2h_1}{r_1}=\frac{\mu_0 c}{2\pi}n_{11}=\frac{\mu_0 c}{2\pi}\cdot\frac{1}{s_{11}}$$

так как в этом случае $s_{11}=1/n_{11}$. Для многопроводной линии $s_{11}\neq 1/n_{11}$, а определяется из обращения всей матрицы логарифмов.

Поэтому величина Z_c отличается от понятия обычного волнового сопротивления провода даже в случае отсутствия короны. Теперь волновое сопротивление для составляющей, бегущей со скоростью v_1 становится равным величине, обратной волновой проводимости провода. В левой части (32) из суммарного приращения напряжения на проводе вычитаются все электростатические наводки от остальных проводов, а в правой входит полное приращение тока. Поэтому Z_{v_1} определяется соотношением между напряжениями и токами, созданными только зарядом коронирующего провода, и не зависит от зарядов на остальных проводах. В остальном весь процесс распространения волн в многопроводной линии с одним коронирующим проводом полностью аналогичен однопроводной линии и все алгоритмы расчета процессов, созданные для однопроводной задачи применимы к этому случаю. Только вместо волнового сопротивления провода надо использовать обратную величину проводимости и при расчете коронных процессов из напряжения на проводе вычитать все наводки от остальных проводов.

При расчетах атмосферных перенапряжений возникают случаи, когда из физических соображений или путем оценок возможных напряженностей полей на поверхностях проводов можно заранее предсказать, что будет коронировать не более двух проводов или тросов. К таким случаям можно отнести.

1. Прорыв молнии на провода. Коронирует пораженный провод и ближайший (единственный) грозозащитный трос, который может быть в месте разряда молнии как изолирован (удар в пролете), так и заземлен через сопротивление заземления опоры (удар в опору или вблизи от нее).

2. Двухфазное импульсное перекрытие в месте удара. Тросы или отсутствуют или напряжение на фазах недостаточно для начала короны на тросах.

3. Удар молнии в опору с одним тросом с обратным перекрытием на фазный провод. Волна распространяется по этому тросу и проводу. Оба могут коронировать.

4. Удар в опору с двумя тросами. Перекрытия на провода не происходит. Корона возникает на обоих тросах, а на изолированных проводах заряды остаются ниже критических.

Решение для СЗ и СВ будем находить из матричного уравнения для зарядов. (Для токов и напряжений все дальнейшие выкладки аналогичны). Итак имеем

$$(\mathbf{AL}^{-1} - v_i^2\mathbf{E}) \cdot \frac{\partial \mathbf{q}_\Phi}{\partial \xi} = 0 .$$

Матрица потенциальных коэффициентов при сохранении всех допущений об отсутствии взаимного влияния проводов на картину поля вблизи каждого из них будет:

$$\mathbf{A} = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0} \cdot \mathbf{N}(q_1, q_2) = \frac{1}{2\pi\varepsilon_0} \cdot \begin{bmatrix} n_{11} - \Delta_1 & n_{12} \\ n_{12} & n_{22} - \Delta_2 \end{bmatrix}, \tag{35}$$

Δ_1, Δ_2 - независимые друг от друга поправки, вычисляемые по [1] с учетом возможной короны одинаковой или разной полярности и связанные только с зарядом соответствующего провода.

Раскрывая $(\mathbf{AL}^{-1} - v_i^2\mathbf{E})$, получим

$$\mathbf{AL}^{-1} - v_i^2\mathbf{E} = \begin{bmatrix} c^2(1 - s_{11} \cdot \Delta_1) - v_i^2 & c^2 s_{12} \cdot \Delta_1 \\ c^2 s_{12} \cdot \Delta_2 & c^2(1 - s_{22} \cdot \Delta_2) - v_i^2 \end{bmatrix} =$$

$$= c^2 \cdot \begin{bmatrix} (1 - \frac{v_i^2}{c^2}) - s_{11} \cdot \Delta_1 & s_{12} \cdot \Delta_1 \\ s_{12} \cdot \Delta_2 & (1 - \frac{v_i^2}{c^2}) - s_{22} \cdot \Delta_2 \end{bmatrix}. \tag{36}$$

Можно сразу отметить, что от Δ_1 зависят только коэффициенты первой строки, а от Δ_2 только коэффициенты второй строки.

Введем обозначение

$$k_v = 1 - \frac{v^2}{c^2}. \tag{37}$$

Тогда СЗ определяются из условия равенства нулю определителя (36), т.е.

$$(k_v - s_{11} \cdot \Delta_1) \cdot (k_v - s_{22} \cdot \Delta_2) - s_{12}^2 \cdot \Delta_1 \cdot \Delta_2 = 0. \tag{38}$$

Решение квадратного уравнения (38) дает два значения $k_{v(1,2)}$ и соответственно скоростей v_1 и v_2, которые могут существовать при заданных Δ_1 и Δ_2. Теперь скорости распространения приращений волн будут определяться процессами на обоих проводах.

Рассмотрим случай двух одинаковых проводов, подвешенных на одинаковой высоте. По обоим проводам распространяются одинаковые волны. При этом $s_{11} = s_{22}$ и $\Delta_1 = \Delta_2$. Тогда из уравнения (38) получим

$$k_v^2 - 2s_{11} \cdot \Delta_1 + s_{11}^2 \cdot \Delta_1^2 - s_{12}^2 \cdot \Delta_1^2 = 0 .$$

Корни уравнения будут

$$k_{v(1,2)} = s_{11} \cdot \Delta_1 \pm \sqrt{s_{11}^2 \cdot \Delta_1 - s_{11} \cdot \Delta_1^2 + s_{12}^2 \cdot \Delta_1} =$$

$$= s_{11} \cdot \Delta_1 (1 + \frac{s_{12}}{s_{11}}) = s_{11} \cdot \Delta_1 (1 \pm k_{\text{СВ}12}), \tag{39}$$

где $k_{\text{СВ}12}$ коэффициент связи, определяемый при отсутствии короны.

Подставляя $k_{v(1,2)}$ в (37) и находя скорости, получим

$$v_{(1,2)} = \left| c\sqrt{1 - s_{11} \cdot \Delta_1 (1 \pm k_{\text{СВ}12})} \right| . \tag{40}$$

При $k_{\text{СВ}} = 0$ формула для $v_{(1,2)}$ переходит в выражение (11) для случая коронирования одного провода. Обозначим здесь эту скорость через v_0, т.е. при $k_{\text{СВ}} = 0$ имеем $v_1 = v_2 = v_0$. При заданных условиях при и $k_{\text{СВ}} \neq 0$, двухпроводная линия может рассматриваться как одна фаза с очень глубоким расщеплением. Появляются две скорости одна из которых больше, а другая меньше скорости в однопроводной коронирующей линии.

Рассмотрим матрицу СВ. Подставив k_{v1} и k_{v2} в (3.82), получим (по-прежнему $\Delta_1 = \Delta_2$ и $s_{11} = s_{22}$)

$$c^2 \cdot \begin{bmatrix} s_{11} \cdot \Delta_1 (1 \pm k_{\text{СВ}12}) & s_{12} \cdot \Delta_1 \\ s_{12} \cdot \Delta_1 & s_{11} \cdot \Delta_1 (1 \pm k_{\text{СВ}12}) - s_{11} \cdot \Delta_1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{Q1,(1,2)} \\ W_{Q2,(1,2)} \end{bmatrix} = 0 ,$$

или, подставляя выражение для $k_{\text{СВ}12} = -\dfrac{s_{21}}{s_{11}}$ и сокращая на не равные нулю множители c^2, Δ_1 и s_{12}, получим

$$\begin{bmatrix} \pm 1 & 1 \\ 1 & \pm 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} W_{Q1,(1,2)} \\ W_{Q2,(1,2)} \end{bmatrix} = 0 . \tag{41}$$

Из любой строки получим

$$W_{Q11} = W_{Q12} \text{ и } W_{Q21} = -W_{Q22} .$$

Причем одинаковые знаки относятся к большей скорости, а противоположные к меньшей. Полагая $W_{Q11} = 1$ и $W_{Q12} = 1$, получим полную матрицу W_Q, независящую от зарядов на проводах

$$\mathbf{W}_Q = \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1 & -1 \end{bmatrix}. \tag{42}$$

Аналогичные выкладки можно получить и для матричного уравнения напряжений. Столбцы матрицы собственных векторов определяют переход от фазных координат к модальным. Для двухпроводной линии имеем две моды. В первой, назовем ее - "два провода - земля" волны распространяются с меньшим искажением. Во второй - "провод - провод" с большим. В этом смысле действие короны противоположно влиянию потерь в земле [4], где канал "все провода - земля" вносит наибольший вклад в общее затухание процессов. Физически этот факт почти тривиален. Суммарный заряд двух электромагнитно связанных проводов меньше удвоенного заряда двух одиночных линий. При прочих равных условиях корона на каждом из проводов двухпроводной линии развивается слабее, т.е. действительно такая линия является фазой с очень глубоким расщеплением.

Из физических соображений ясно, что при синхронном развитии процессов на обоих проводах волны в канале "провод - провод" не возникают и все процессы полностью определяются каналом "два провода - земля". На рис.1 приведены результаты расчетов по программе, реализующей модальный метод для любой конфигурации линии. Видно, что даже при большом расстоянии между проводами, сравнимом с высотой их подвеса, влияние короны заметно ослабляется по сравнению с одиночными проводами. Насколько известно автору настоящей работы этот факт в расчетах грозозащиты до настоящего времени не учитывался.

Для несимметричной двухпроводной линии равенство зарядов на проводах в общем случае не соблюдается. Асимметрия возможна из-за разных высот подвеса проводов и различия их радиусов. На рис.2 приведены расчеты волн для проводов одиночного радиуса, но первый провод поднят относительно второго на 5 м. Видно, что при том же расстоянии сближения, что и минимальная из рис.1, деформация волн несколько изменяется. Единая кривая $u(t)$ для обоих проводов расщепляется на две. Вступает в действие канал "провод - провод". В районе максимума деформированных волн на нижней фазе напряжение уменьшается, а на верхней несколько увеличивается и может превысить мгновенное значение напряжения исходной волны. То, что это объясняется именно влиянием междупроводного канала подтверждается случаем, когда провода удалены друг от друга. В этом варианте затухание на нижнем проводе более сильное, чем на верхнем. Превышение

напряжения над исходной волной отсутствует. Рассмотрение особенностей этих кривых имеет методическое значение, так как расхождения между ними практически не могут повлиять даже на уточненные расчеты показателей надежности грозозащиты. Можно в целом отметить слабое влияние высот подвеса нерасщепленных фаз на процесс их коронирования.

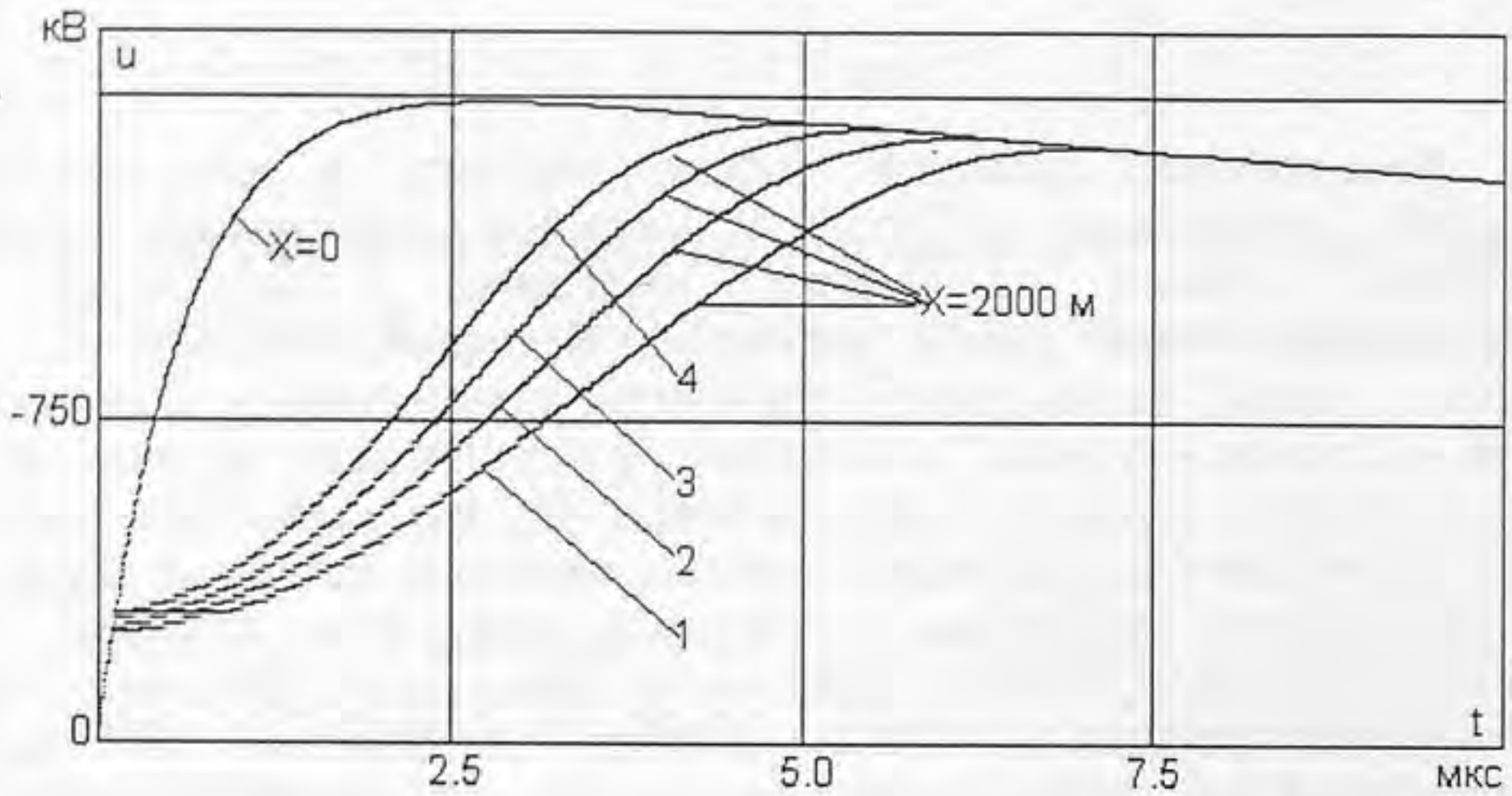


Рис.1. Уменьшение деформации фронтов волн при сближении двух одинаковых коронирующих проводов:
1 - b_{12} = 1000 м; 2 - b_{12} = 16 м; 3 - b_{12} = 8 м; 4 - b_{12} = 4 м. Расчет произведен при $h_1 = h_2$ =10 м; $r_1 = r_2$ =1 см; $U_{m1} = U_{m2}$ = -1500 кВ.

Все, описанное выше, относится к расчетным схемам, когда в начале линии на оба провода включались одинаковые источники э.д.с. Теперь перейдем к рассмотрению случаев, когда волна подается только на один из проводов. Второй провод (с большим или меньшим диаметром) будет изолирован или идеально заземлен в точке $x = 0$. Модальный метод не позволяет имитировать дискретное (или даже непрерывное) заземление проводов вдоль линии. Этот вопрос должен исследоваться другими способами, в частности методом бегущих волн. Пока будем считать, что линия однородна и кроме точки $x = 0$ изолирована от земли.

Рассмотрим случай, когда на провод 1 подана волна отрицательной полярности. Второй провод идеально заземлен, т.е. $u_2(t,0) = 0$. Для сохранения этого равенства при $u_1(t,0) < 0$ на нем должен возникать положительный заряд, компенсирующий влияние поля первого провода. Если этот заряд окажется достаточным для начала короны, то оба провода будут коронировать с разными полярностями зарядов. Будем по-прежнему предполагать независимость распределения объемных зарядов в пространстве от наличия соседнего провода.

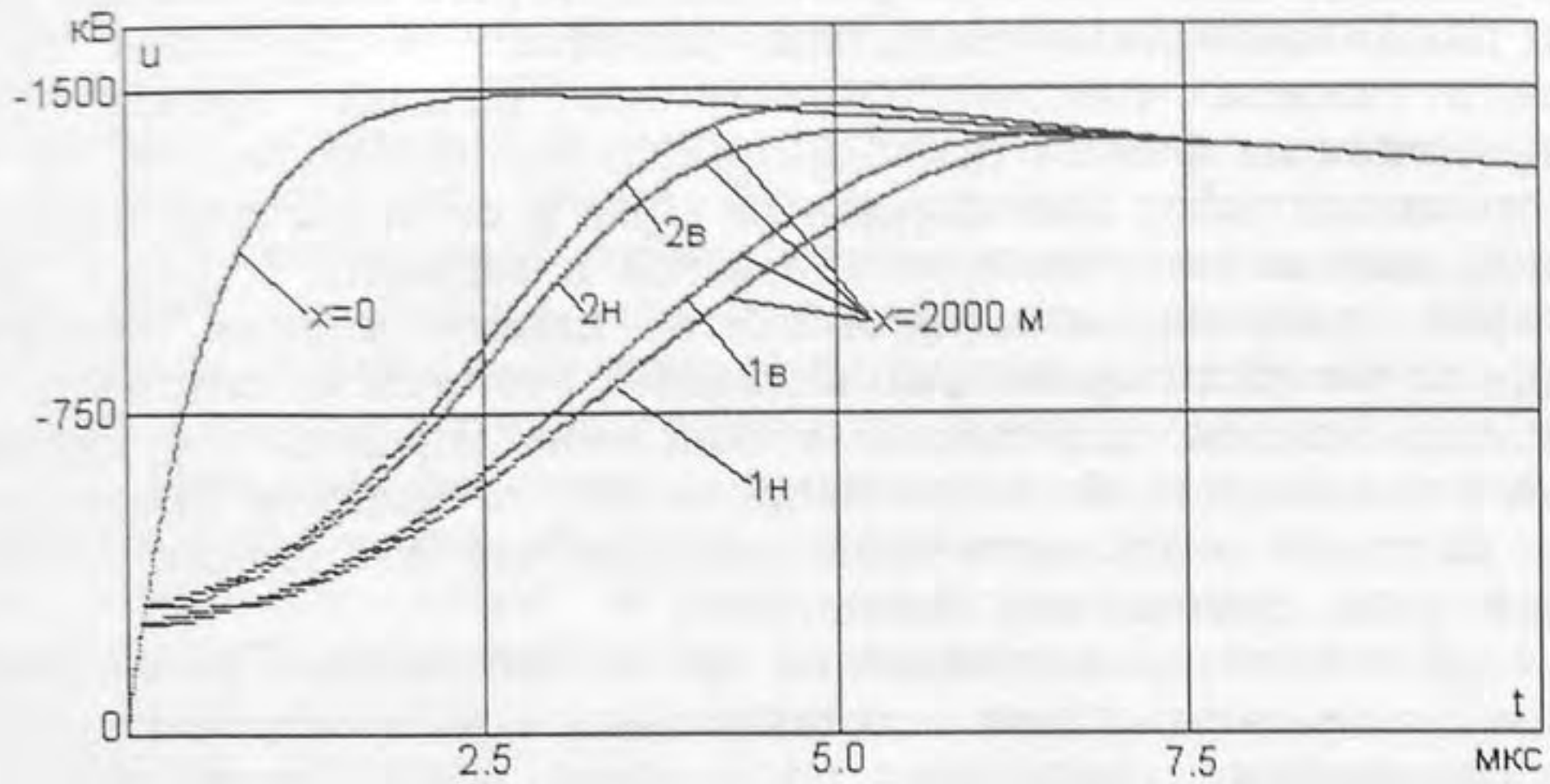


Рис.2. Влияние различных высот подвеса двух одинаковых коронирующих проводов:
1 - b_{12} = 1000 м; 2 - b_{12} = 4 м; в - верхний провод; н - нижний провод. Расчет произведен при h_1 = 15 м; h_2 =10 м; r_1 = r_2 = 1 см; U_{m1} = U_{m2} = -1500 кВ.

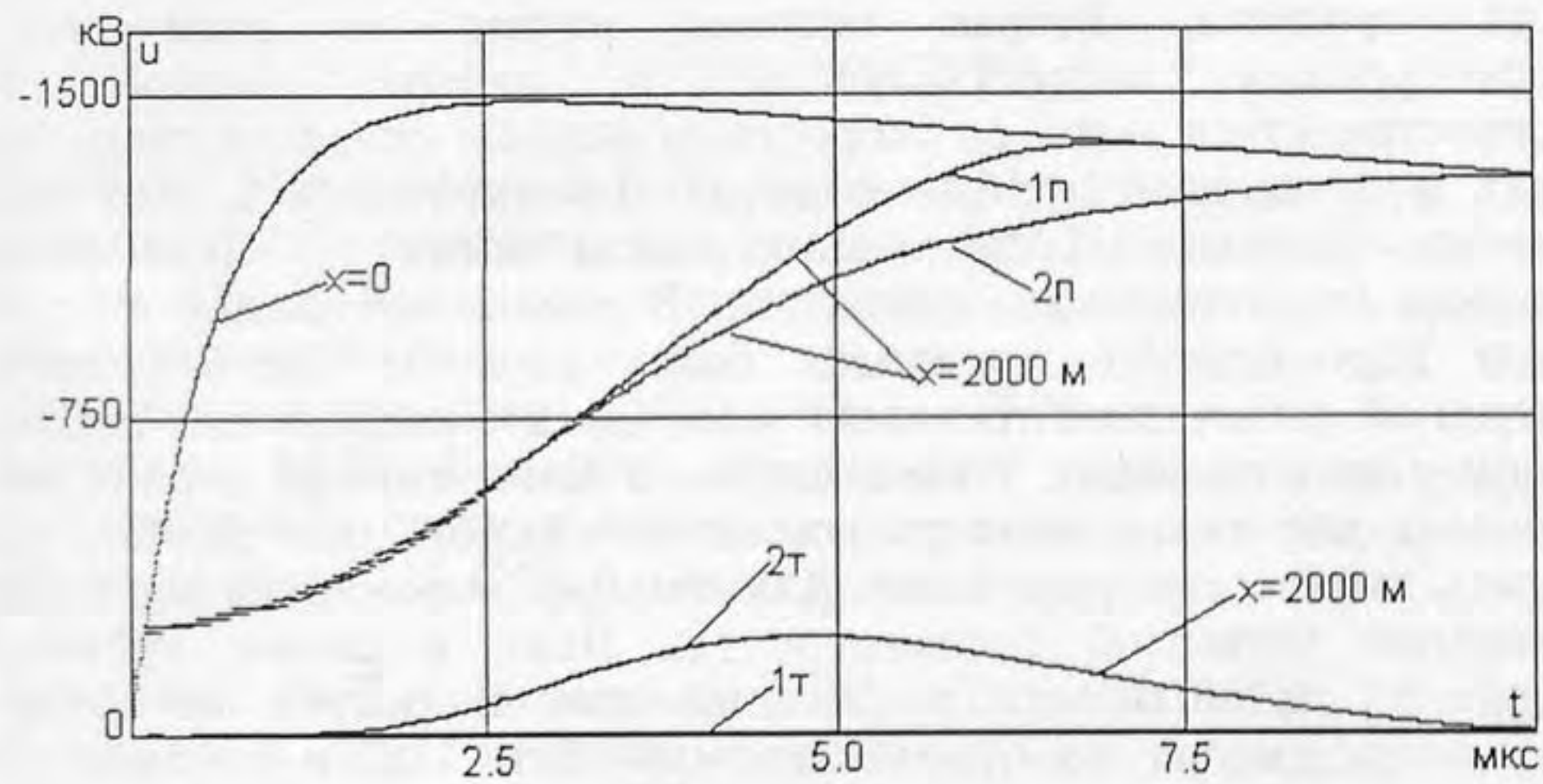


Рис.3. Влияние троса, заземленного при x=0, на деформацию фронта волны отрицательной полярности на фазном проводе:
1 - b_{12} = 1000 м; 2 - b_{12} = 4 м; ***п - провод; т - трос.*** *Расчет произведен при: h_1 = 10 м; h_2 = 15 м; r_1 = 10 мм; r_2 = 5 мм; U_{m1} = -1500 кВ; U_{m2} = 0*

Теперь существенную роль начнет играть междуфазный канал. На рис.3 приведены результаты расчетов, имитирующих прорыв молнии сквозь тросовую защиту на фазный провод. Волна напряжения на фазном проводе отрицательной полярности. На трос из земли подтекает положительный заряд и он также коронирует, на что указывает наличие двух скоростей в варианте 2, рис.3. Видно сильное влияние междупроводного канала вблизи максимума напряжения. Если принять во внимание, что степень опасности волн для грозозащиты подстанции в основном определяется крутизной фронтов в области больших напряжений, то влияние процессов на трос следует считать очень существенным, что необходимо учитывать при анализе грозозащиты подстанций.

Для многопроводной линии при коронировании двух проводов, кроме описанных двух составляющих, распространяющихся с уменьшенными скоростями, появляются волны напряжений, не зависящие от процесса коронирования. Как и в случае коронирования одного провода, эти составляющие будут определять элекростатические наводки на два коронирующих провода. Величина этих наводок определяется граничными условиями в начале линии. В остальном случаи коронирования одного и двух проводов n-проводной линии аналогичны. Наконец, при коронировании трех и более (но не всех) проводов всегда можно выделить систему волн определяемых процессом коронирования и систему независимую от этого процесса. Вторая система ничем не отличается от рассмотренных выше случаев. В первой системе будут распространяться моды со скоростями меньше скорости света. Число таких мод всегда будет равно числу коронирующих в этот момент времени проводов. Соотношения между ними по мере развития процесса будет постоянно меняться. В рамках настоящей статьи при числе коронирующих проводов более двух не удалось получить наглядной физической трактовки мод, как это сделано для короны на одном и двух проводах. Из изложенного ясно, что при короне на трех проводах для нахождения скоростей на каждом шаге расчета нужно решать кубическое уравнение. Для четырех коронирующих проводов уравнение четвертой степени и т.д. Даже в случае кубического уравнения громоздкость выражений для скоростей не позволяет выполнить анализ на уровне формул. Эти задачи гораздо проще решаются численными способами, через прямое нахождение собственных значений и собственных векторов характеристических матриц линий.

Выводы

1. Получено простое формульное выражение для переменной скорости и величины приращений напряжений, распространяющихся по одному коронирующему проводу многопроводной однородной

линии с учетом влияния параллельных проводов. Исследована физика явлений в этом случае и показано, что на всех проводах, кроме коронирующего, волны напряжений определяются только начальными условиями в месте возникновения перенапряжений и распространяются по линии без искажений. На коронирующем проводе многопроводной линии интенсивность искажения фронтов может быть как больше, так и меньше однопроводного случая в зависимости от начальных условий на параллельных проводах и знака суммарной электростатической наводки на коронирующий провод.

2. При одновременном коронировании двух проводов в линии появляются две моды, имеющие скорости меньше скорости света. При этом обе моды играют заметную роль при анализе грозоупорности высоковольтного оборудования. Мода "два провода - земля" имеет наименьшее искажение. Она определяет ослабленную деформацию фронтов волн при двухфазных перекрытиях (по сравнению с распространением волн по одной фазе), что делает этот случай еще более опасным для подстанционного оборудования. Мода "провод - провод" определяет волновой канал с максимальным искажением фронтов и сказывается наиболее сильно при прорывах молнии сквозь тросовую защиту. Это явление также необходимо учитывать при анализе грозозащиты подстанций, так как оно облегчает условия организации надежной грозозащиты подстанций от волн, набегающих с подходящих ЛЭП.

ЛИТЕРАТУРА

1. Костенко М.В., Ефимов Б.В., Зархи И.М., Гумерова Н.И. Анализ надежности грозозащиты подстанций. - Л.: Наука. 1981. - 127 с.
2. Костенко М.В. Волновое сопротивление коронирующего провода и коэффициенты связи между проводами // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт., 1982. - № 3. - С.71-81.
3. Костенко М.В. Влияние импульсного коронного разряда на коэффициенты связи и волновые сопротивления многопроводной линии // Изв. АН СССР. Энергетика и траспорт., 1986. - № 1. - С.53-64.
4. Костенко М.В., Перельман Л.С., Шкарин Ю.П. Волновые процессы и электрические помехи в многопроводных линиях высокого напряжения. - М.: Энергия, 1973. - 270 с.
5. Костенко М.В., Кадомская К.П., Левинштейн М.Л., Ефремов И. А. Перенапряжения и защита от них в воздушных и кабельных электропередачах высокого напряжения. - Л.: Наука, 1988. - 302 с.

В.Н.Селиванов

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НЕЛИНЕЙНЫХ ПРОЦЕССОВ В ТРЕХФАЗНЫХ СЕТЯХ С ИЗОЛИРОВАННОЙ НЕЙТРАЛЬЮ С ТРАНСФОРМАТОРАМИ НАПРЯЖЕНИЯ

Введение

Исследование нелинейных процессов в различных физических системах является одной из наиболее интересных и не менее сложных проблем физики. По существу все задачи физики нелинейны, но в большинстве случаев линеаризация уравнений, описывающих поведение системы, приводит к удовлетворительному результату. Для уточнения расчета достаточно ввести некоторые поправки в линейное решение. Однако существует ряд задач, в которых линеаризация в принципе не может дать правильного решения, так как нелинейность приводит к возникновению явлений, невозможных в линейных системах.

В электротехнике примером такого рода задач являются колебания в цепях, содержащих катушки индуктивности с насыщающимся сердечником. Вольтамперная характеристика такого элемента существенно нелинейна (рис.1). В цепях, содержащих емкость и нелинейную индуктивность, могут возникать феррорезонансные явления [1]. В зависимости от способа соединения различают феррорезонанс в последовательных и параллельных цепях. Резонанс в них возникает при изменении значения протекающего тока или приложенного напряжения. Это объясняется тем, что индуктивность катушки с ферромагнитным сердечником нелинейно зависит от тока и, следовательно, при определенном его значении наступает взаимная компенсация индуктивной и емкостной проводимостей.

В трехфазных цепях можно выделить два типа задач о феррорезонансных процессах. Первый тип относится к трехфазным сетям с глухозаземленной нейтралью, которые можно свести к однофазному представлению. Причиной возникновения феррорезонанса в этих сетях могут быть отключение одной или двух фаз, перегорание фазных предохранителей, обрыв проводов ЛЭП и т.п. Эквивалентный контур такой цепи представлен на рис.2. В данном случае имеет место последовательный феррорезонанс нелинейной индуктивности трансформатора или реактора поврежденной фазы и конденсатора, представляющего собой либо межфазную емкость проводов и ошиновки, либо емкость конденсаторов, шунтирующих отделители выключателей. Для описания явления в данном случае достаточно двух дифференциальных уравнений первого порядка. Несмотря на

кажущуюся простоту эквивалентной схемы, точного аналитического решения этой системы уравнений не существует, однако приближенные аналитические и графоаналитические методы применяются давно и достаточно успешно [2].

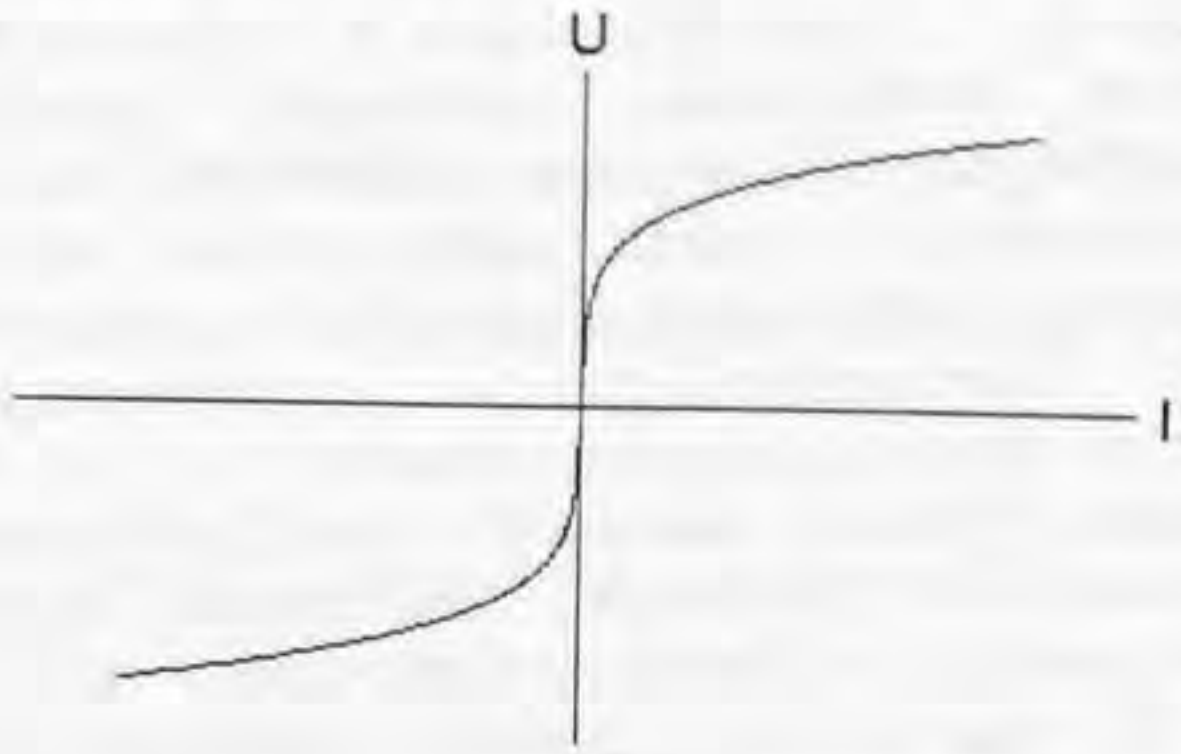


Рис.1. Вольтамперная характеристика катушки индуктивности с насыщающимся сердечником

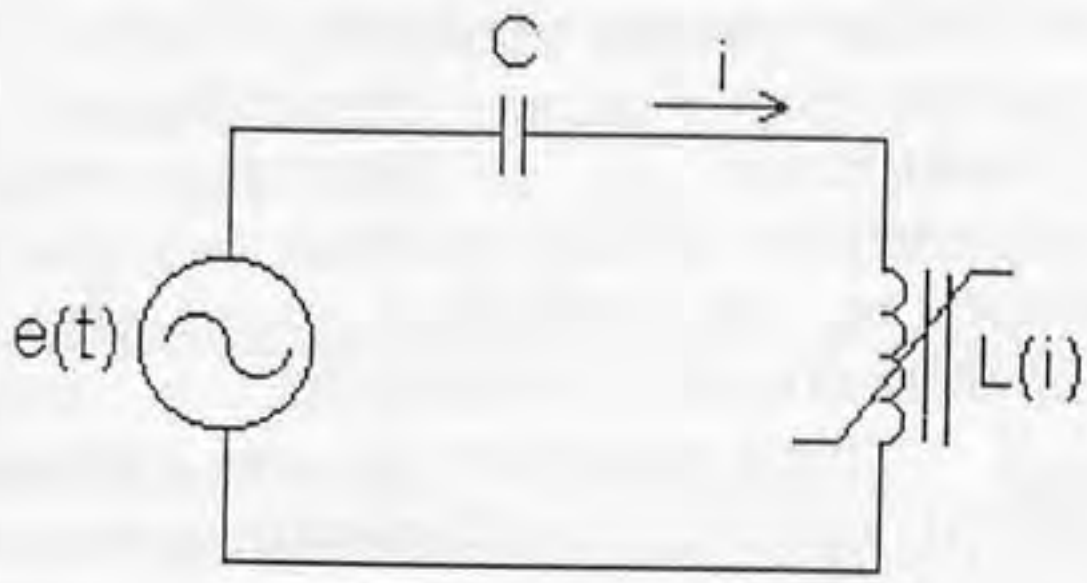


Рис.2. Эквивалентный контур трехфазной сети с глухозаземленной нейтралью

Иначе обстоят дела с задачами второго типа. Трехфазную нелинейную электрическую цепь с изолированной нейтралью невозможно свернуть в однофазный контур, поэтому даже упрощенные эквивалентные схемы описываются не менее чем четырьмя нелинейными дифференциальными уравнениями. Применение традиционных аналитических и графоаналитических методов сталкивается с трудностями, связанными с чрезмерной громоздкостью вычислений. Поэтому основным способом расчета подобных цепей является численное моделирование на ЭВМ. Лишь сравнительно недавно начали предприниматься попытки применения аналитических методов [3], основанных на приложении к феррорезонансным процессам нелинейной динамики и теории хаотических систем.

Нелинейные динамические системы характеризуются существованием нескольких устойчивых состояний при одном и том

же наборе параметров системы. Такие системы являются высокочувствительными к начальным условиям, которые определяют, какой из устойчивых режимов будет реализован. Устойчивые колебания в системе могут быть как периодическими, так и непериодическими - квазипериодическими или хаотическими.

В случае феррорезонанса начальными условиями, определяющими устойчивое состояние, являются остаточная намагниченность ферромагнитного сердечника, заряд на емкостях фаз и фазные напряжения в момент возбуждения переходного процесса. Даже сравнительно небольшие различия в начальных условиях могут приводить к совершенно разным устойчивым колебательным процессам, в том числе к феррорезонансу.

Вследствие такой высокой чувствительности нелинейных систем к начальным условиям, численные методы решения не позволяют определить области устойчивости того или иного вида колебаний. В настоящее время предпринимаются попытки использовать для решения этой задачи методы нелинейной динамики и нужно заметить, что исследование феррорезонанса предоставляет прекрасную возможность для приобщения к этому современному и перспективному направлению науки.

В данной статье рассматриваются только феррорезонансные процессы в трехфазных сетях простейшей конфигурации с изолированной нейтралью и с трансформаторами напряжения. Максимальное упрощение схемы необходимо для уменьшения числа параметров, влияющих на поведение системы. Для приведения системы дифференциальных уравнений к каноническому виду используется a,b,0 - представление токов, напряжений и потоков, позволяющее свести анализ трехфазного контура к анализу трех связанных через нелинейность индуктивностей однофазных контуров.

Математическая модель явления

Простейшая конфигурация электрической сети с изолированной нейтралью представлена на рис.3. Трехфазный симметричный источник напряжения бесконечной мощности e_a, e_b, e_c нагружен на индуктивную и емкостную нагрузки. Индуктивная нагрузка содержит нелинейную индуктивность трансформатора напряжения (ТН), а емкостная представляет собой емкость C_0 фазных проводов по отношению к земле. В представленной модели межфазные емкости не учитываются. Дальнейшее упрощение схемы состоит в замене фазных емкостей C_0 на емкость $3C_0$ между нейтралью источников и землей. Правомочность такой замены следует из формулы для напряжения нейтрали

$$\dot{U}_N = \frac{\dot{E}_A Y_A + \dot{E}_B Y_B + \dot{E}_C Y_C + \dot{E}_A j\omega C_0 + \dot{E}_B j\omega C_0 + \dot{E}_C j\omega C_0}{Y_A + Y_B + Y_C + 3j\omega C_0} =$$

$$= \frac{\dot{E}_A Y_A + \dot{E}_B Y_B + \dot{E}_C Y_C + (\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C) j\omega C_0}{Y_A + Y_B + Y_C + 3j\omega C_0} = \frac{\dot{E}_A Y_A + \dot{E}_B Y_B + \dot{E}_C Y_C}{Y_A + Y_B + Y_C + 3j\omega C_0} \quad (1)$$

где Y_A, Y_B, Y_C - комплексные проводимости обмоток ТН.

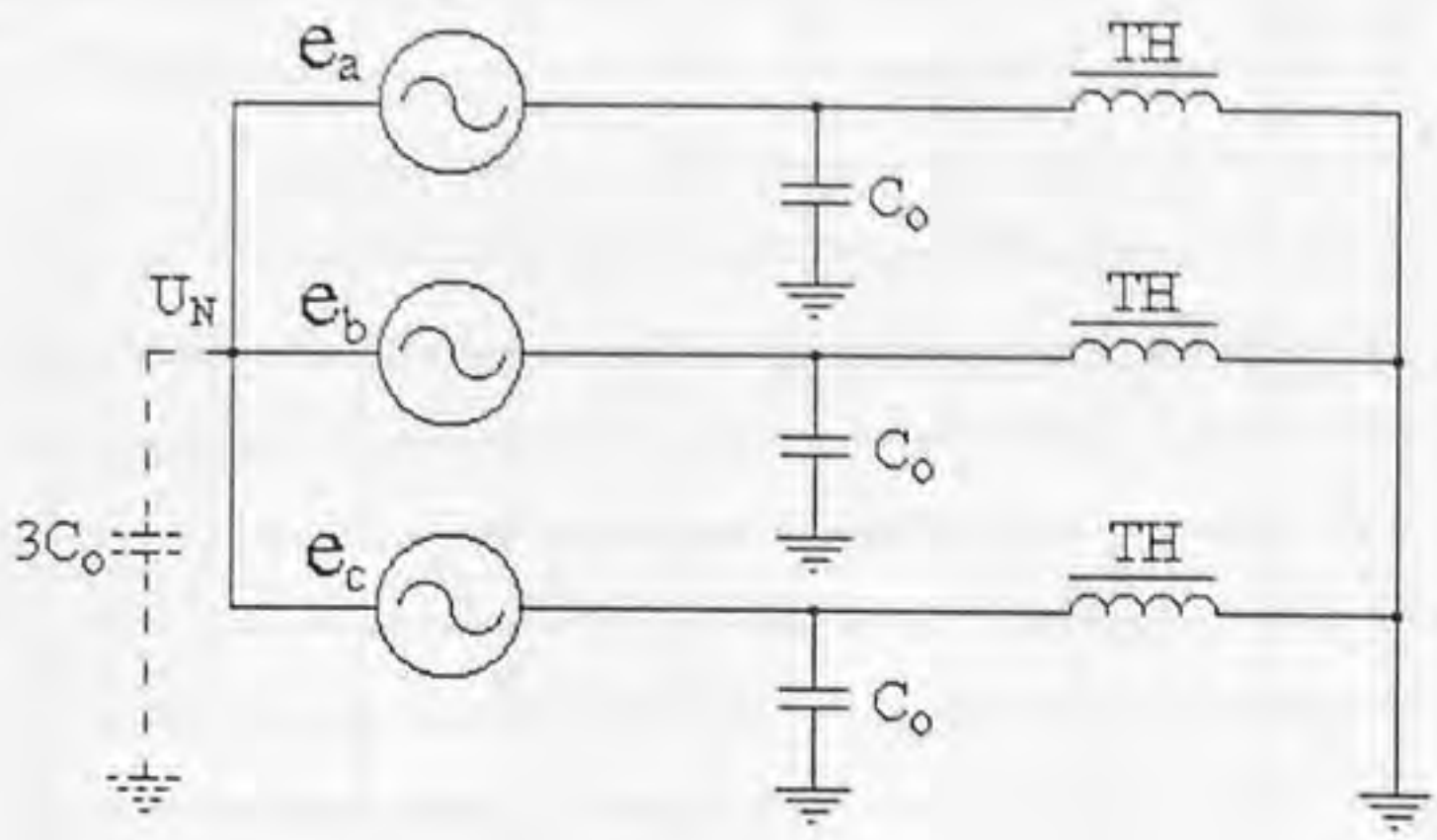


Рис.3. Эквивалентная схема электрической сети с изолированной нейтралью

Модель трансформатора напряжения также значительно упрощена. Выбраны однофазные ТН, что соответствует реальной сети 35 кВ с ТН ЗНОМ-35-65. Схема замещения включает в себя активное сопротивление первичной обмотки R_{TH}, шунтирующее сопротивление $R_Ш$, эквивалентирующее потери в ТН и нагрузку измерительной обмотки, нелинейную индуктивность первичной обмотки и идеальный трансформатор, который учитывает магнитную связь с дополнительной обмоткой. Дополнительные обмотки в ТН ЗНОМ-35-65 часто используются для включения в них по схеме разомкнутого треугольника демпфирующего сопротивления $R_Д$. Как указывают многие авторы [4,5], данная мера служит для предотвращения феррорезонанса. Однако, как показывает опыт эксплуатации, а также расчет на ЭВМ, в сетях 35 кВ данное мероприятие не всегда оказывается эффективным. В работе [6] показана возможность подавления феррорезонанса включением высокоомного сопротивления в первичную обмотку ТН с высокой стороны и определены границы применения такого мероприятия.

Кривая намагничивания $i(\phi)$ ТН ЗНОМ-35-65 была получена экспериментально (рис.4). При расчете на ЭВМ использовались два представления кривой намагничивания в программе. В первом случае

вводились экспериментальные точки, а значение функции $i(\phi)$ определялись интерполяцией или экстраполяцией. Во втором случае кривая намагничивания аппроксимировалась полиномом. Регрессионный анализ экспериментальных данных приводит к полиному вида

$$i(\phi) = a_1\phi + a_5\phi^5 , \qquad (2)$$

где $a_1 = 1.5 \cdot 10^{-5}\ A/Вб$, $a_5 = 1.8 \cdot 10^{-13}\ A/Вб^5$.

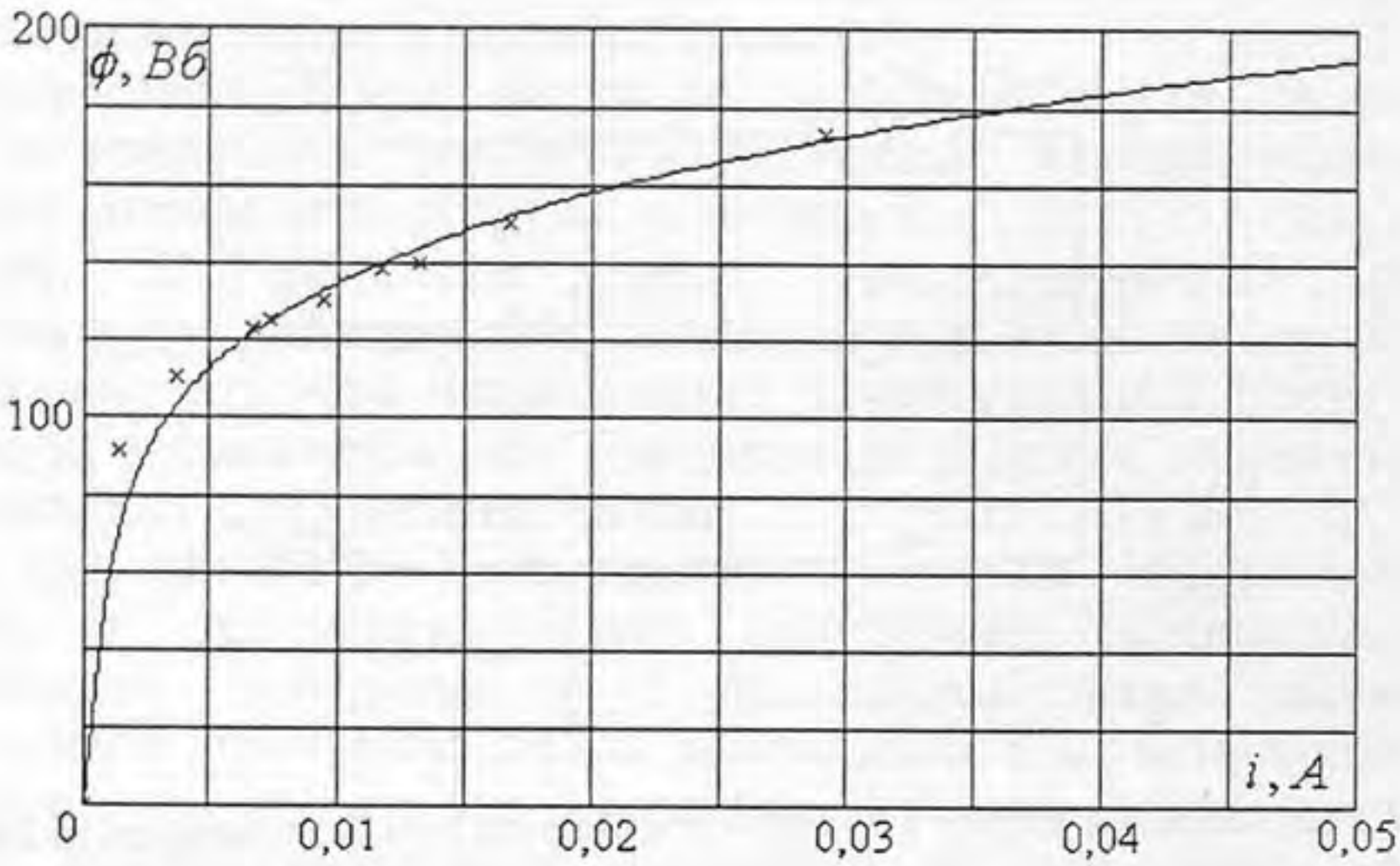


Рис.4. Кривая намагничивания ТН ЗНОМ -35:
× - экспериментальные точки; —- аппроксимация полиномом

Как видно из рис.4, данный полином удовлетворительно описывает кривую намагничивания, а численный анализ подтвердил идентичность расчетов при использовании обоих представлений. Тем не менее, для аналитических расчетов представление (2) более приемлемо.

Упрощенная эквивалентная схема трехфазной сети представлена на рис.5. Схема, кроме указанных выше элементов, содержит сопротивление $R_{ДОБ}$, включенное в высоковольтную обмотку ТН.

Данная эквивалентная схема описывается системой четырех нелинейных дифференциальных уравнений (3), приведенных в матричной форме.

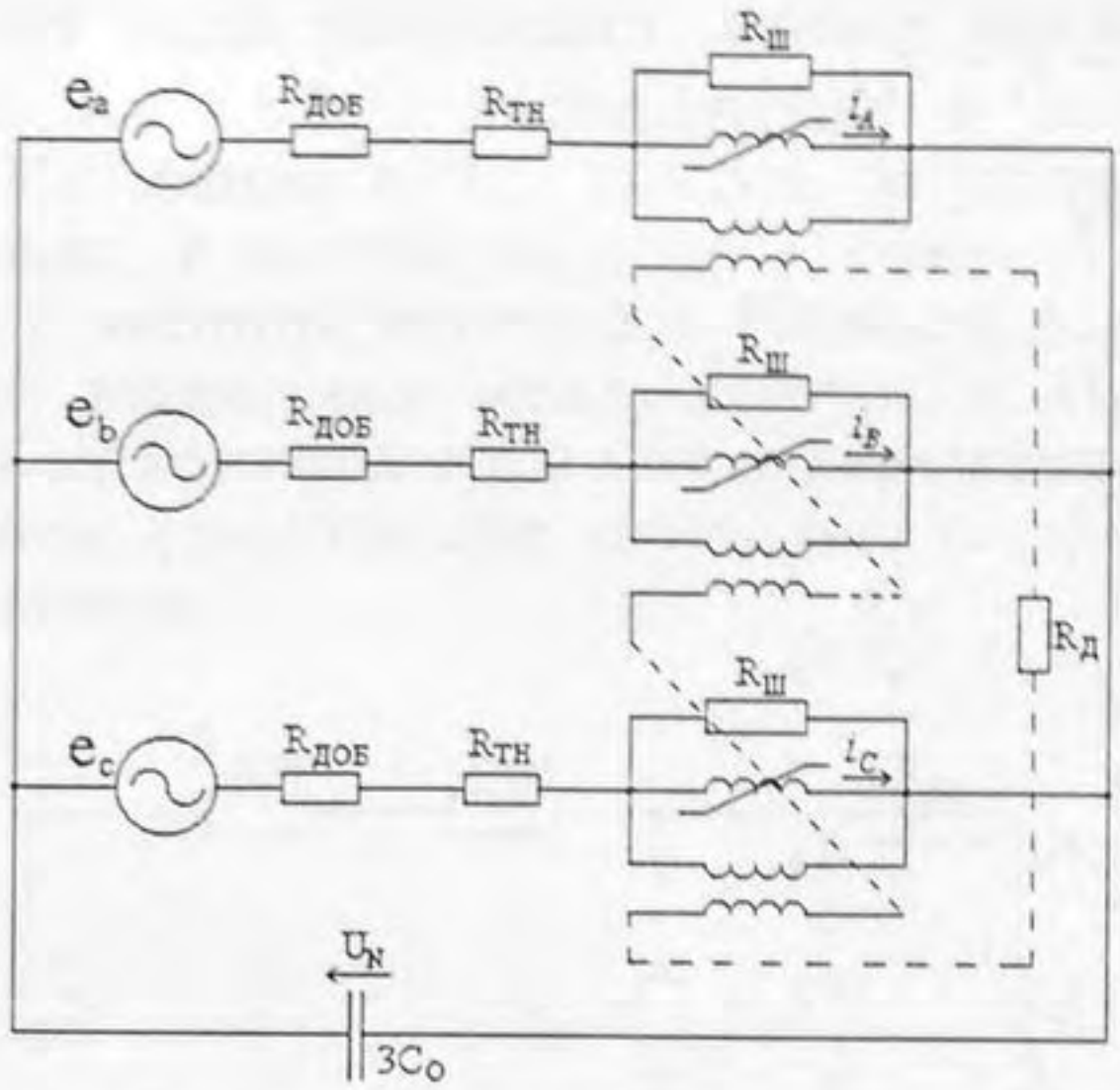


Рис.5. Эквивалентная схема для расчета феррорезонансных процессов

$$\begin{pmatrix} 1+(R_{тн}+R_{доб})\left(\frac{1}{R_ш}+\frac{1}{R_д}\right) & \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & 0 \\ \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & 1+(R_{тн}+R_{доб})\left(\frac{1}{R_ш}+\frac{1}{R_д}\right) & \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & 0 \\ \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & \frac{R_{тн}+R_{доб}}{R_д} & 1+(R_{тн}+R_{доб})\left(\frac{1}{R_ш}+\frac{1}{R_д}\right) & 0 \\ \frac{1}{R_ш}+\frac{3}{R_д} & \frac{1}{R_ш}+\frac{3}{R_д} & \frac{1}{R_ш}+\frac{3}{R_д} & -3C_0 \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \frac{d\phi_A}{dt} \\ \frac{d\phi_B}{dt} \\ \frac{d\phi_C}{dt} \\ \frac{dU_N}{dt} \end{pmatrix} =$$

$$= \begin{pmatrix} e_A-(R_{тн}+R_{доб})\cdot i_A-U_N \\ e_B-(R_{тн}+R_{доб})\cdot i_B-U_N \\ e_C-(R_{тн}+R_{доб})\cdot i_C-U_N \\ -(i_1+i_2+i_3) \end{pmatrix}. \qquad (3)$$

Для того чтобы привести эту систему к каноническому виду, используются a,b,0 - представления токов, напряжений и потоков [7], определяемые равенствами

$$
\begin{aligned}
x_0 &= \frac{1}{3}(x_a + x_b + x_c) \\
x_\alpha &= x_a - x_0 \\
x_\beta &= \frac{1}{\sqrt{3}}(x_b - x_c) \\
x_a &= x_\alpha + x_0 \\
x_b &= x_0 - \frac{1}{2}x_\alpha + \frac{\sqrt{3}}{2}x_\beta \\
x_c &= x_0 - \frac{1}{2}x_\alpha - \frac{\sqrt{3}}{2}x_\beta
\end{aligned}
\tag{4}
$$

где $x = \{e, i, \phi\}$.

Подстановка (4) в систему (3) позволяет записать дифференциальные уравнения в a,b,0 - переменных

$$(1 + \frac{R_{TH} + R_{ДОБ}}{R_Ш})\frac{d\phi_\alpha}{dt} = e_\alpha - (R_{TH} + R_{ДОБ})i_\alpha \tag{5}$$

$$(1 + \frac{R_{TH} + R_{ДОБ}}{R_Ш})\frac{d\phi_\beta}{dt} = e_\beta - (R_{TH} + R_{ДОБ})i_\beta \tag{6}$$

$$(1 + \frac{R_{TH} + R_{ДОБ}}{R_Ш} + 3\frac{R_{TH} + R_{ДОБ}}{R_Д})\frac{d\phi_O}{dt} = e_O - (R_{TH} + R_{ДОБ})i_O - U_N \tag{7}$$

$$i_O + (\frac{1}{R_Ш} + \frac{3}{R_Д})\frac{d\phi_O}{dt} - C_O\frac{dU_N}{dt} = 0 \tag{8}$$

Использование a,b,0-переменных позволяет эквивалентировать трехфазный контур тремя однофазными контурами с источниками напряжения

$$
\begin{aligned}
e_O &= 0 \\
e_\alpha &= U\sin(\omega t) \\
e_\beta &= U\cos(\omega t)
\end{aligned}
\tag{9}
$$

где U - амплитуда фазного напряжения.

Уравнения (7) и (8) описывают поведение контура 0 - компоненты (рис.6). Этот контур не содержит источников напряжения, и колебания в нем определяются начальным зарядом на емкости C_O и колебательными процессами в двух одинаковых a - и b - контурах (рис.6), описываемых уравнениями (5) и (6). Если бы

индуктивности ТН были линейными, кривые намагничивания $i(\phi)$ также распались на a,b,0 - составляющие и контуры оказались независимыми. Колебания в 0 - контуре затухали бы при любых начальных условиях, а колебания в a,b - контурах были бы строго периодическими с частотой источника. Нелинейность индуктивности ТН обуславливает взаимосвязь между контурами. При определенных условиях энергия из контуров a и b может передаваться в 0 - контур и поддерживать в нем незатухающие колебания, которые и являются по сути, феррорезонансом.

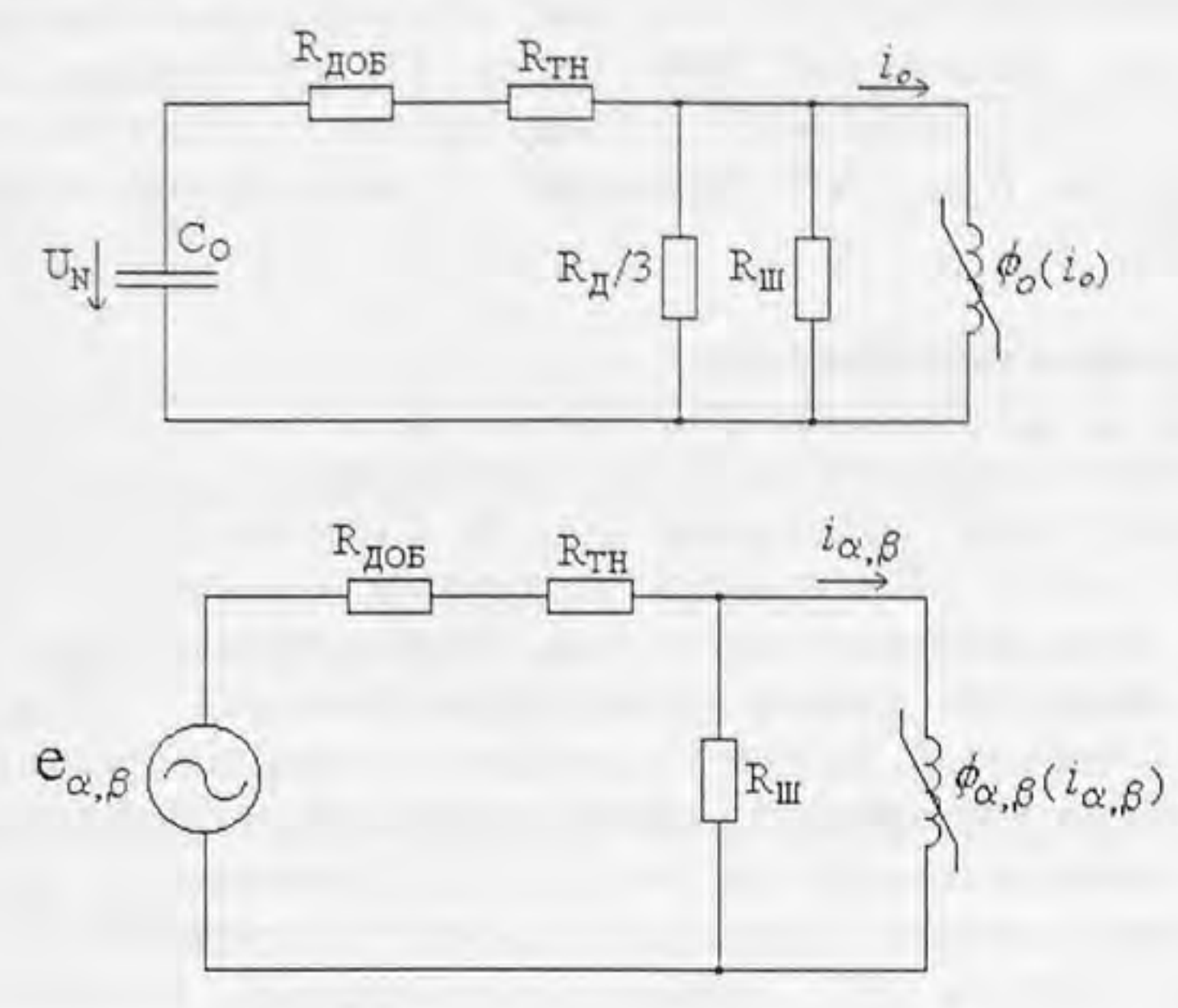


Рис.6. Эквивалентные $\alpha,\beta,0$ - контура

Необходимо обратить внимание на то, какие элементы вносят затухание в колебания в разных контурах. Из эквивалентных схем видно, что сопротивление $R_Д$ вносит затухание только в 0 - контур, а сопротивление $R_{ДОБ}$ присутствует во всех контурах. Это объясняется тем, что ток через $R_Д$ течет только при наличии напряжения смещения нейтрали, что имеет место при коротком замыкании или феррорезонансе. Несомненно, использование дополнительных обмоток для устранения феррорезонансных явлений является наиболее разумным решением. В нормальном режиме сопротивление $R_Д$ не нагружает ТН и не изменяет его класс точности, а в аварийном режиме вносит дополнительное затухание в контур нулевой последовательности. Однако, как видно из рис.6, сопротивление $R_Д$ включено параллельно нелинейной индуктивности, поэтому в установившемся режиме не влияет на напряжение на этой индуктивности, а лишь увеличивает ток разряда емкости C_O. По условиям обеспечения установленного для ТН ЗНОМ-35-65 класса

точности 0.5, сопротивление $R_Д$ должно быть не менее 25 Ом. При некоторых параметрах сети этого значения оказывается недостаточно для подавления феррорезонансных перенапряжений.

Сопротивление $R_{ДОБ}$ включается последовательно нелинейным индуктивностям во всех контурах и поэтому вносит затухание при любых режимах. При этом несколько увеличивается погрешность измерения. В зависимости от величины сопротивления дополнительная погрешность составляет от 0.07 до 0.25%, что ограничивает область использования такой защиты. Однако, как показывает опыт эксплуатации, установка последовательных сопротивлений полностью исключает феррорезонансные напряжения, так как при увеличении тока через ТН вследствие компенсации емкостной и индуктивной составляющих увеличивается падение напряжения на $R_{ДОБ}$, что приводит к уменьшению напряжения на обмотке ТН.

Результаты численного расчета

Численный расчет на ЭВМ производился по исходной системе дифференциальных уравнений (3). В качестве расчетной выбрана трехфазная сеть 35 кВ с трансформаторами напряжения ЗНОМ-35-65. Для такой сети наиболее вероятным феррорезонансным режимом на практике является режим квазипериодических субгармонических колебаний с частотой, близкой половине промышленной частоты f_O = 50 Гц. В литературе описаны также другие феррорезонансные режимы в сетях с изолированной нейтралью [8]. Колебания с частотами f_O и $3f_O$ являются строго периодическими, а режимы с частотами близкими к $f_O/2$ и $2f_O$, квазипериодическими. Какой из режимов колебаний установится в системе, зависит от параметров системы и от начальных условий. Более того, при одних и тех же параметрах системы, но разных начальных условиях, могут устойчиво существовать различные режимы колебаний.

В результате численного расчета обнаружены три характерных режима феррорезонансных колебаний. При емкостях C_O порядка сотен пФ может возникать периодический режим $3f_O$. На рис.7а представлены токи и потоки в фазе А ТН и напряжение нейтрали при линейном напряжении $U_Л$ = 40.5 кВ и фазной емкости C_O = 100 пФ. На рис.7б показаны спектры тех же величин, которые показывают, что основной является третья гармоника. Фазовые траектории колебаний (рис.7в) представлены относительно напряжения источника e_a. Для синусоидальных колебаний фазовая траектория представляет собой окружность, периодические колебания имеют замкнутую на себя траекторию. Как видно из рис.7, в данном случае имеют место чисто периодические колебания, кратные частоте источника.

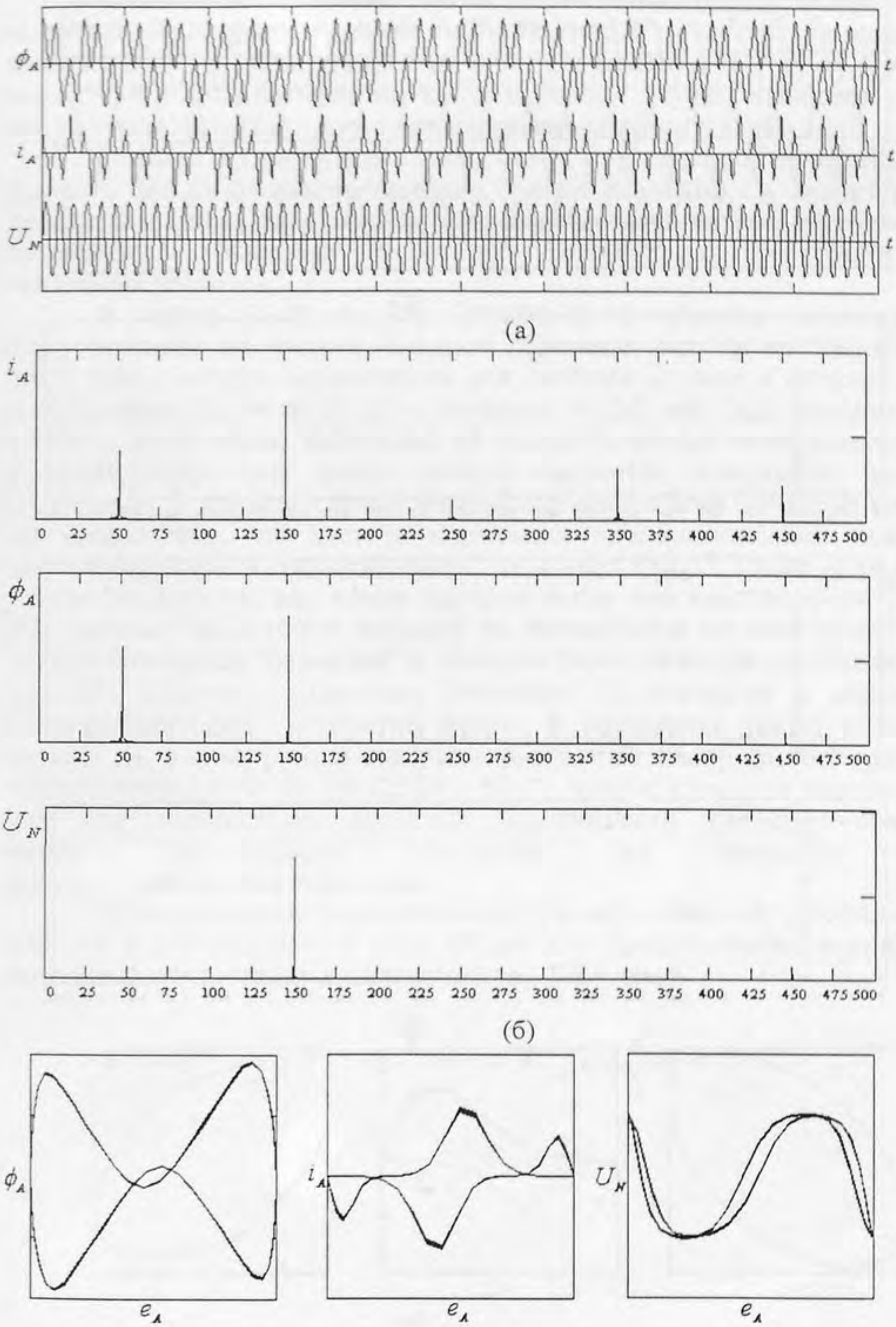


Рис.7. Режим 3 f_0: а - формы кривых потока, тока и напряжения нейтрали; б - спектры тока, потока и напряжения нейтрали; в - фазовые траектории потока, тока и напряжения нейтрали

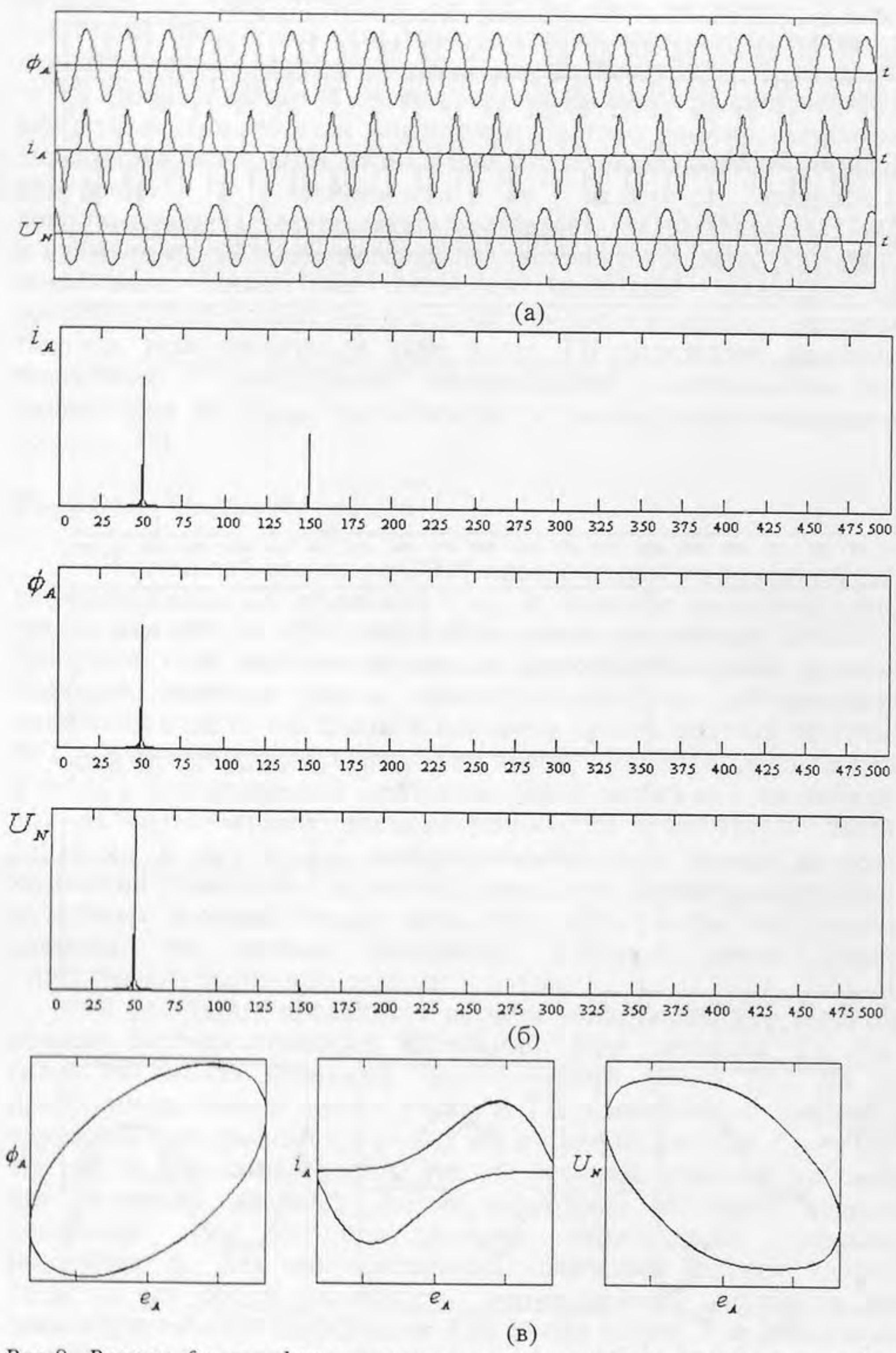


Рис.8. Режим f_0: а - формы кривых потока, тока и напряжения нейтрали; б - спектры тока, потока и напряжения нейтрали; в - фазовые траектории потока, тока и напряжения нейтрали

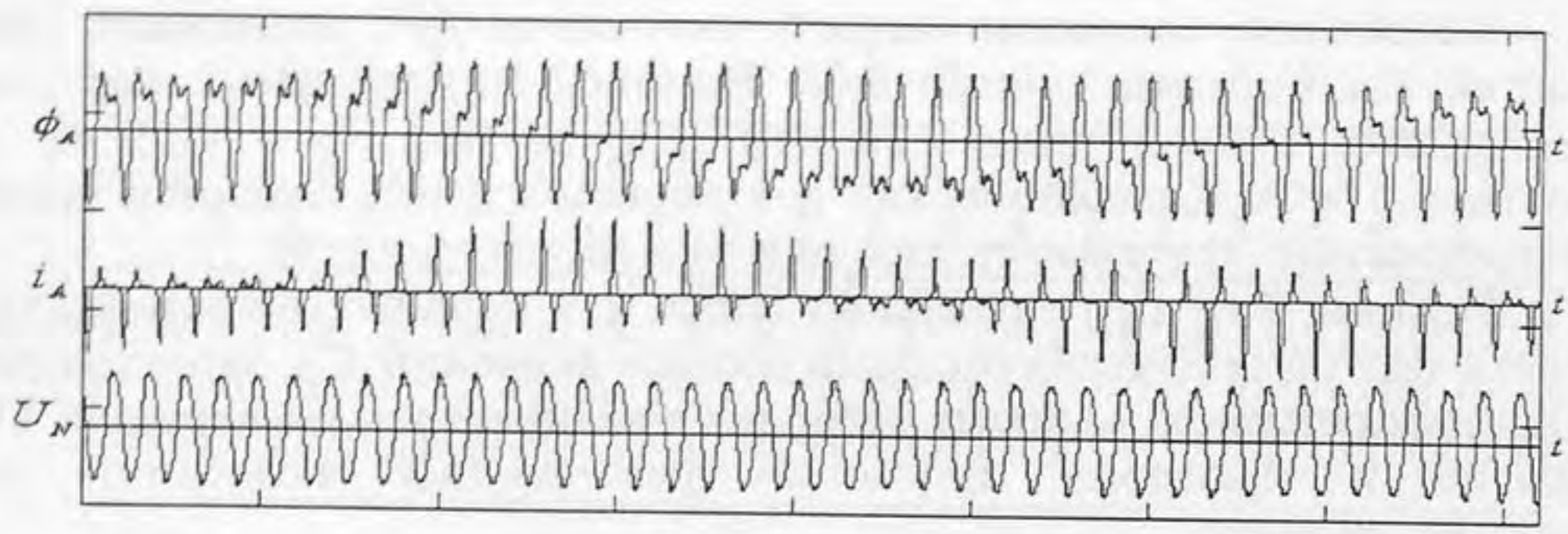
Колебания, имеющие частоту источника f_O , возникают при емкостях C_O порядка единиц нФ. На рис.8 представлена картина возникающих в цепи процессов при напряжении $U_Л$ = 40.5 кВ и емкости = 1 нФ. Колебания, как и в первом случае, являются чисто периодическими, фазовые траектории замыкаются на себя.

Режимы 3 f_O и f_O в реальных сетях, как правило, не возникают. Емкости фаз на землю значительно больше значений C_O, характерных для данных режимов, а, кроме того, даже незначительная нагрузка ТН приводит к быстрому затуханию резонансных колебаний на указанных частотах.

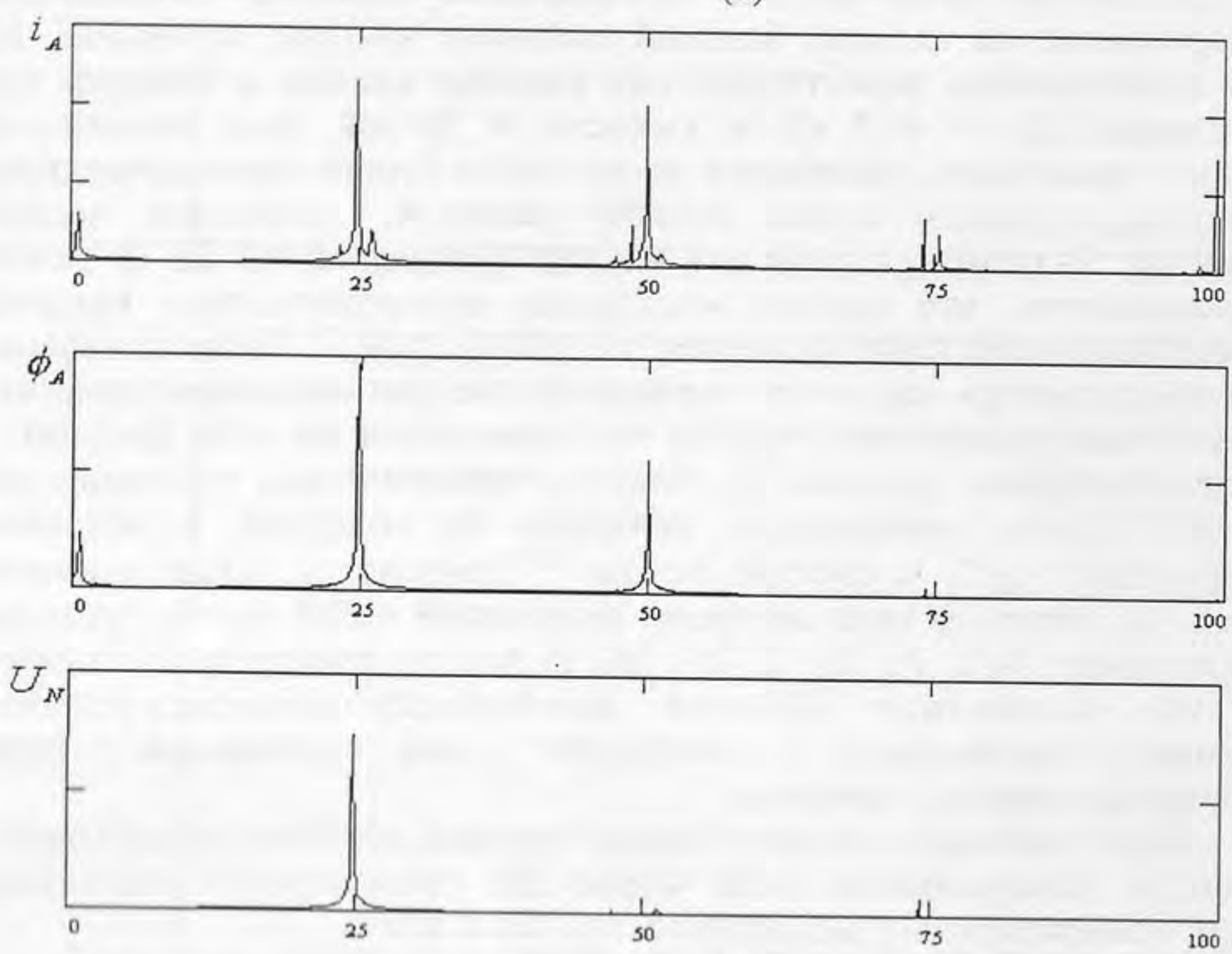
В сетях 35кВ с ТН ЗНОМ-35-65 обычно наблюдается феррорезонанс на частоте, близкой половине частоты источника. На рис.9 представлены характерные для явления кривые и спектры при напряжении $U_Л$ = 40.5 кВ и емкости = 20 нФ. Как показывают фазовые траектории, колебания не являются строго периодическими, а промодулированы очень низкой частотой, некратной частоте источника. В данном случае эта частота составляет 0.9 Гц. В работе [8] указывается, что частота модуляции пропорциональна квадрату последовательного сопротивления, т.е. $(R_{TH}+R_{ДОБ})^2$. Такие колебания классифицируются как почти периодические или квазипериодические [2], фазовые траектории никогда не замыкаются на себя (рис.8в), а спектр колебаний "размазан" в областях гармонических составляющих (рис.8б). Спектр напряжения нейтрали U_N содержит в основном субгармонику $f_O/2$, в спектре потока Y появляется также основная частота f_O, а спектр тока содержит уже целый набор частот, кратных субгармонике: $f_O/2$, f_O, $3f_O/2$, $2f_O$, $5f_O/2$. Анализ спектров показывает, что для нахождения областей устойчивости феррорезонансных режимов необходимо учитывать как минимум пять вышеперечисленных гармоник.

Основная идея аналитического расчета областей устойчивости состоит в использовании ряда Фурье для представления магнитных потоков в нелинейных индуктивностях ТН в виде

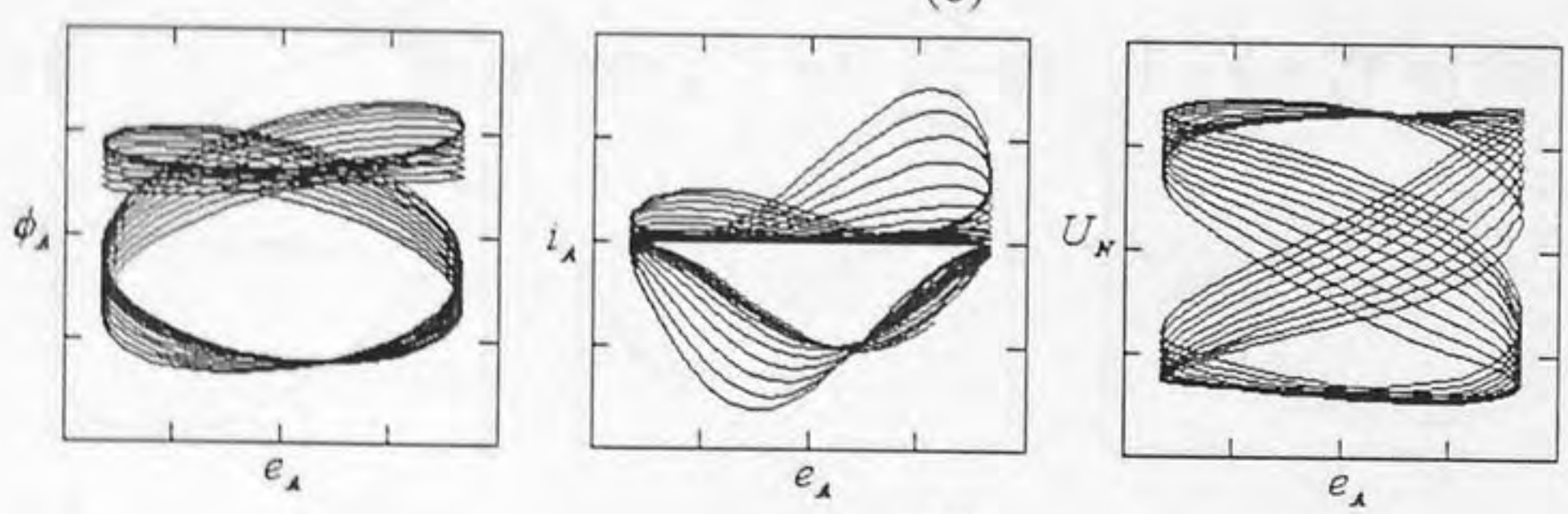
$$\phi(t) = \Psi_0 + \sum_{K=1}^{5}\left(\Psi_{S,K}\sin\frac{K}{2}\omega\cdot t + \Psi_{C,K}\cos\frac{K}{2}\omega\cdot t\right). \qquad (10)$$



(а)



(б)



(в)

Рис.9. Режим $f_0/2$: а - формы кривых потока, тока и напряжения нейтрали; б - спектры тока, потока и напряжения нейтрали; в - фазовые траектории потока, тока и напряжения нейтрали

После подстановки (10) в систему нелинейных дифференциальных уравнений (3) можно получить систему нелинейных алгебраических уравнений относительно коэффициентов Фурье. Решение полученного уравнения и анализ устойчивости этого решения позволит определить области существования феррорезонансных колебаний.

В настоящее время проводятся дальнейшие исследования феррорезонансных процессов в трехфазных цепях с ТН, результаты которых будут представлены в ближайшее время.

ЛИТЕРАТУРА

1. Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники. - Т.2. - Л.: Энергоиздат, Л.О., 1981. - 416 с.
2. Хаяси Т. Нелинейные колебания в физических системах. - М.: Мир, 1968. - 432 с.
3. Mork B.A., Stuehm D.L. Application of nonlinear dynamics and chaos to ferroresonance in distribution system. IEEE Transactions on Power Delivery. - V.9. - № 2, April, 1994. - P.1009-1017.
4. Лихачев Ф.А. Коммутационные перенапряжения в трехфазных схемах с малыми емкостными токами замыкания на землю // Электрические станции, 1958. - № 1. - С.57-62.
5. Шаргородский В.Л. Автоколебательный процесс - причина повреждения трансформаторов напряжения // Электрические станции, 1963. - № 5. - С.59-64.
6. Данилин А.Н., Ефимов Б.В., Селиванов В.Н. Защита трансформаторов напряжения от феррорезонансных перенапряжений в разветвленных сетях 35 кВ: Препр. - Апатиты, 1998. - 23 с.
7. Левинштейн М. Л. Операционное исчисление в задачах электротехники. - Л.: Энергия, Л.О., 1972. - 360 с.
8. Janssens N., Van Craenenbroeck T., Van De Meulebroeke F. Direct Calculation of the Stability Domains of Three-Phase Ferroresonance in Isolated Neutral Networks with Grounded-Neutral Voltage Transformers. IEEE Transactions on Power Delivery. - V.11. - № 3, July 1996. - P.1546 - 1553.

Ю.М.Невретдинов

ОСОБЕННОСТИ ЗАЩИТЫ КАРЬЕРНЫХ СЕТЕЙ АО "АПАТИТ" ОТ ЗАМЫКАНИЙ НА ЗЕМЛЮ И ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ

Опыт эксплуатации карьерных сетей показывает, что однофазные замыкания на землю составляют более 70% всех видов замыканий и существенным образом влияют на надежность электроснабжения и безопасность обслуживания горных машин. В значительной степени это обусловлено наличием разветвленной кабельной сети 6-10 кВ. В последнее время проблема обеспечения надежного электроснабжения обостряется повышением стоимости кабельной продукции.

Карьерные сети АО "Апатит" составлены в основном кабельными линиями. Так, сеть 6 кВ выполнена из бронированных и шланговых кабелей более чем на 90% на руднике "Восточный" и полностью на руднике "Центральный". Общая протяженность кабельных сетей рудников "Восточный" и "Центральный" превышает соответственно 30 и 90 км. Емкостные токи металлического замыкания на землю в зависимости от структуры сети и загрузки рудников соответственно достигают 10-20 и 60 А.

Схема электроснабжения рудников включает головные двухсекционные подстанции (ГПП) с понижающими силовыми трансформаторами, кабельные линии от ГПП на промежуточные распределительные пункты (РП) и кабельные (или смешанного типа) линии от секций шин РП через промежуточные пункты типа ПРП, ЯКНО к экскаваторам, другим потребителям и на КТП. На отходящих фидерах ГПП, РП и т.п. установлены следующие виды релейной защиты: максимальная токовая; токовая отсечка; земляная.

Кроме защиты от замыканий на землю, выполненной на базе реле РТЗ-51, для повышения селективности на ГПП и РП использована централизованная защита (ЦЗ) с относительным сравнением амплитудных значений токов нулевой последовательности присоединений, разработанная в институте горного дела им. А.А.Скочинского (ИГД) [1,2].

Защита состоит из центрального блока ЦБ (один блок на двухсекционную подстанцию) и линейных блоков ЛБ селективной ступени защиты на каждом защищенном присоединении, ЛБ соединены с ЦБ через шины питания и блокировки. Срабатывание линейного блока по инструкции ИГД настроено на ток 1.8 А. Первый сработавший ЛБ дает сигнал на ЦБ, который блокирует работу других ЛБ и предотвращает ложное отключение неповрежденных присоединений.

Эксплуатация указанной защиты в основном показала хорошие результаты. Однако на руднике "Восточный" отмечены случаи ложного отключения земляной защитой неповрежденного участка сети соответственно с блокировкой отключения участка с замыканием на землю.

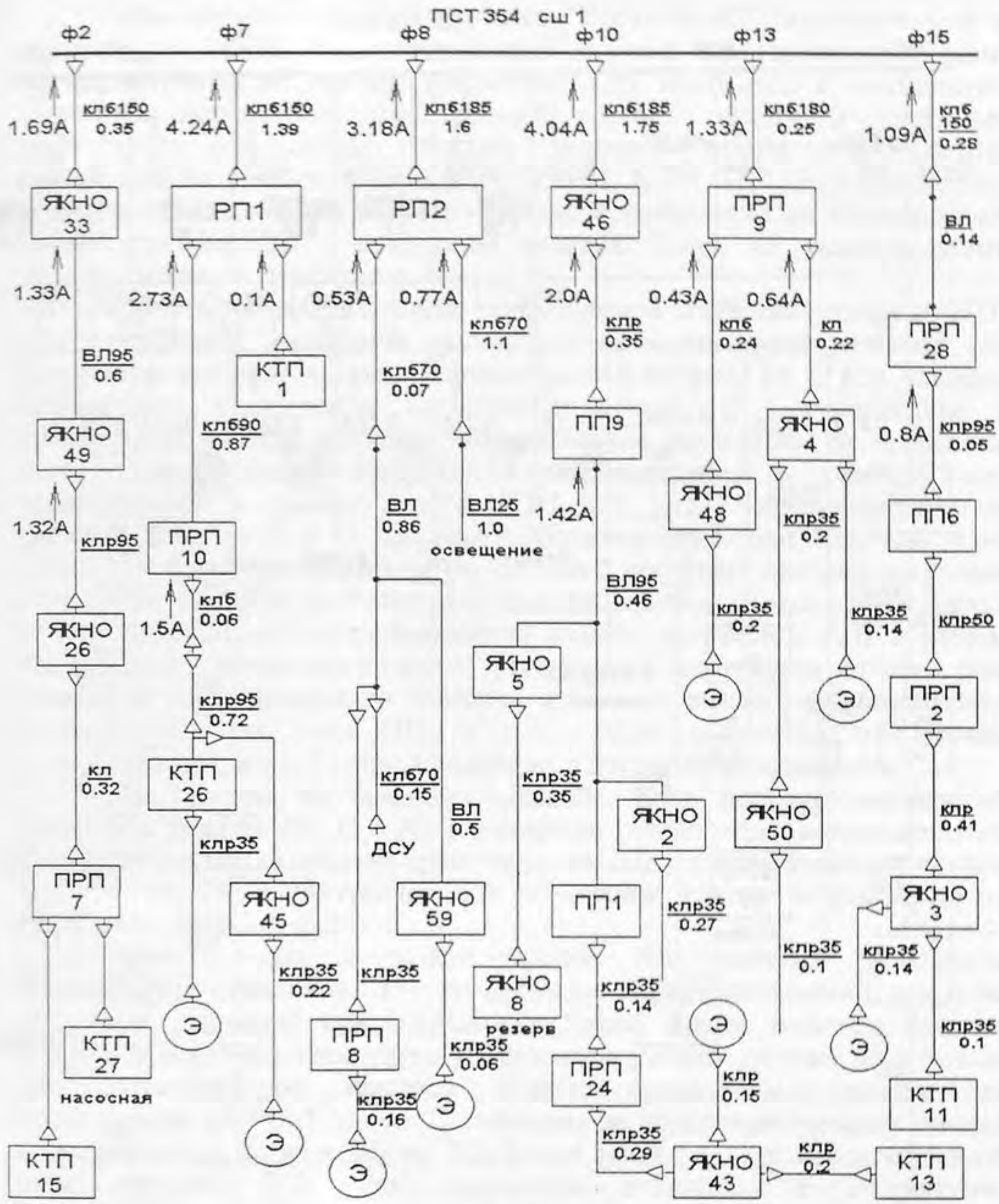


Рис.1. Блок-схема сети 6 кВ, подключенной к секции 1ПСТ 354: Э - экскаватор, ПРП, ПП - пункты приключения; КТП - комплектная трансформаторная подстанция

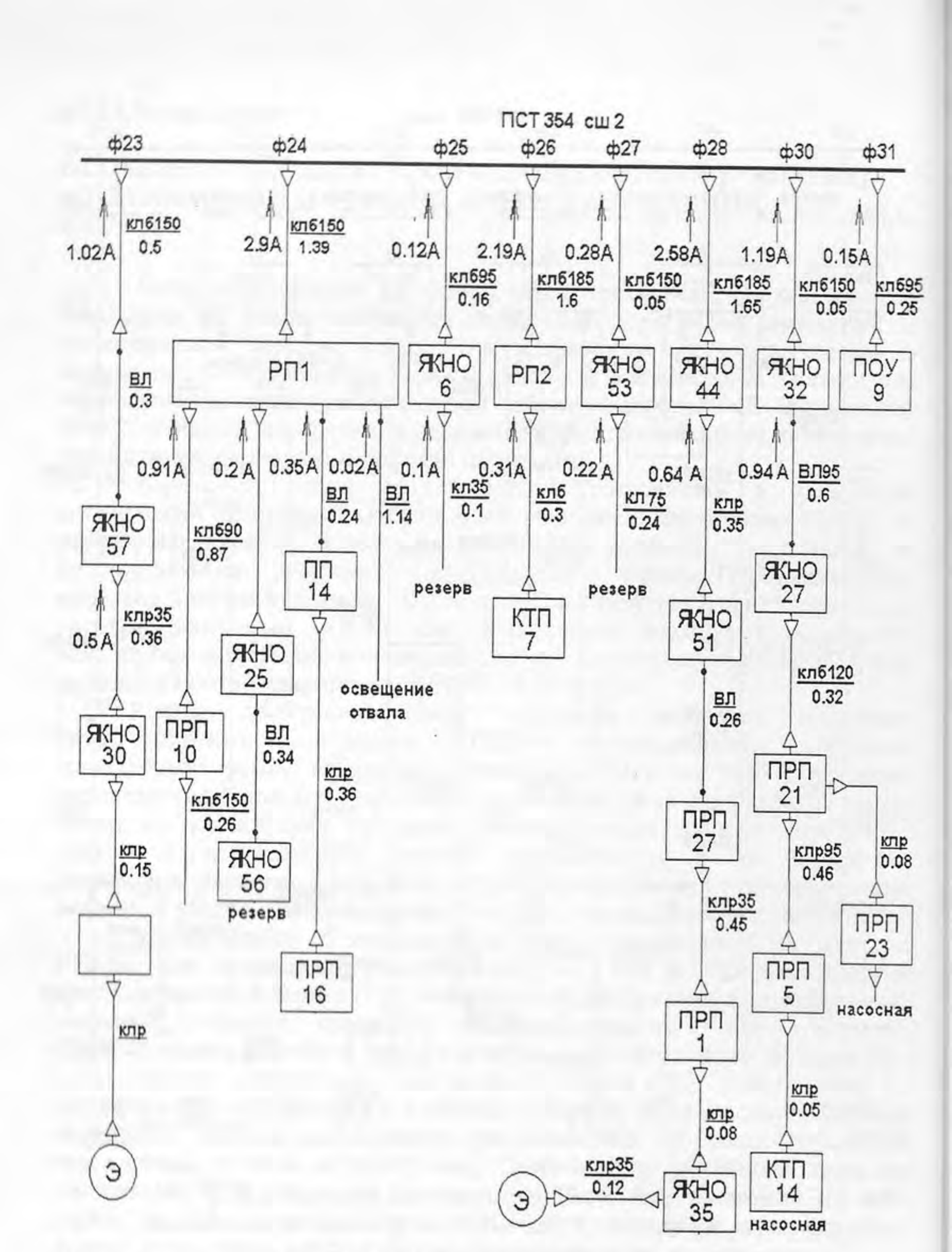


Рис.2. Схема сети 6 кВ ПСТ-354 система шин 2:
Э - экскаватор, ПРП, ПП - пункты приключения; КТП - комплектная трансформаторная подстанция

Блок-схема сети 6 кВ рудника "Восточный", подключенной к секциям 1 и 2 ГПП 354, представлена на рис.1 и 2. Представлен один из вариантов сети, так как карьерная сеть находится в постоянной динамике вследствие перемещений горных машин и насосных водоотлива. На схеме блоками указаны шунты подключения распределительной сети (шины ГПП, РП, КТП, ПРП и ЯКНО), тип линий и сечение: КЛБ и КЛР - кабель бронированный и резиновый соответственно, ВЛ - воздушная вставка. Здесь же указана длина участка линии в километрах.

Расчеты по распределению токов нулевой последовательности (НП) при однофазном замыкании выполнены по стандартной методике [3]. Результаты расчетов частично представлены на рис.1 и 2, где указаны направления и значения составляющих тока НП, протекающие в присоединениях при условии, что замыкание произошло за пределами этого присоединения. Например, при замыкании в участке сети, подключенной к фидеру 2 (ф.2, ГПП 354, рис.1) через подключения фидеров 7, 8, 10, 13 и 15 протекают соответственно токи 4.24, 3.18, 4.04, 1.33 и 1.09 А, а через подключение фидера 2 протекает ток, равный сумме этих токов, т.е. 13.88 А. Расчетные токи однофазного замыкания в местах установки защиты (централизованная защита на ГПП и РП) с учетом отключений при изменении структуры нагрузки (количества экскаваторов, станков и т.д.) сведены на таблице. Здесь для каждого присоединения указаны значения тока НП: в п.4 - при замыкании на данном присоединении, а в п.5 - при замыкании в других присоединениях.

Как видно из данных таблицы, при регламентированной настройке блоков ЛБ (1.8 А) и задержке отключения поврежденного присоединения, возможно срабатывание ЛБ на отключение фидеров 7, 8, 10, 24, 26, и 28. Аналогично возможны ложные отключения на РП-1 вводов (ф.7 и ф.24) и с.6.

Поэтому при настройке блоков ЛБ требуется обеспечить минимальные отклонения как по величине тока срабатывания, так и по времени отключения при одинаковых токах. Другое решение данного вопроса может быть достигнуто увеличением уставки по току до 4-5 А на ЛБ соответствующих фидеров. Однако приведенные расчеты для подключений на РП-2 (пункт 21, таблица) не объясняют причину отказов в срабатывании блоков ЛБ на РП-2 при замыканиях в высоковольтной цепи питания ДСУ. Это нарушение приводило к отключению соответствующего фидера защитой ПС 354. Объяснение таких отказов ответвлением токов замыкания через землю в нулевой провод других присоединений расчетами не подтверждается. В случае обрывов нулевого провода (например на ПРП 8) защита при правильном монтаже трансформаторов тока (с обратным выводом нулевого провода) настроена на суммарный ток НП, протекающий в фазных проводах подключенной линии, т.е. реагирование защиты не зависит от пути протекания тока НП в земле и заземляющих конструкциях. Поэтому причиной отказов может быть значительное уменьшение тока замыкания при обрыве металлосвязи в цепи обратного тока или схемные недостатки аппаратуры защиты.

Последнее обстоятельство представляется возможным, так как в аппаратуре ЦЗ имеются элементы блокирования защиты, надежность срабатывания которых и возврата в исходное состояние определяется надежностью схемы и ее элементов. Лабораторные испытания показали, что данная конструкция допускает значительную задержку возврата (деблокирования) защиты в исходное состояние.

Таблица 1

Расчетный ток однофазного замыкания на землю в месте установки защиты (участок сети 6 кВ, подключенный к секции 1,2 ГПП 354)

№ п/п	Наименование присоединения	Ток однофазного замыкания, А	
		замыкание на присоединении	замыкание в других присоединения
1	ПС-354 ф.2	13.9-16.01	1.69
2	ф.7	11.3-12.30	4.20-5.40
3	ф.8	12.4-14.20	3.18-3.50
4	ф.10	11.5-13.03	4.04-4.67
5	ф.13	14.2-16.40	1.33
6	ф.15	14.5-16.60	1.09
7	ф.23	9.10-13.30	1.02
8	ф.24	7.50-8.97	2.90-5.38
9	ф.25	10.0-14.20	0.12
10	ф.26	7.90-10.75	2.20-3.60
11	ф.27	9.80-14.10	0.28
12	ф.28	7.50-11.80	2.58
13	ф.30	8.90-13.80	1.20
14	ф.31	9.90-14.29	0.20
15	РП 1 ввод ф.7	12.70-13.70	2.82-3.96
16	ввод ф.24	8.97-10.40	1.44-3.96
17	с 6	12.80-14.90	2.73
18	с 7,15,16	14.60-17.60	0.1-0.9 и менее
19	РП 2 ввод ф.8	14.30-13.97	1.30-1.61
20	ввод ф.26	9.60-12.70	0.30-1.61
21	отходящие	9.80-14.20	0.30-1.60
22	ЯКНО 46	15.00-16.50	0.60-1.20
23	ЯКНО 44	9.50-13.70	0.65

Надежность работы карьерной сети также определяется защищенностью изоляции кабельной сети от внутренних перенапряжений, вызванных многочисленными коммутациями на землю. Ослабление прочности изоляции карьерной сети обусловлено большим количеством переходов от участков с большой прочностью (воздушные участки и бронированные кабельные линии) к участкам с относительно ослабленной изоляцией (шланговые кабели), а также большим числом ремонтных муфт и значительной энергией емкости самой сети. Емкость сети (на фазу) для приведенных на рис.1 и 2 вариантов сети составляет соответственно 4.7 и 3.2 мкФ.

По данным массовой регистрации перенапряжений [4] в распределительных сетях 6 кВ кратность дуговых перенапряжений при замыканиях на землю составляет $1.75 < k < 2.45$, а кратность

коммутационных перенапряжений при неблагоприятном сочетании параметров сети может достигать k_{max}=3.7. Особую опасность внутренние перенапряжения представляют для шланговых участков сети, которые подвергаются систематическим механическим воздействиям при перемещении горных машин (экскаваторов, станков). Опасность внутренних перенапряжений подтверждается тем, что первоначальная установка нелинейных ограничителей перенапряжений карьерного исполнения ОПНК-6 вместо вентильных разрядников на шинах подстанций привела к их быстрому разрушению, так как ОПНК-6 в отличие от РВМ-6 не отстроены от внутренних перенапряжений. Энергия перенапряжений, отводимая ОПНК, значительно превысила допустимую.

В связи с этим при повторной опытной установке ОПНК в 1996 г. предусмотрена не замена вентильных разрядников подстанции, а включение ОПНК на разных присоединениях. В течение трех месяцев установлено девять групп ОПН (в каждой по три аппарата на фазах А, В и С) в разных переключательных пунктах (ПРП) 10, 20, 27, 16 и др. и трансформаторных КТП 15, 28, 29, т.е. фактически параллельное включение 9 аппаратов на каждой фазе. Для равномерного распределения энергии, поглощаемой ОПН, параллельно включенные аппараты подбирались с минимальным отклонением вольтамперной характеристики. В лаборатории были измерены их характеристики для токов проводимости от 0.1 до 45 мА при воздействии испытательного напряжения промышленной частоты, соответствующих рабочих режимов и кратности внутренних перенапряжений. Полученные данные представлены на рис.3. Величина остающегося напряжения при токе 0.2 мА составила 0.9-1.8 кВ, а при токе 45 мА - 8.5-9.8 кВ. Соответственно отклонение остающегося напряжения уменьшается от ± 25% до ± 6%. Коэффициент нелинейности изменяется от 0.234-0.39 до 0.07-0.12 для токов 0.2-2 мА и 10-50 мА соответственно. Аппараты ОПНК-6 конструктивно не снабжены предохранительными клапанами для отвода избыточного давления в результате выделения энергии токов замыкания. Предотвращения взрывного разрушения фарфоровой изоляции ОПНК при его электрическом пробое достигнуто путем подключения их к шинам 6 кВ жестким проводом малого сечения, который срабатывает в качестве предохранителя на отключение поврежденного аппарата. Эксплуатация "разветвленного" подключения ОПНК в карьерной сети с января-марта 1996-1998 гг. показала достаточную надежность такой схемы. Значительных повреждений ОПНК за указанный период не отмечено.

Следует отметить, что выбор точек подключения и количество ОПН определяется в первую очередь динамикой схемы и уровнем возможных перенапряжений, который необходимо оценивать расчетным путем.

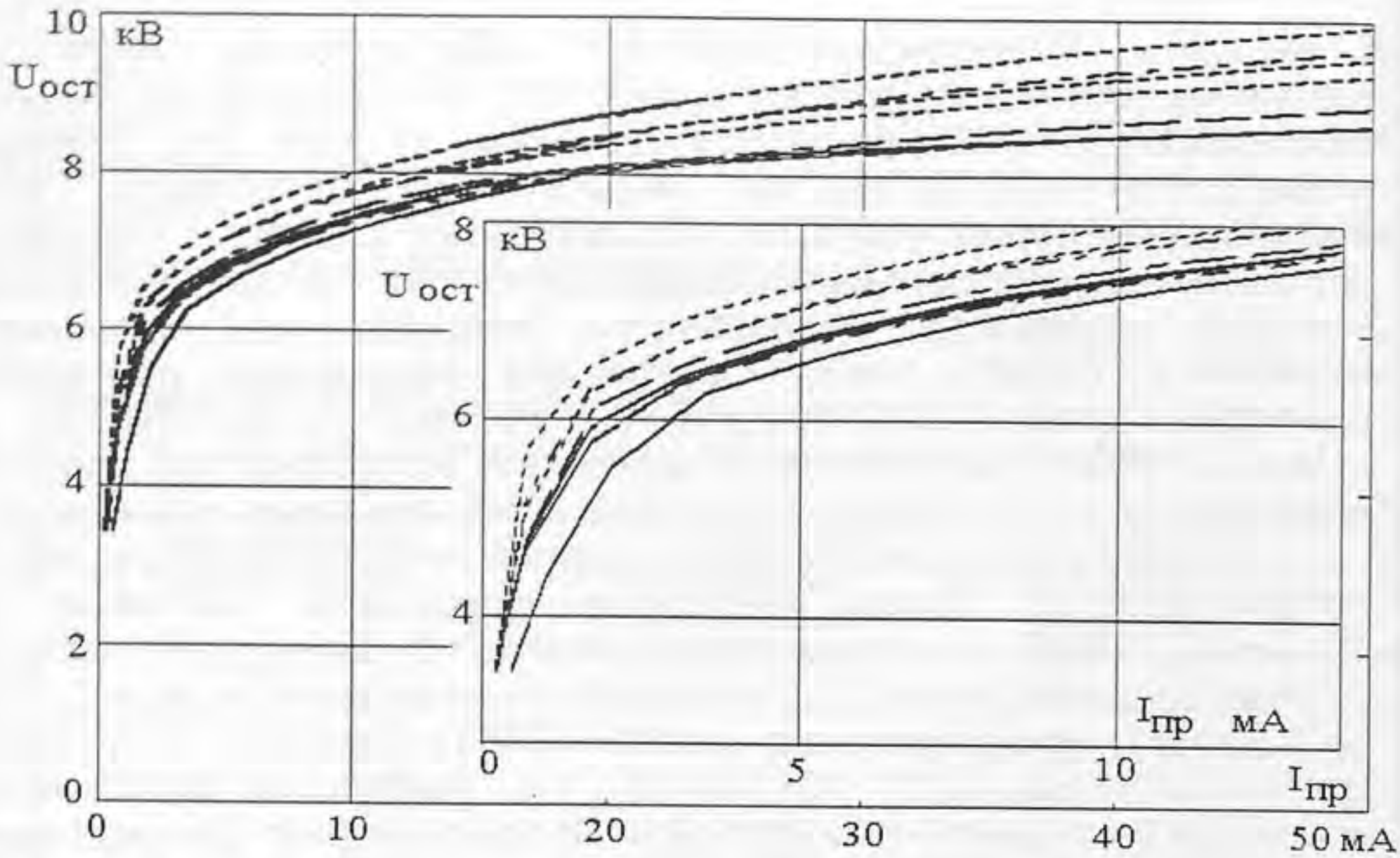


Рис.3. Рабочая часть вольтамперной характеристики ОПНК-6 (измерения для десяти аппаратов):
$U_{ост}$ - остающееся напряжение на ОПНК-6; $I_{пр}$ - ток проводимости

Основная трудность эксплуатации ОПН заключена в необходимости систематического контроля их состояния. В соответствии с требованиями изготовителя регламентируется ток проводимости при рабочем напряжении. Однако вследствие дороговизны ОПН на напряжение менее 35 кВ не комплектуются специальными устройствами для измерения тока проводимости. Демонтаж аппаратов для межремонтных лабораторных испытаний неприемлем из-за трудоемкости. Кроме того, после отключения ОПН изменение его параметров приводит к некоторому искажению результатов измерений В связи с этим актуальным является разработка достаточно дешевого, переносного и надежного (для применения в карьерных условиях) устройства, измеряющего регламентируемый ТУ параметр - ток проводимости. Изучение свойств основного элемента ОПН - варистора [5] показало целесообразность выявления начальной стадии изменения его нелинейной характеристики, которое проявляется в изменении активной и емкостной составляющих тока. Нелинейность резисторных элементов схемы замещения проявляется в появлении гармонических составляющих. Поэтому определение критической стадии эксплуатации ОПН при выработке его ресурса можно оценивать не по абсолютным значениям емкостной и активной составляющих тока проводимости, а по значениям изменения этих составляющих для конкретного ОПН. Кроме того, плотности активного тока варисторов составляют $(1.0\text{-}5.0)\cdot10^{-6}$ А/см^2 при плотности полного тока $(10\text{-}30)\cdot10^{-6}$ А/см^2, т.е. 10-17% [5]. Абсолютные

значения при рабочем напряжении могут отличаться на 50-100% (рис.3). Так как старение варисторов, т.е. изменение резистивных параметров параллельно-последовательной схемы замещения из R, C элементов приводит к увеличению не только активного, но и емкостного тока, более показательным является изменение гармонических составляющих тока. Следовательно, прибор контроля состояния ОПН должен позволять приводить замер следующих параметров: величины тока проводимости, величину четных и нечетных гармонических составляющих и (или) величины активной и емкостной составляющих, а обработка результатов периодического контроля должна включать сопоставление с данными предыдущих измерений.

Возможно также применение для оценки состояния ОПН термовизионного контроля. Важной характеристикой выработки ресурса ОПН может быть интегральная характеристика энергетических или токовых воздействий, аналогичная числу срабатываний вентильных разрядников. Для определения требований к техническим характеристикам прибора-счетчика таких воздействий необходимо определить граничные значения токов по величине и характеру изменения, для которых необходима регистрация, а также зависимость величины воздействия и его степени опасности. Однако применение такой аппаратуры в сетях 6-10 кВ возможно в ограниченном количестве точек - в наиболее ответственных участках сети.

Выводы

Результаты расчетов распределения составляющих токов однофазных замыканий в карьерной сети и характеристика централизованной защиты показывают необходимость продолжения работ по совершенствованию систем релейной защиты.

На примере опытной эксплуатации ОПНК-6 в сети 6 кВ показана целесообразность группового (параллельного) включения ОПН, подбора вольтамперных характеристик ОПН, работающих параллельно, подключения их через “предохранительные” устройства, предотвращающие взрывное разрушение фарфоровой изоляции. Показана необходимость разработки приборов диагностики ОПН и определены их характеристики, требующие систематического контроля.

ЛИТЕРАТУРА

1. А.С. № 1138874 (СССР). Устройство для защиты от замыканий на землю в сетях с изолированной нейтралью. / Ягудаев Б.М., Назаров В.В., Поляков В.В.; 29.07.83 г., № 3629867/07; в Б.И., 1985. - № 5.
2. А.С. № 1350733 (СССР). Устройство для защиты от однофазных замыканий на землю в сетях с изолированной нейтралью. / Назаров В.В., Ягудаев Б.М., Поляков В.В.; заявл. 01.11.85 г., №3971047; опубл. в Б.И., 1987. - № 41.

3. Справочник энергетика карьера. Под ред. В.А.Голубева: - М.: Недра, 1986. - 420 с. с илл.
4. Борисов В.Н., Халилов Ф.Х. Защита от перенапряжений в электрических сетях 6-35 кВ. - Кайнар.: "Кайнар", 1991. - 184 с. с илл.
5. Афанасьев А.И., Богатенков И.М. Высоковольтные испытания электрических аппаратов. - Ч.1. Испытания нелинейных ограничителей перенапряжений. - С.-Петербург.: СПбГТУ, 1998. - 135 с.

А.Н.Данилин, В.Н.Селиванов

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЫСОКОЧАСТОТНЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ВО ВТОРИЧНЫХ ЦЕПЯХ ПОДСТАНЦИЙ 110 КВ И ВЫШЕ

Высокочастотные перенапряжения в низковольтных цепях управления защиты и связи подстанций возникают, как указано в работе [1], в следующих случаях:

в начальные моменты коротких замыканий на шинах подстанций и при не удаленных коротких замыканиях на присоединениях;

при работе короткозамыкателей;

при электрических пробоях межконтактных промежутков высоковольтных выключателей;

при срабатывании искровых промежутков;

при коммутациях разъединителями холостых участков шин.

Коммутации холостых шин являются наиболее частой плановой операцией и, как показывает практика, наиболее вероятной причиной высокочастотных (ВЧ) перенапряжений. При коммутации возникает перемежающаяся дуга, зажигание и погасание которой сопровождается высокочастотным переходным током.

Процессы при коммутации ненагруженных шин описываются зависимостями, приведенными в методических указаниях. Характер общего переходного процесса представляется [1]

$$U = E_n + U_1 + U_2 \ ,$$

где E_n - питающее напряжение;

U_1 - переходное напряжение на коммутируемой шине;

U_2 - напряжение подзаряда шин со стороны ВЛ.

В первом приближении составляющие переходного напряжения на холостой шине

$$U_1(t) = E_1\, e^{-\frac{t}{T_1}} \cos\omega t;\; U_2(t) = E_2\, e^{-\frac{t}{T_2}}, \qquad (1)$$

где E_1, E_2 - потенциалы в момент коммутации.

$$\omega = \sqrt{\frac{C_n + C_x}{L \cdot C_n \cdot C_x}};\; L = L_n + L_x, \qquad (2)$$

C_n, C_x, L_n, L_x - емкости и индуктивности питающей и холостой шин;

T_1, T_2 - постоянные времени.

Оценка значений амплитуды осцилляции, ее периода и затухания выполняются на основе обсчета схем замещения шин и оборудования подстанций. Ошибка в оценке индуктивностей и емкостей шин и подключенного оборудования может достигать 30-40%. Наиболее сложно оценить параметры, влияющие на затухание процессов и их амплитуду. Здесь ошибка может быть многократной. Сложным и неоднозначным остается вопрос обнаружения трактов прохождения высокочастотных осцилляций ко вторичным цепям, а также оценка этих трактов и путей снижения их пропускной способности по ВЧ перенапряжениям.

Рассмотрим более детально коммутацию ненагруженных шин. Процесс горения перемежающейся дуги одинаков как при включении разъединителей, так и отключении, только развивается в обратных порядках. На рис.1 приведены ток через разъединитель и напряжение на отключенном участке шин при отключении разъединителей. В момент прохождения тока через ноль напряжение на участке максимально (емкостной характер нагрузки) и равно напряжению шины со стороны генератора. Ток дуги прекращается, напряжение отключенного участка остается постоянным, а напряжение шин со стороны генератора изменяется. Когда разность напряжений между ними ΔU достигает величины пробивного напряжения $U_{\text{ПР}}$, происходит пробой зазора между расходящимися ножами разъединителя и протекает ток высокочастотной осцилляции, амплитуда которого зависит от ΔU. Процесс пробоя повторяется каждый полупериод и прекращается, когда пробивное напряжение увеличивающегося зазора станет выше двойного амплитудного напряжения фазы, т.е. $U_{\text{ПР}} > 2U_{\text{ФМ}}$. Эта серия осцилляций создает наведенные ВЧ перенапряжения во вторичных цепях.

Изучение параметров ВЧ перенапряжений для конкретных подстанций обычно начинается при возникновении аварий во вторичных цепях. Как правило, полной оценки явления, а именно определения каналов прохождения наведенных потенциалов, их амплитуд и затуханий в различных точках вторичных цепей, выполнить не удается. Устранение аварий производится путем защиты пораженных цепей: усилием изоляции, установкой защитных шунтирующих элементов, например, стабилитронов и т.п.

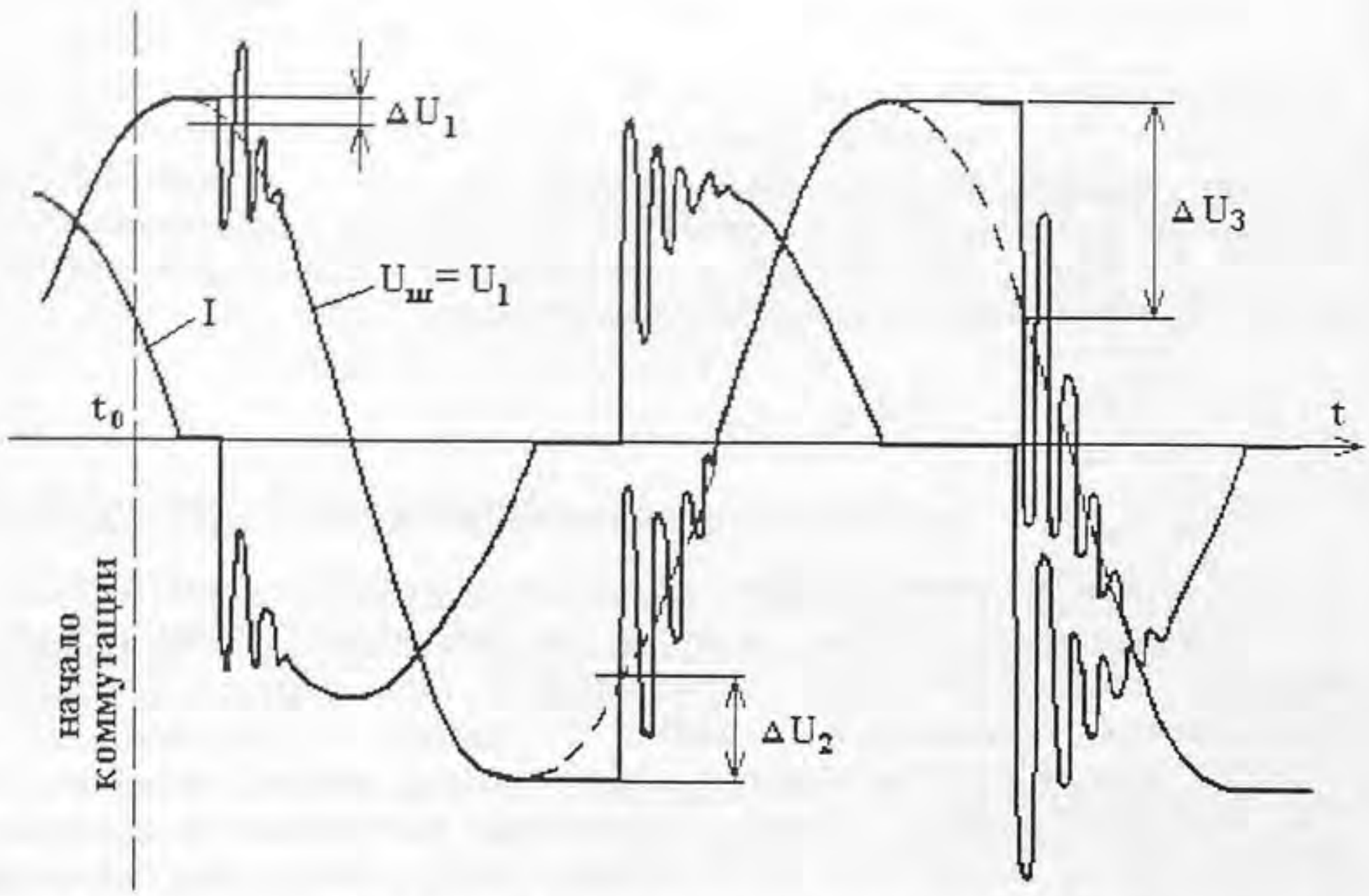


Рис.1. Возникновение ВЧ осцилляций при коммутации разъединителей

Изучение явления затруднено тем, что в условиях эксплуатации многократные опыты, при которых возможна тщательная регистрация процессов, как правило, невозможны. Действительно, для регистрации наведенных потенциалов в различных точках вторичных цепей, а также отслеживания трактов их прохождения необходимы многократные коммутации выключателей или разъединителей, что по условиям эксплуатации недопустимо из-за ограниченности оперативного ресурса оборудования. В связи с этим эффективность применяемых мер защиты вторичных цепей недостаточно обоснована. Расчетные методы, как указывалось, могут давать значительную ошибку.

Несмотря на то, что данные явления на различных подстанциях аналогичны, параметры, определяющие величину и форму наведенных ВЧ перенапряжений, могут значительно отличаться. Это зависит от ряда параметров: соотношения емкостей на землю ненагруженных и подводящих шин, волнового сопротивления ВЛ, удаленности от питающего трансформатора, сопротивления контура заземления подстанции, взаимного размещения кабельных линий от оборудования ко вторичным цепям, являющимися основными трактами прохождения наводок и др.

В связи с изложенным был разработан и применен экспериментальный метод определения наведенных ВЧ перенапряжений во вторичных цепях, основанных на генерировании коммутационной осциляции с параметрами, соответствующими тем, которые возникают при коммутациях холостыми шинами.

Осцилляция генерируется при непосредственном использовании оборудования подстанции, конструктивные параметры которого определяют электрические параметры ВЧ перенапряжения. Исследования проводятся при полностью отключенном рабочем напряжении подстанции.

Рассмотрим процесс моделирования коммутации ненагруженных шин 330 кВ на примере ПС 204 АО "Колэнерго". Работы по исследованию ВЧ перенапряжений именно данной ПС выполнялись по причине частых аварий во вторичных цепях при коммутациях.

Упрощенная схема цепей 330 кВ приведена на рис.2. Наиболее характерной плановой коммутацией является поочередный вывод из работы автотрансформаторов АТ1 и АТ2 для проведения ремонтов. При этом сначала выключается соответственно выключатель 1В или 2В, а потом соответствующий разъединитель 1РЛ или 2РЛ. При вводе в работу АТ последовательность включения обратная. Всякий раз имеет место включение или отключение участка ненагруженных шин 330 кВ под напряжением (между 1В и 1РЛ или 2В и 2РЛ).

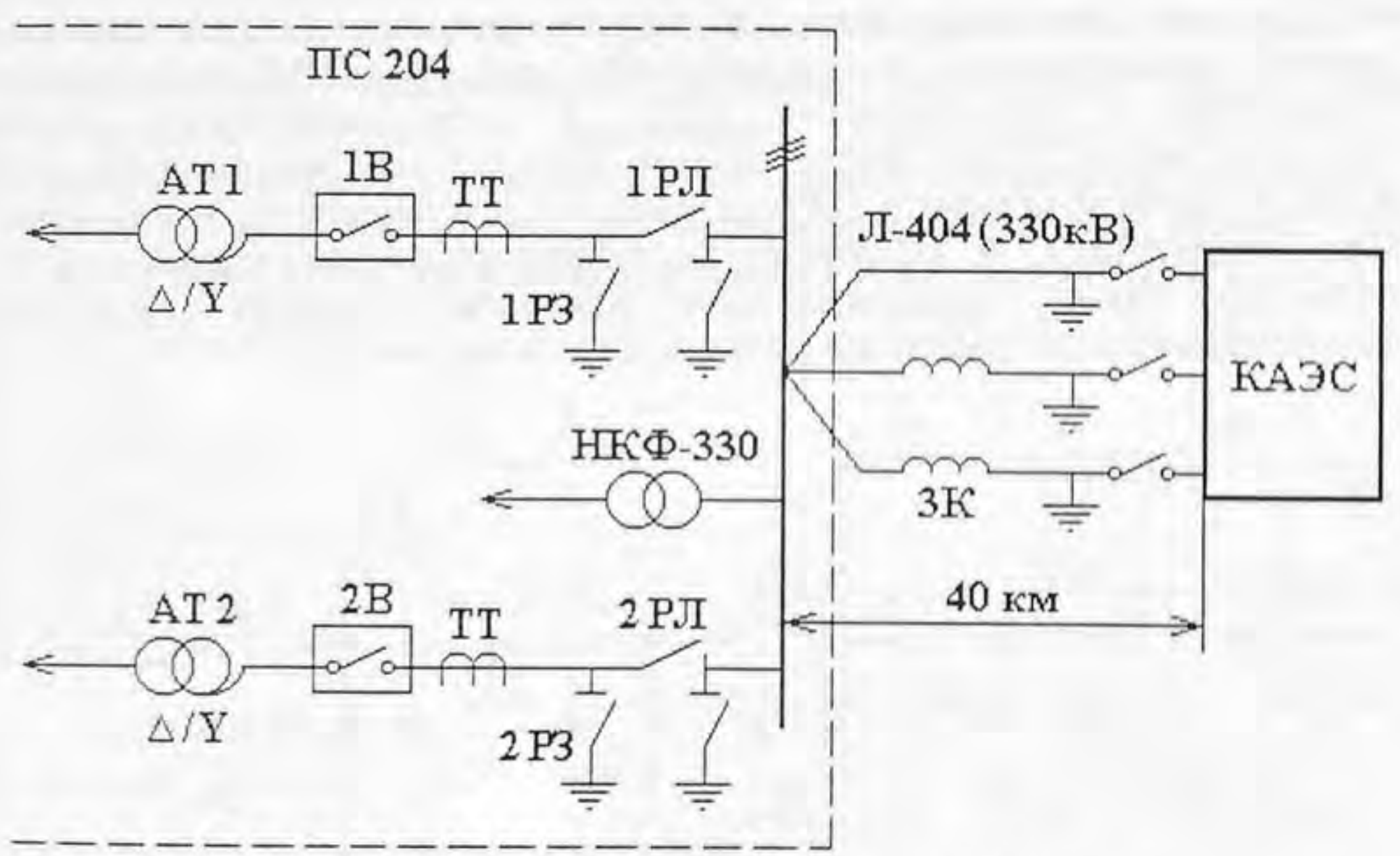


Рис.2. Принципиальная схема участка 330 кВ ПС 204

Эксперименты по моделированию и регистрации ВЧ перенапряжений выполнялись в период полного отключения подстанции со стороны Кольской АЭС, при этом ВЛ заземлялась на стороне КАЭС, длина ВЛ до которой составляет 40 км.

Метод основан на следующих положениях.

1. Параметры ВЧ перенапряжения при коммутации ненагруженных шин линейными разъединителями, а именно:

амплитуда, частота и затухание зависят от уровня напряжения и конструктивных параметров коммутируемых участков шин и подключенного оборудования: трансформаторов тока и напряжения, контакторов выключателей, заградительных катушек ВЧ связи, волновых сопротивлений ВЛ и др. Эти параметры определяют распределенные их емкости на землю и индуктивности.

2. Частота и затухание ВЧ перенапряжения, возникающего в момент пробоя зазора разъединителя не зависит от того, с какой стороны разъединителя подается напряжение.

3. Частота ВЧ составляющей, которая воздействует на вторичные цепи, на порядки выше частоты сети. (На рис.1 соотношение частот утрировано).

Моделирование процесса пробоев зазора между ножами разъединителя заключается в том, что элементы шин и оборудования используется в качестве формирующих элементов ВЧ перенапряжений. В однофазном варианте схема замещения и формирования приведена на рис.3. Коммутации линейными разъединителями выполняются при отключенных 1В и 2В. Возможны следующие варианты схем замещения, поскольку разъединители отключаются неодновременно. В первом варианте, когда отключают первый разъединитель (напри-мер, 1РЛ, рис.3), а 2РЛ еще замкнут (положение 2 разъединителя 2РЛ), в схему замещения входят элементы между 2РЛ и выключателем 2В, такие же как и между 1РЛ и 1В. Во втором варианте (2РЛ разомкнут) эти элементы отсутствуют. При коммутации в обратной последовательности (сначала 2РЛ) параметры схемы замещения могут отличаться в связи с тем, что оборудование конструктивно размещается несимметрично.

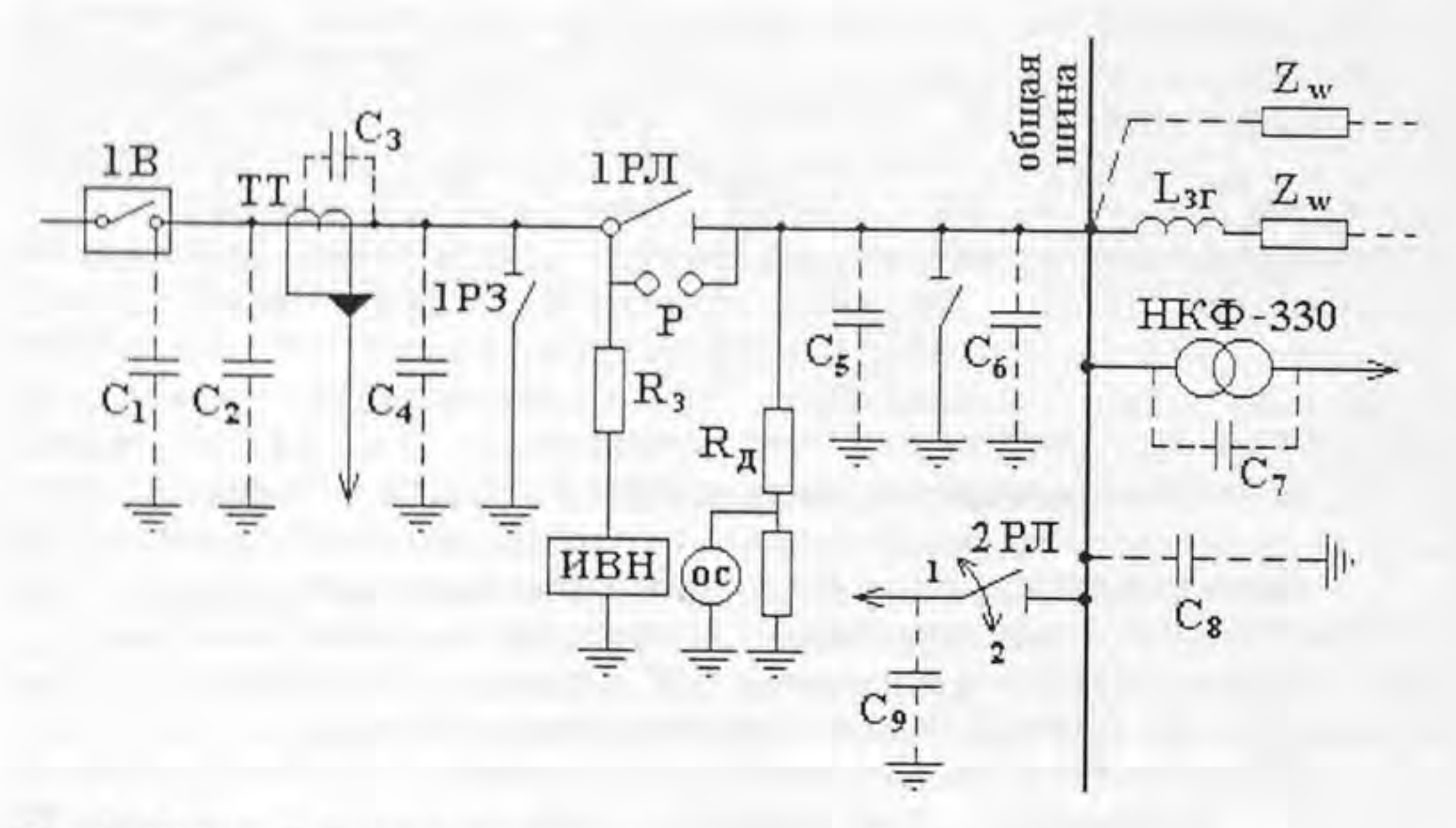


Рис.3. Схема формирования коммутационной осцилляции

На рис.3 приведена схема фазы, подключенной к ВЛ через заградительную катушку связи, и приводятся только емкости шин и оборудования, индуктивности ошиновки не показаны, при этом:

C_1 - входная емкость выключателя;

C_2, C_4, C_5, C_6, C_8, C_9 - емкости шин и узлов РЛ и РЗ;

C_3 - емкость между шиной и вторичной обмоткой ТТ;

C_7 - проходная емкость трансформатора напряжения;

$L_{3Г}$ - индуктивность заградительной катушки;

Z_W - волновое сопротивление фазы.

Высокочастотная осцилляция генерируется при разряде емкости участка фазного шинопровода между 1РЛ и 1В на общую ошиновку (рис.3). Для этого участок заряжается от источника высокого напряжения (ИВН) через высокоомное зарядное сопротивление R_3.

Коммутация производится через искровой разрядник P, а регистрируется осцилляция осциллографом (ОС) через активный делитель напряжения R_g. Упрощенная схема замещения для фаз, подключенных к ВЛ через заградительную индуктивность, приведена на рис.4А, для фаз, подключенных непосредственно к ВЛ - на рис.4Б. На этих схемах R_1 - сопротивление, определяющее затухание осцилляции. Полные схемы замещения для расчетов представляют собой цепные многоконтурные схемы, метод расчета которых и программное обеспечение разработаны в НИИПТ и в статье не рассматриваются. Фрагмент цепной схемы замещения для расчета коммутационных процессов приведен на рис.5.

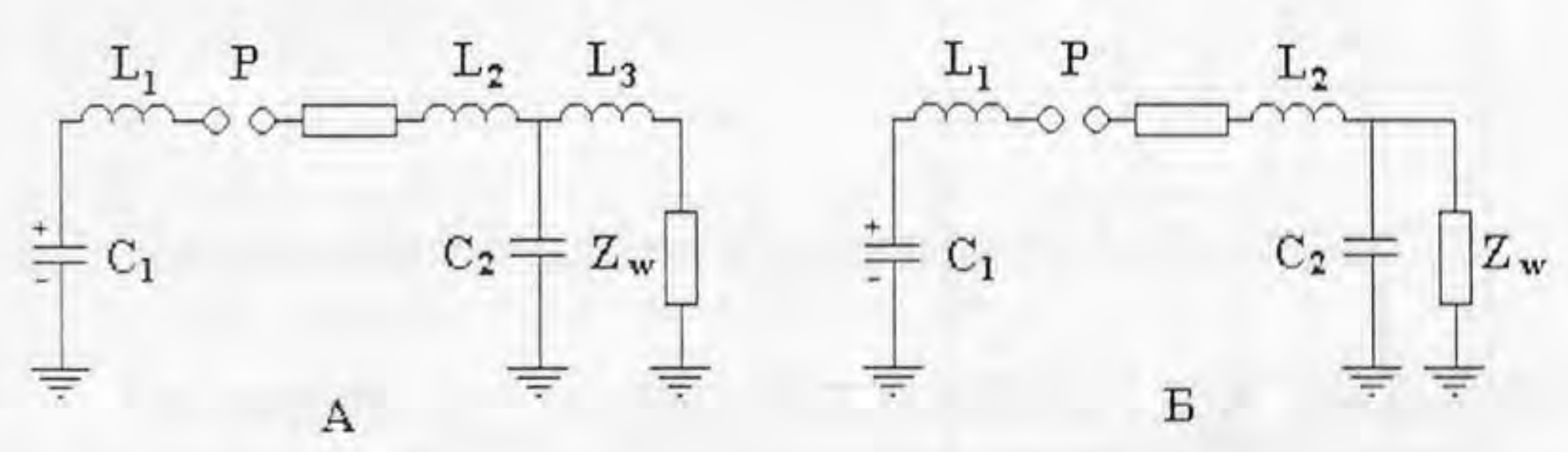


Рис.4. Упрощенные схемы замещения

Согласно (2) частота осцилляции определяется значением емкости и, как показывают расчеты и опыты, лежит в интервале от 0.3 до 0.8 Мгц. Декремент затухания осцилляции из опытов составляет 1.5 и выше. В связи с этим затухание практически до нуля происходит за время менее 100 мкс. В этом случае волновое сопротивление ВЛ можно рассматривать как сосредоточенное сопротивление. Отраженный сигнал в опытах на ПС 204 от замкнутых на землю проводов на КАЭС возвращался через 270 мкс.

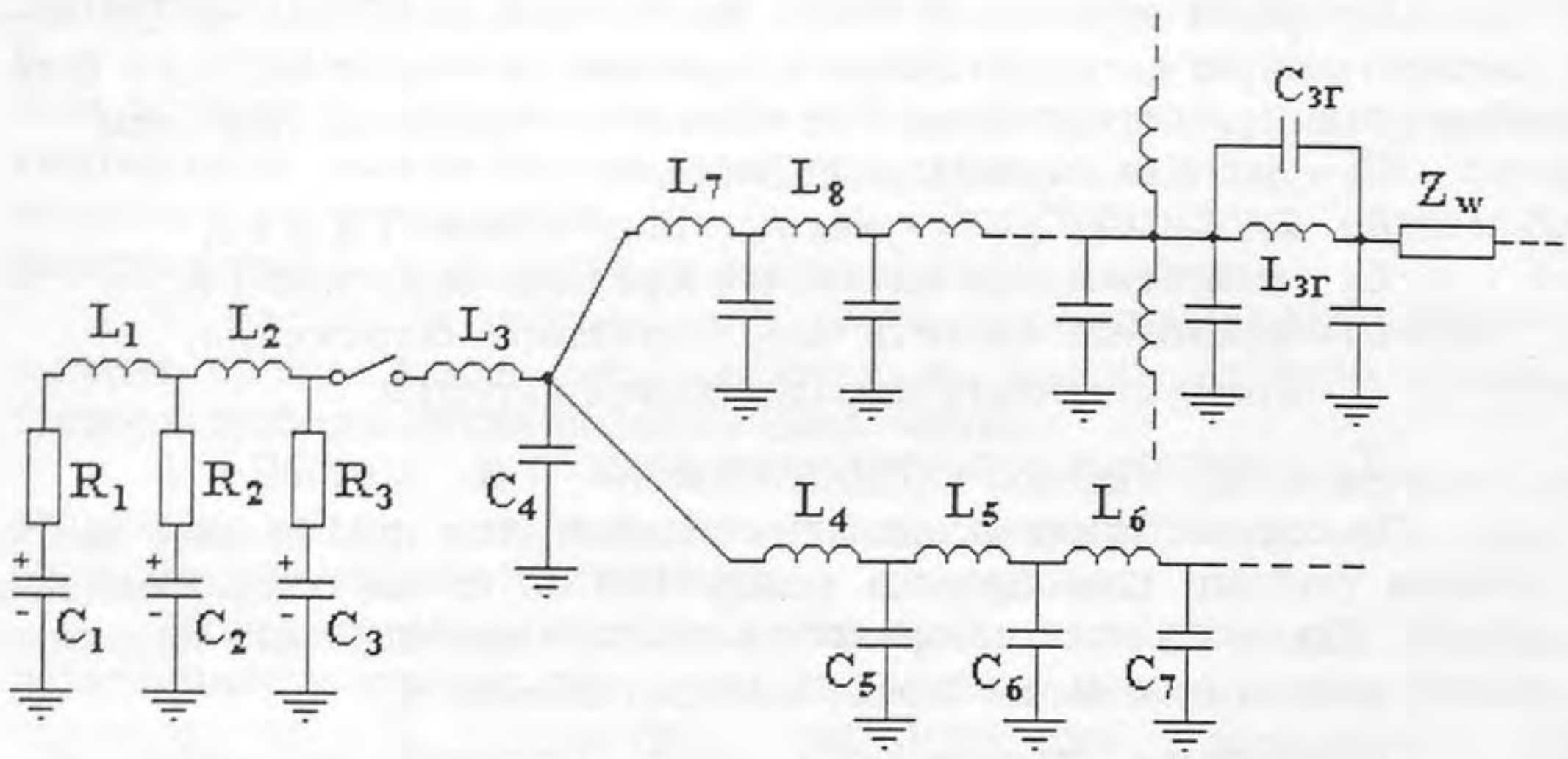


Рис.5. Фрагмент цепной схемы замещения

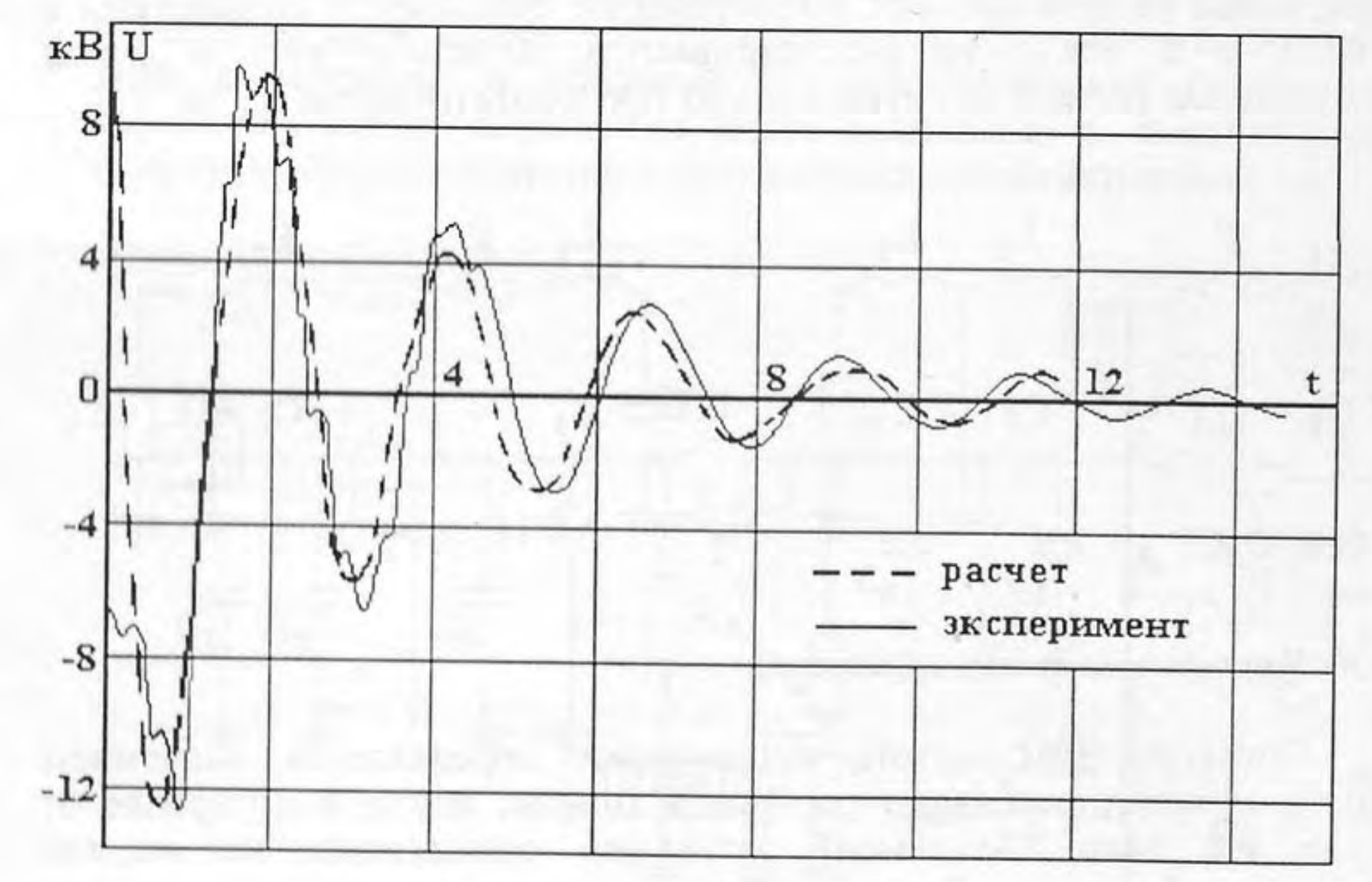


Рис.6. ВЧ осцилляция на фазе с заградительной индуктивностью
Условия опыта: 1РЗ - включен на землю

На рис.6,7 приведены расчетные зависимости напряжения осцилляции в точке измерения (рис.3) в различных режимах коммутации и совмещенные с ними осциллограммы. L и C параметры в схемах замещения задаются исходя из конструктивных параметров оборудования, при этом решающее влияние на их величины оказывают размеры шинопроводов. Величины сопротивлений R подбирались в зависимости от затухания осцилляции, полученной экспериментально. Можно отметить хорошее совпадение расчета и эксперимента.

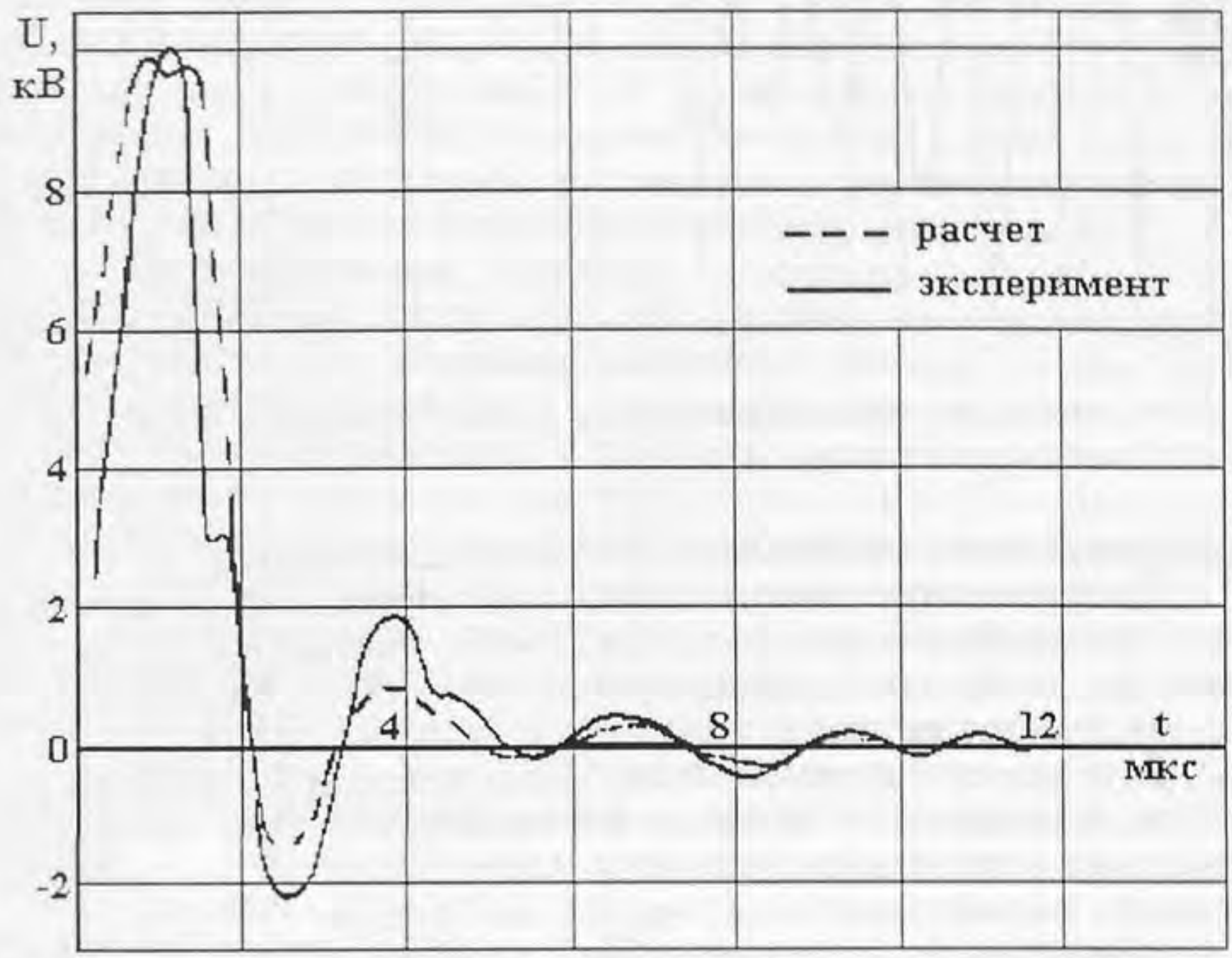


Рис.7. ВЧ осцилляция на фазе без заградительной индуктивности
Условия опыта: 1РЗ - выключен

Одновременно проводились измерения ВЧ наведенных перенапряжений во вторичных цепях: системе связи МКТ, релейных и измерительных цепях. В осцилляции, наведенной во вторичных цепях, присутствует гармоника основной частоты осцилляции в коммутируемых шинах, а также более высокочастотная составляющая на начальном участке осциллограммы с амплитудой, близкой или превосходящей основную гармонику. Пример регистрации ВЧ перенапряжения во вторичной обмотке НКФ-330 приведен на рис.8. Расчетная оценка каналов прохождения ВЧ наводок во вторичных цепях в данной статье не рассматривается.

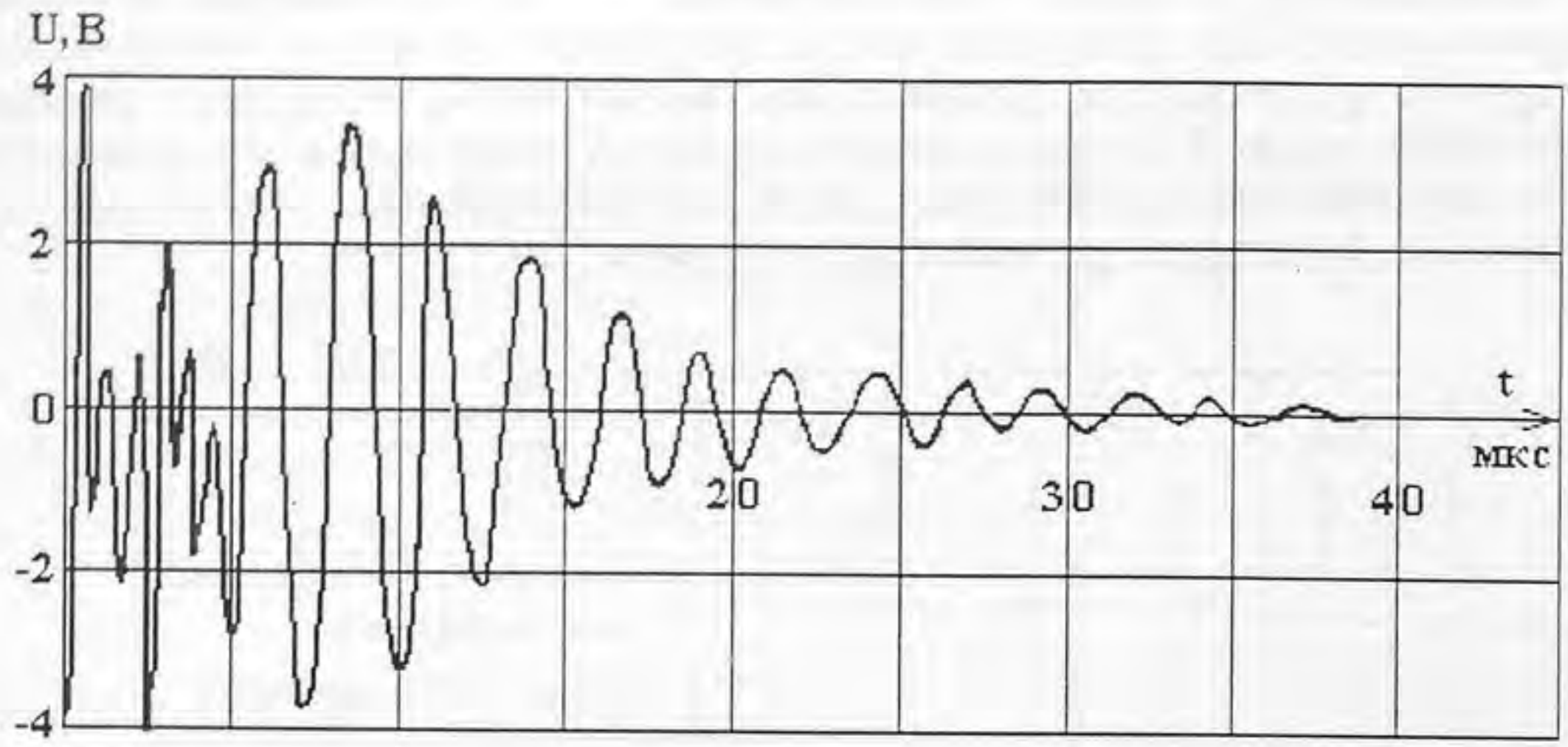


Рис.8. Осцилляция во вторичной обмотке трансформатора НКФ-330
Условия опыта: см. рис.5

По результатам работы сделаны следующие выводы.

1. Предложен экспериментальный метод изучения коммутационных ВЧ перенапряжений в высоковольтных и вторичных цепях подстанций, корректность которого подтверждается хорошим совпадением с расчетными значениями осцилляций в высоковольтных цепях.

2. Данный метод позволяет более точно определить параметры схем замещения, влияющие на затухание ВЧ осцилляции при производстве коммутаций на конкретной подстанции. Метод может быть использован для уточнения параметров схем замещения подстанции.

3. Возможность производства многократных опытов по предложенной методике в период отключения подстанций позволяет определить величину и каналы прохождения наведенных ВЧ перенапряжений во всех узлах вторичных цепей и, соответственно, разработать методы их снижения для конкретной подстанции.

Опыты, проведенные на ПС 204 по изложенной методике, позволили выявить пути прохождения ВЧ перенапряжений во вторичные цепи и защитить блоки МКТ и вторичные цепи трансформаторов напряжения от регулярных аварий, происходящих при плановых коммутациях разъединителями.

ЛИТЕРАТУРА

1. Методические указания по ограничению высокочастотных коммутационных перенапряжений и защите от них электротехнического оборудования в распределительных устройствах 110 кВ и выше // Энергетик. - № 11. - 1995 г.
2. Методические указания по защите вторичных цепей и подстанций от импульсных помех. РАО ЕЭС России, решение № 3-1/93 от 29.05.93 г.

Ю.М.Невретдинов

ВОЗНИКНОВЕНИЕ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ ПОМЕХИ ПРИ ДЕФЕКТАХ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Появление помехи в высокочастотном канале релейной защиты магистральных линий блокирует работу защиты этих линий, что является недопустимым при возникновении аварийных ситуаций. Наличие помехи обнаруживается на осциллограммах аварийного осциллографа при отказах противоаварийной автоматики, а также при неправильном реагировании на ненормальные режимы. Указанные нарушения появляются относительно редко, однако их устранение чрезвычайно затруднено в связи с неустойчивым характером проявления и трудностью определения источника помехи.

Рассматриваемая ситуация длительно возникала в работе защиты ДФЗ-504 линии 330 кВ (Л-400) на подстанции ПС-202. Предположения о внешнем источнике помехи (в том числе при работе радиолокационных установок) не подтвердились после проведения экспериментов с локацией излучения, которое показало расположение источника на территории ОРУ 330. Дополнительное усиление металлосвязи элементов высокочастотного присоединения с общим контуром заземления также не дало результатов.

Осциллограммы регистрации помехи представлены на рис.1. Зарегистрирована длительность помехи от единиц и десятков секунд до 2 минут. На осциллограммах прослеживается повторяемость пакетов помехи с частотой 100 и 50 Гц. Отметим, что вследствие инерционности шлейфных осциллографов высокочастотная составляющая и максимумы помехи не фиксируются на осциллограммах. Начало первого импульса помехи не совпадает с максимумами фазных напряжений и соответствует переходу U_{co} или U_{ao} через 0. Прерывистость помехи, устойчивость по фазе к напряжениям U_{ao}, U_{bo} и U_{co} и начальный выброс у отдельного пакета указывает на процессы искрообразования, которые могут возникать при разрыве проводника или пробое дефекта изоляции оборудования, находящегося в гальванической связи с проводами линии. Поэтому для оценки влияния внутренних дефектов оборудования на возникновение помехи была разработана специальная математическая модель.

Однолинейная схема высокочастотного канала релейной защиты линии представлена на рис.2. В цепи, гальванически связанной с проводами линии, находятся высокочастотный заградительный фильтр (ВЗ), конденсатор связи (КС), первичная обмотка трансформатора фильтра присоединения (ФП) и защитный разрядник (РВМ). Трехфазная модель включает модель линии, составленную из П-ячеек (**C-L-R-C**) с учетом емкостной связи между фазами.

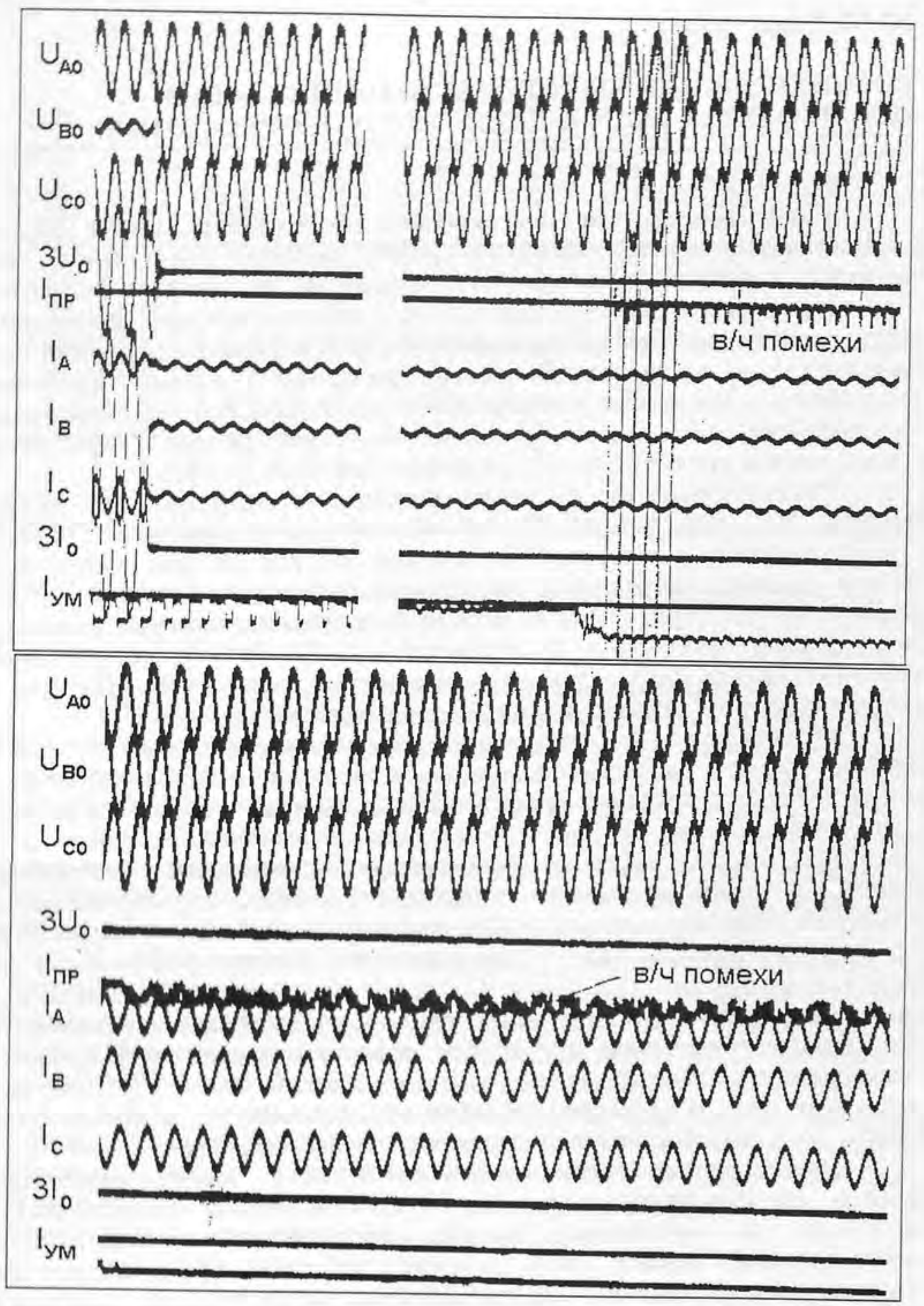


Рис.1. Осциллограммы регистрации высокочастотной помехи шлейфным осциллографом в канале РЗ Л-400 на ПС-200

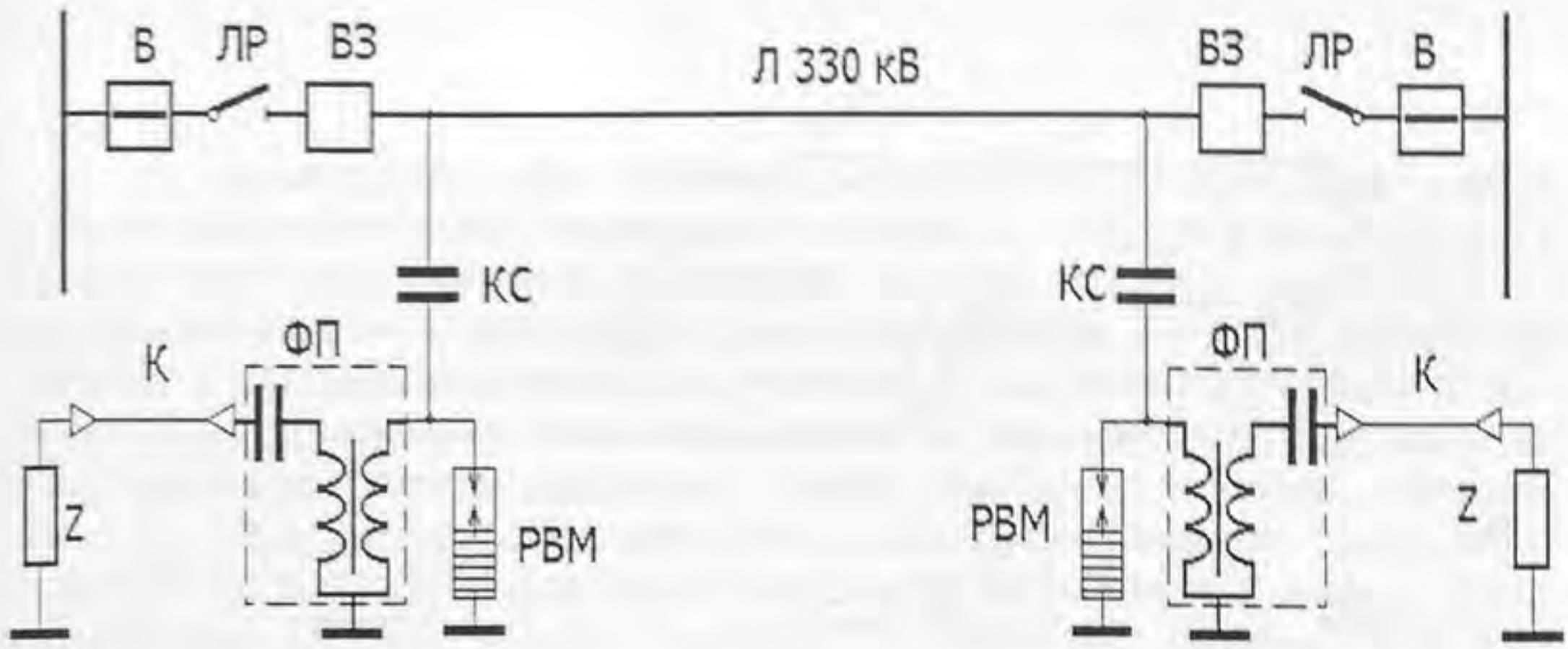


Рис.2. Однолинейная схема высокочастотного тракта релейной защиты Л 330 кВ:
В - выключатель, ЛР - линейный разъединитель, ФП - фильтр присоединения, КС - конденсатор связи, РВМ - защитный разрядник, К - высокочастотный кабель, ВЗ - высокочастотный заградитель

Дефекты высокочастотных заградителей (ВЗ) возможны в виде обрывов или нарушения изоляции элементов настройки: конденсаторов, добавочной защитной катушки, а также защитных разрядников. Обрывы могут быть следствием механических воздействий, а нарушение изоляции - следствием воздействия перенапряжений. Наиболее слабым элементом являются конденсаторы ВЗ. Упрощенная эквивалентная схема для расчета влияния дефектов ВЗ на появление помехи представлена на рис.3а, в которой $\mathbf{R_р}$ моделирует обрыв конденсаторов настройки $\mathbf{C_н}$, а, $\mathbf{R_п}$ - пробой конденсаторов $\mathbf{C_н}$ или искрового промежутка защитного разрядника (РЗ) при нарушении его вольтсекундной характеристики .

Конденсатор связи (КС) состоит из двух последовательно соединенных элементов (секций) типа СМП-166/√3-6,4Л1, каждый из которых набран из конденсаторных пакетов, включенных последовательно-параллельно. Возможные *дефекты КС*: 1) обрыв соединений конденсаторных пакетов секции с фланцем или обрыв соединений между пакетами, ведущие к полному разрыву в емкостной цепи; 2) обрывы соединений между пакетами, при которых изменяется емкость группы пакетов и перераспределение напряжения в элементах КС; 3) локальное ослабление изоляции пакета, перекрытие которого приводит к увеличению суммарной емкости элемента КС.

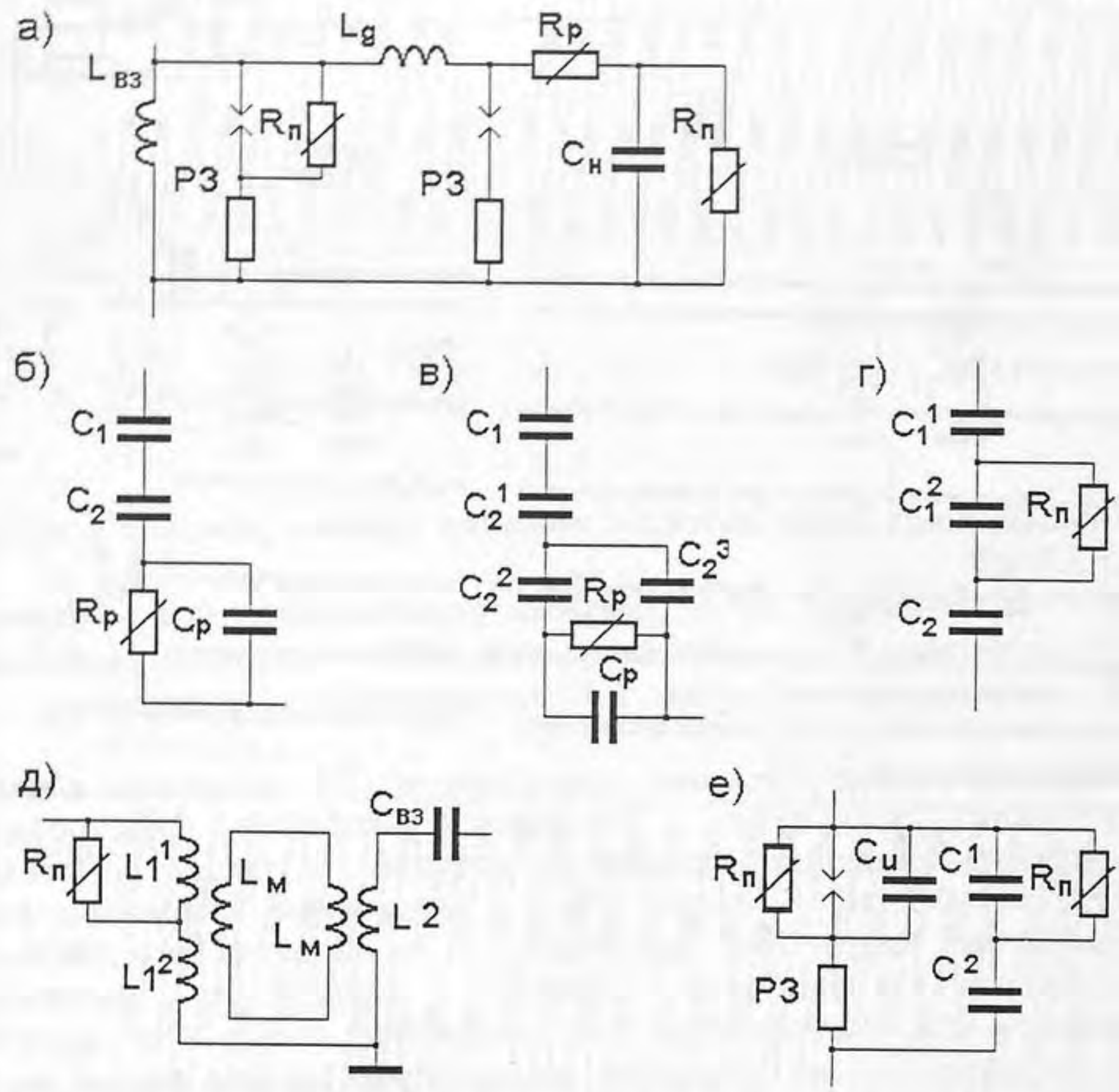


Рис.3. Схемы замещения дефектов оборудования:
а - элементов высокочастотного заградителя; б,в,г - конденсаторов связи; д - трансформатора фильтра присоединения; е - разрядника фильтра присоединения: $L_{ВЗ}$ *,* $L_Д$ *- индуктивности заградителя и добавочной катушки; РЗ - защитные разрядники;* C_H *- конденсатор настройки;* R_P *,* $R_П$ *- динамические сопротивления разрыва соединения и перекрытия изоляции;* C_1 *,* C_2 *- емкости секций конденсатора связи (КС);* C_1^1*,* C_1*,* C_2^1*,* C_2^2*,* C_2 *- эквивалентные емкости пакетов КС после перекрытия или разрыва;* L_1^1*,* L_1^2*,* L_2 *- индуктивности обмоток трансформатора фильтра присоединения;* L_M^1*,* $L_м$ *- модель трансформатора;* $C_И$ *- емкости искрового промежутка разрядника;* C^1*,* C^2 *- частичные емкости изоляции разрядника*

В рассматриваемых случаях паразитные емкостные связи качественно не меняют физические процессы и могут лишь повлиять на величину напряжения искрового перекрытия или на скорость восстановления электрической прочности разрыва. Поэтому можно не учитывать перераспределение напряжения на элементах устройств из-за наличия паразитных емкостных связей и выделить фиксированную эквивалентную схему разрыва, эквивалентируя емкости пакетов (отключаемых или шунтируемых разрывом) одной емкостью. Эквивалентные схемы для трех групп дефектов конденсаторов связи приведены на рис.3б,в,г, где C_2^1 - емкость группы пакетов, соединенных последовательно с группой пакетов, имеющих дефект соединения; C_2^2 - емкость пакетов из группы с дефектом соединения, которая после обрыва остается в основной цепи КС; C_2^3 - емкость пакетов, отделяемых от основной цепи КС после возникновения обрыва соединения; C_1^1 - емкость группы пакетов, соединенных последовательно с группой, имеющей дефект изоляции; C_1^2 - емкость группы параллельных пакетов (или одного пакета), которые закорачиваются при перекрытии дефекта изоляции.

Дефект трансформатора ФП может проявляться в виде обрыва или нарушения изоляции первичной обмотки. Так как обрыв первичной обмотки аналогичен обрыву соединений в КС, далее он не рассматривается. Эквивалентная схема перекрытия межвитковой изоляции трансформатора ФП приведена на рис.3д. Здесь контур, образованный индуктивностями $L_м^1$ и $L_м^2$, эквивалентирует магнитопровод трансформатора. Магнитный поток моделируется коэффициентом связи $L_м^1$ с витками первичной обмотки $L_1 = L_1^1 + L_1^2$. При перекрытии части витков (L_1^1) динамическое сопротивление $R_{пр}$ шунтирует часть обмотки L_1^1.

Дефекты защитного разрядника эквивалентируются схемой, представленной на рис.3е, в которой предусмотрены два вида нарушений: ухудшение вольтсекундной характеристики искрового промежутка, т.е. срабатывание РЗ при пониженных напряжениях и частичное перекрытие фарфоровой изоляции при загрязнении или механическом повреждении.

Обрывы соединений и перекрытия изоляции моделируются динамическими сопротивлениями ($R_р$ и $R_п$ соответственно), величина которых меняется от нескольких МОм до единиц Ом (при перекрытии) и наоборот (при восстановлении разрыва). В расчетах принято погасание искры при уменьшении тока до 10-20 мА с последующим переходом через ноль. Полное погасание искры происходит, если восстанавливающееся напряжение в месте перекрытия (при увеличении $R_р$ и $R_п$ от 0.1 Ом до 10 МОм) мгновенно не достигает принятого $U_{пр}$. Напряжение пробоя зависит от величины разрыва, так как длительное периодическое прожигание разрыва приводит к постепенному увеличению его размеров и соответственно пробивного напряжения, величина $U_{пр}$ варьировалось

в расчетах от 200 В, что соответствует величине разрыва около десятых долей миллиметра до 2 кВ. Параллельно сопротивлению включена емкость обрыва $C_р$, величина которой зависит от геометрических размеров обрыва и от конфигурации проводника и в расчетах $C_р$ варьировалась от 10 до 100 пФ. В данном диапазоне значение $C_р$ практически не влияет на скорость восстановления напряжения на $R_р$).

Изменения напряжения на разряднике $U_р$ и тока через разрядник $I_р$ при пробое искровых промежутков разрядника *в/ч заградителя* представлены на рис.4. Пробой происходит в моменты времени $t_{вр1}$, $t_{вр2}$ и $t_{вр3}$, а восстановление электрической прочности РЗ при $t_{вр}$. Здесь же приведено напряжение на кабеле $U_к$. Как видно, возбуждение помехи не наблюдается (за исключением однократного импульса). Вариант обрыва конденсаторов заградителя показан на рис.5. Здесь также обрыв пробивается при $t_{вр}$ и затем при переходе напряжения на конденсаторе $U_к$ через 0 восстанавливается ($t_{вр}$) и растет до величины нового пробоя при $t_{вр2}$. На напряжение на кабеле $U_к$ накладывается помеха только в начальный момент. Помеха при вторичном перекрытии $t_{вр2}$ не проходит. Аналогичным образом выглядит процесс при пробое конденсаторов в/ч заградителя (рис.6). Здесь также помеха проходит на кабель только при включении линии под напряжение.

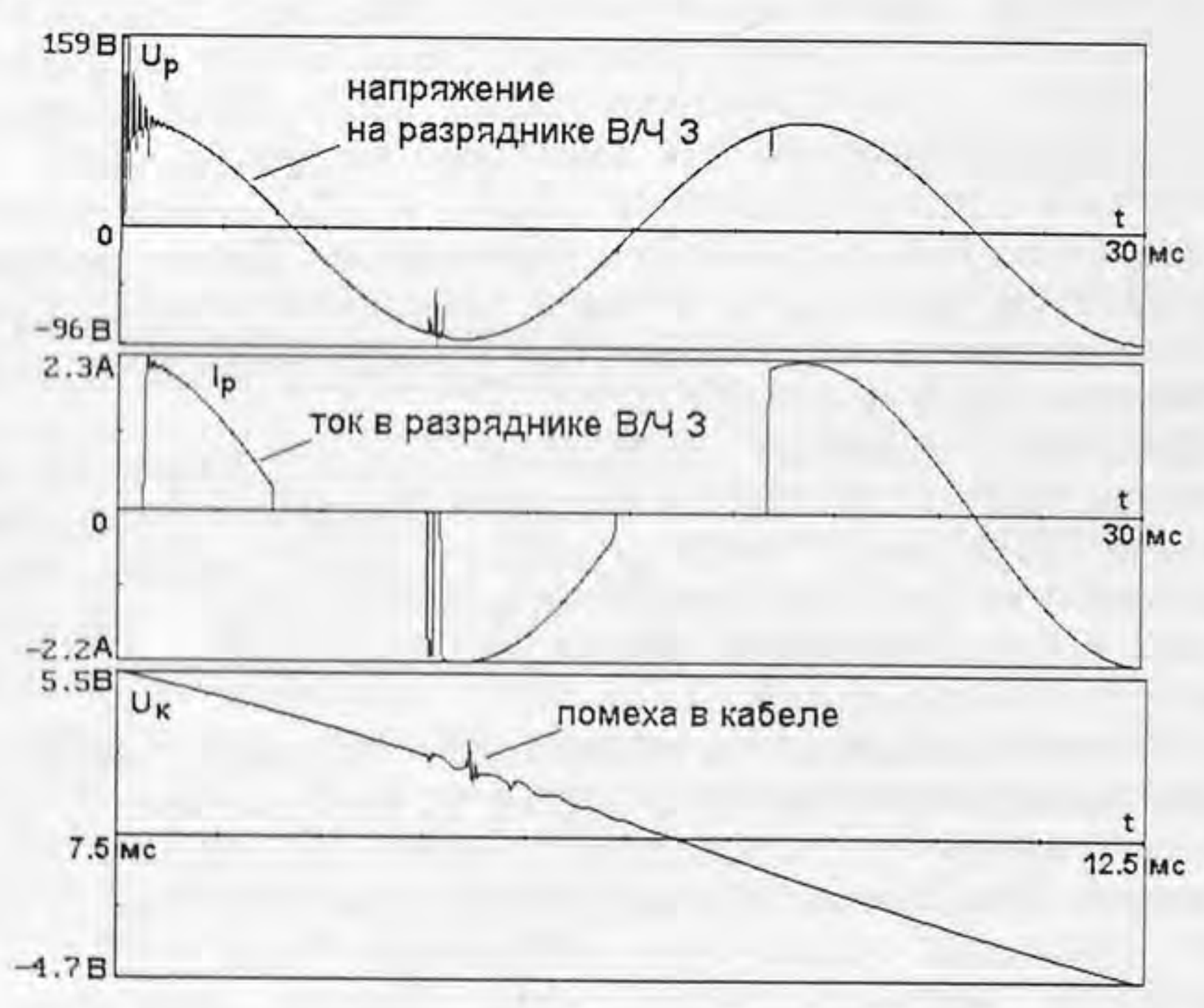


Рис.4. Напряжение $U_Р$ и ток $I_Р$ разрядника В/Ч заградителя при дефекте искровых промежутков: $U_К$ - напряжение помехи

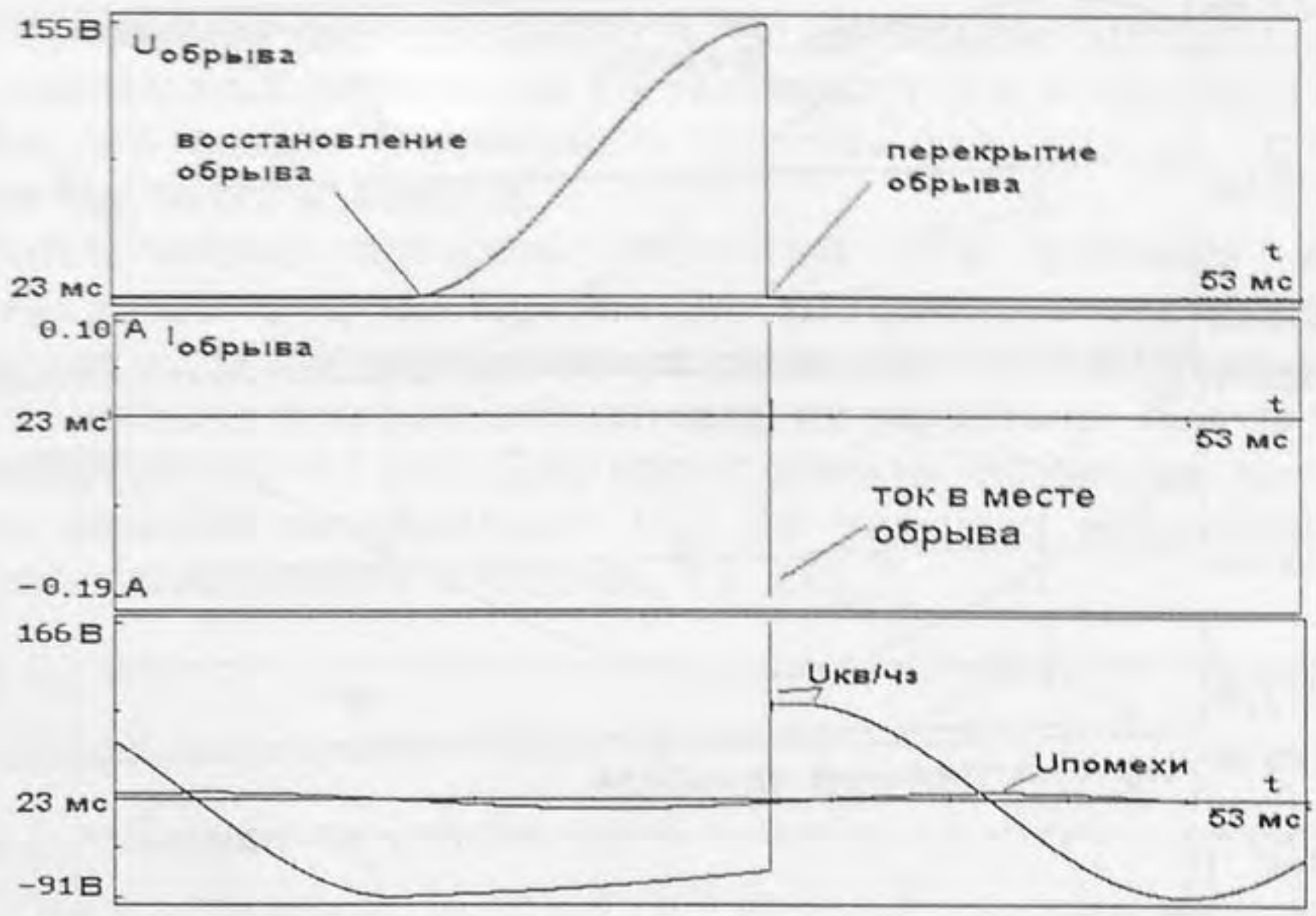


Рис.5. Напряжение и ток в месте обрыва конденсаторов В/Ч заградителя: $U_{КВ/ЧЗ}$ - напряжение на конденсаторах В/Ч заградителя, $U_{ПОМЕХИ}$ - напряжение помехи в В/Ч кабеле

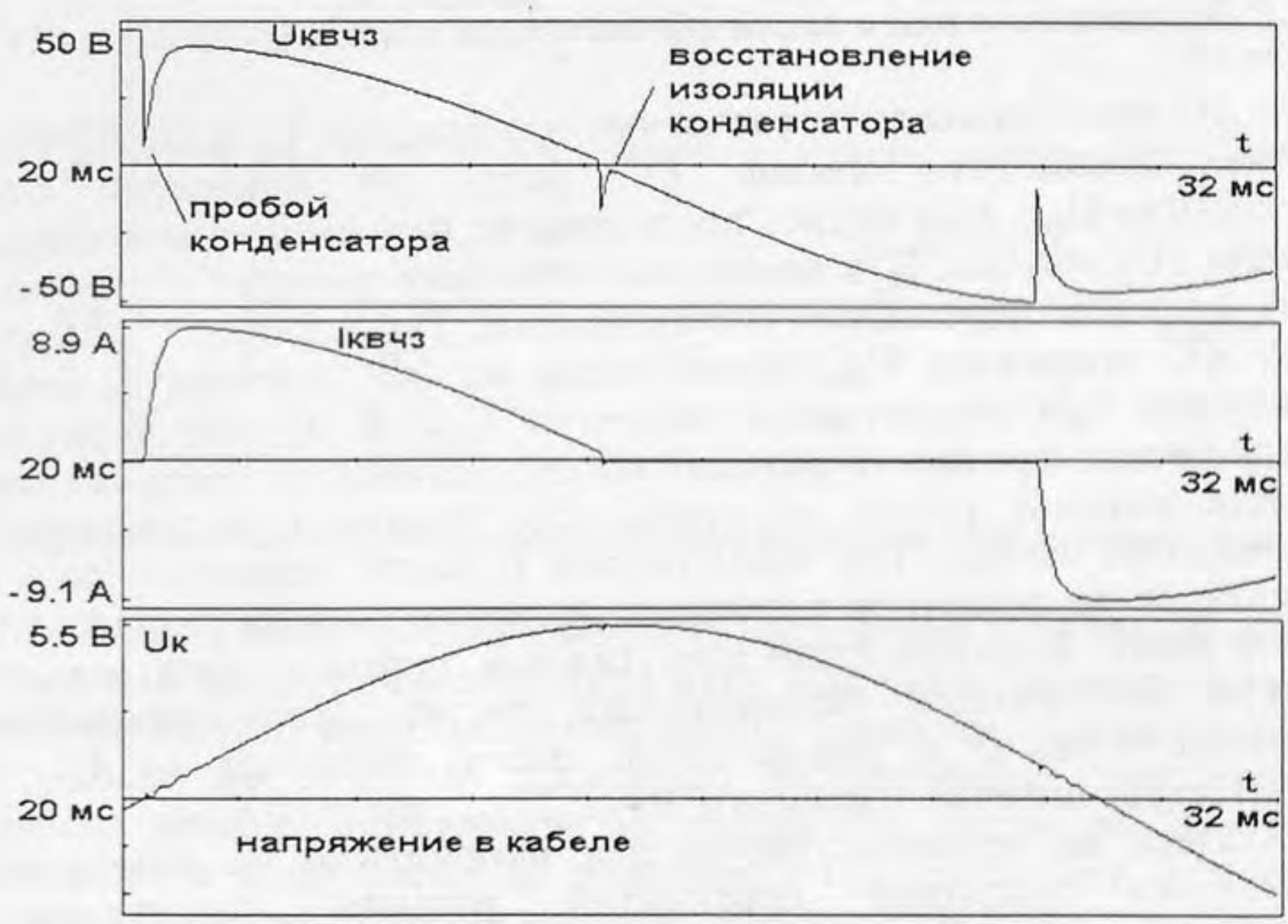


Рис.6. Напряжение и ток в конденсаторе В/Ч заградителя при дефекте (пробое) его изоляции

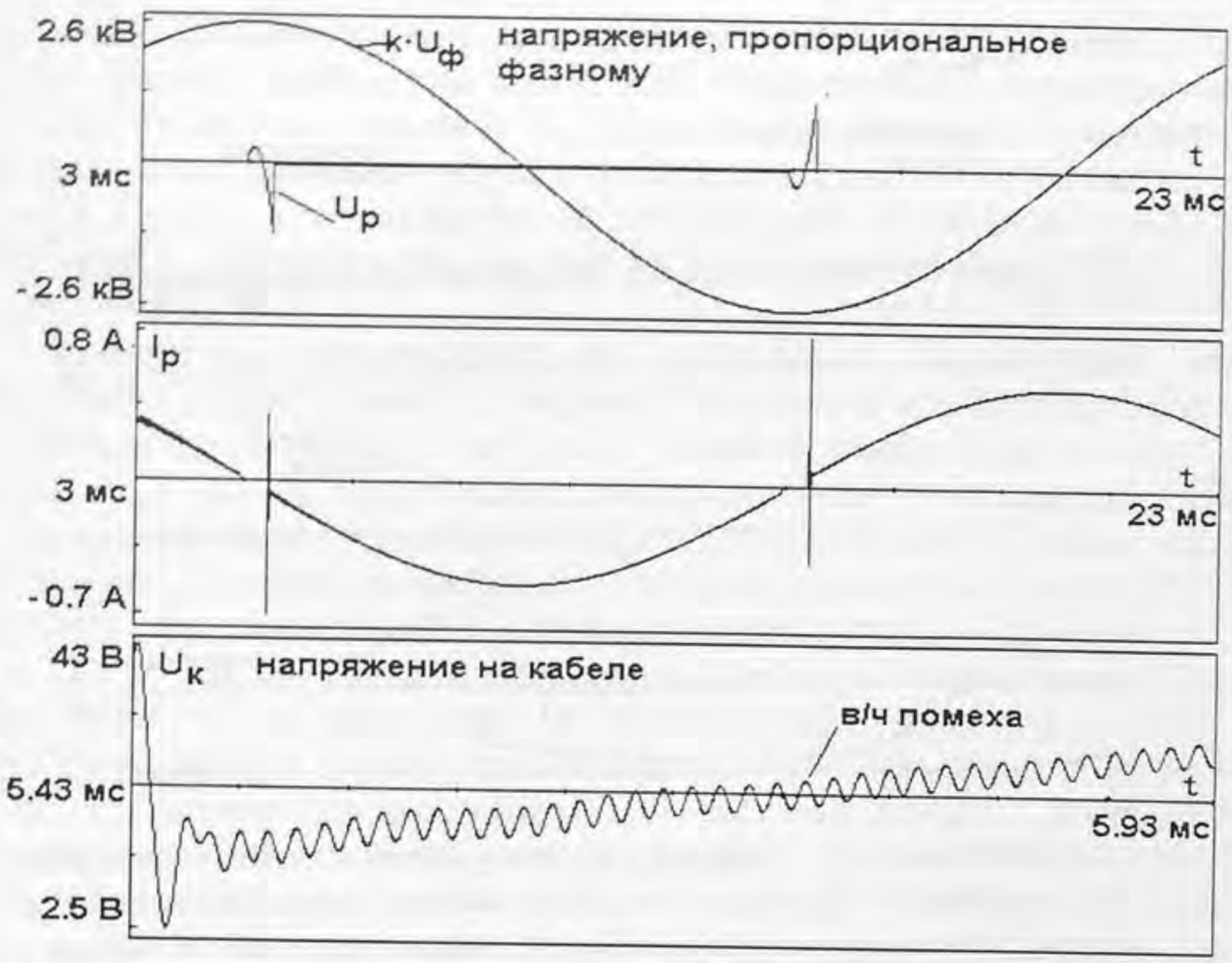


Рис.7. Напряжение и ток в месте обрыва секции конденсатора связи (КС)

На рис.7 приведены расчетные напряжения U_p и ток I_p в месте разрыва соединения *секции КС*. Здесь же приведено фазное напряжение $U_{фо}$. Как видно, после подачи напряжения и перекрытия разрыва (U_p =0) ток I_p в месте закороченного разрыва растет до 0.6-0.7 А без учета переходной составляющей. Так как емкостной ток I_p через КС опережает $U_{фо}$ практически на 90°, переход I_p через 0 происходит при амплитудном значении $U_{фо}$. В момент времени $t_{вр}$ электрическая прочность разрыва восстанавливается. Напряжение U_p в месте разрыва растет не сразу, что связано с остающемся на конденсаторе заряде. Ток через разрыв I_p растет примерно до 0.1 А, что связано со стеканием остающегося заряда, а затем уменьшается и меняет фазу. В дальнейшем при каждом переходе тока в разрыве через 0 напряжение незначительно растет, затем уменьшается, переходит через 0 и только после этого возрастает до $U_{пр}$, что соответствует интервалу времени $dt=(t_{пр} - t_{вр})$ около 0.6 мс.

Здесь же приведен расчет для напряжения на кабеле после одного из искровых перекрытий разрыва, следующих за восстановлением обрыва при переходе тока в канале перекрытия разрыва через 0. Таким образом, представленный на рис.7 отрезок времени соответствует интервалам времени 5.43-5.93 мс. Как видно из рис.7, напряжение $U_к$ включает периодическую составляющую с длиной периода около 13 мкс, что соответствует частоте около 77 кГц.

В данном случае не принимается во внимание первоначальный выброс, вызванный переходной составляющей при искрообразовании. Отметим, что начало переходного процесса значительно отстает от перехода $U_{фо}$ через максимум.

Аналогичные процессы получены для варианта *разрыва соединения конденсаторных пакетов (рис.8)*. При включении линии под напряжение искровое перекрытие разрыва соединения запаздывает на 0.3 мс, а интервал времени восстановления разрыва до нового пробоя (dt) составляет 0.5-0.7 мс. Для сопоставления процессов по фазе с рабочим фазным напряжением $U_{фо}$ на рисунках напряжение $U_{фо}$ приведено в измененном масштабе, т.е. $kU_{фо}$.

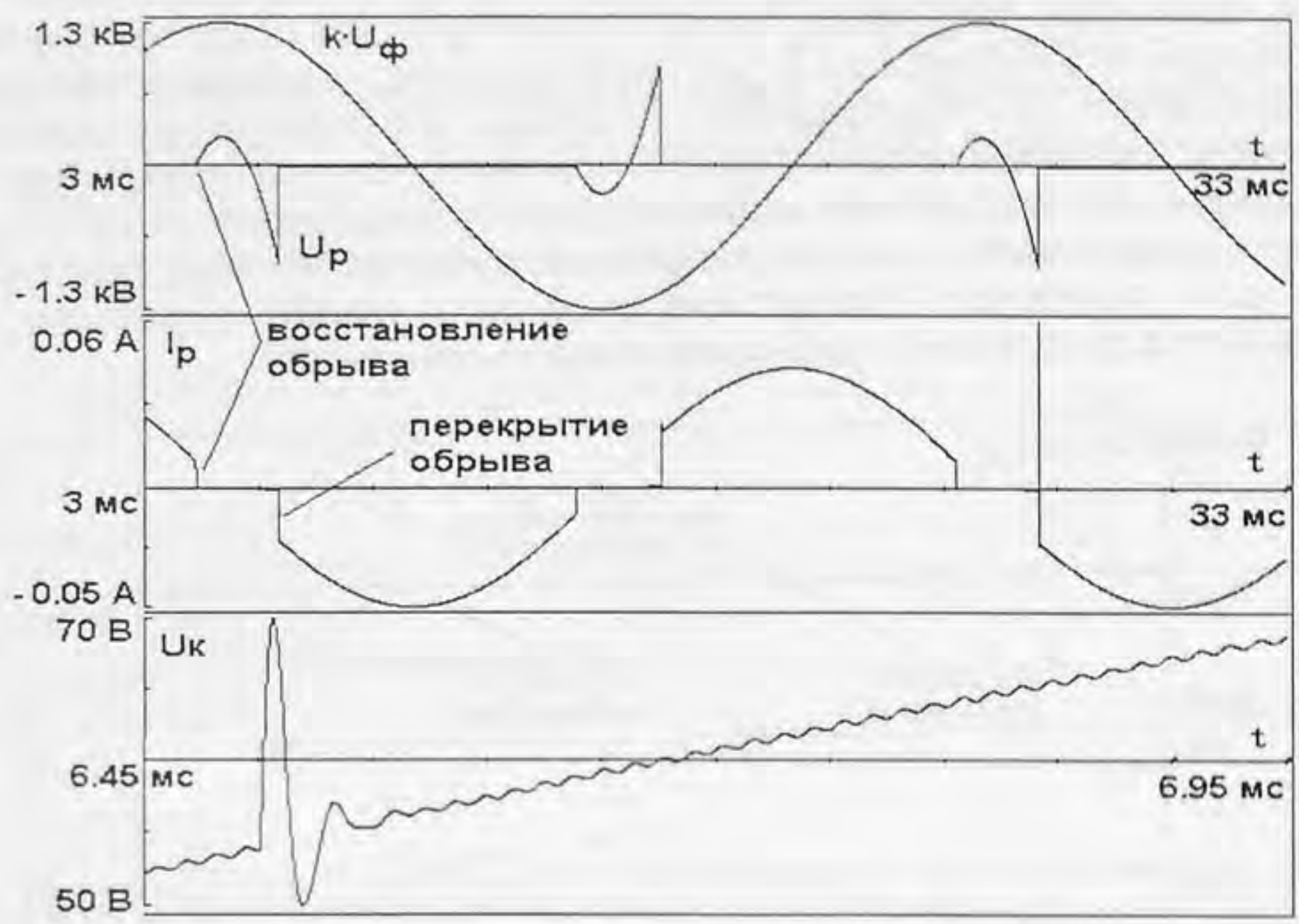


Рис.8. Напряжение и ток в месте обрыва пакета конденсатора связи

На рис.8 представлены изменения напряжения U_p и тока I_p в месте обрыва части пакетов емкостью 0.014 мкФ. Как видно, характер процесса аналогичен дефекту при обрыве секции КС. Также при уменьшении тока I_p в разрыве до 10-20 мА происходит восстановление электрической прочности разрыва. Напряжение на разрыве U_p растет до 200-250 В, уменьшается и далее растет до пробивного $U_{пр}$, после чего происходит искровое перекрытие. Однако интервал времени $dt = t_{вр} - t_{вр}$ превосходит интервал dt при обрыве секции и достигает 2.1 мс (при $U_{пр}$ = 1 кВ). В свою очередь ток I_p искрового перекрытия не превышает в расчетном случае 50 мА, что свидетельствует о малой энергии искрового перекрытия. Указанные перекрытия не могут привести к прожиганию изоляции и надежному восстановлению соединения.

На рис.8 дано изменение $U_к$ для времени, соответствующего восстановлению и пробою разрыва $t_{вр}$. На кабель соединения аппаратуры приема проходит одиночный всплеск. Однако коммутированный ток в разрыве менее 0.1 А и, как следствие, энергии, запасаемой в контуре, недостаточно для возбуждения длительных в/ч колебаний.

Вариант дефекта изоляции *трансформатора ФП*, следствием которого является пробой между витками. Однако, как показывают расчеты, величина межвиткового напряжения незначительна. Поэтому далее рассмотрен вариант перекрытия межвитковой изоляции разных слоев. На рис.9 представлены напряжения и ток в месте перекрытия изоляции, рабочее напряжение на проводе $kU_{фо}$ и напряжение между слоями $U_{стр}$. Предполагая, что изоляция перекрывается при достижении $U_{стр}$ максимума. Как видно, ток в закороченной части обмотки I_3 резко возрастает по амплитуде до 3 А и превышает ток в первичной обмотке I_1. Предполагаем для повторяемости процесса, что перекрытие гаснет при переходе тока в закороченной части первичной обмотки через 0. Здесь же приведено соответствующее данному процессу напряжение на кабеле. Как видно, напряжение на кабеле содержит апериодические импульсы разной формы и амплитуды. Наибольший импульс в момент перекрытия, что вызывается увеличением тока межвиткового замыкания.

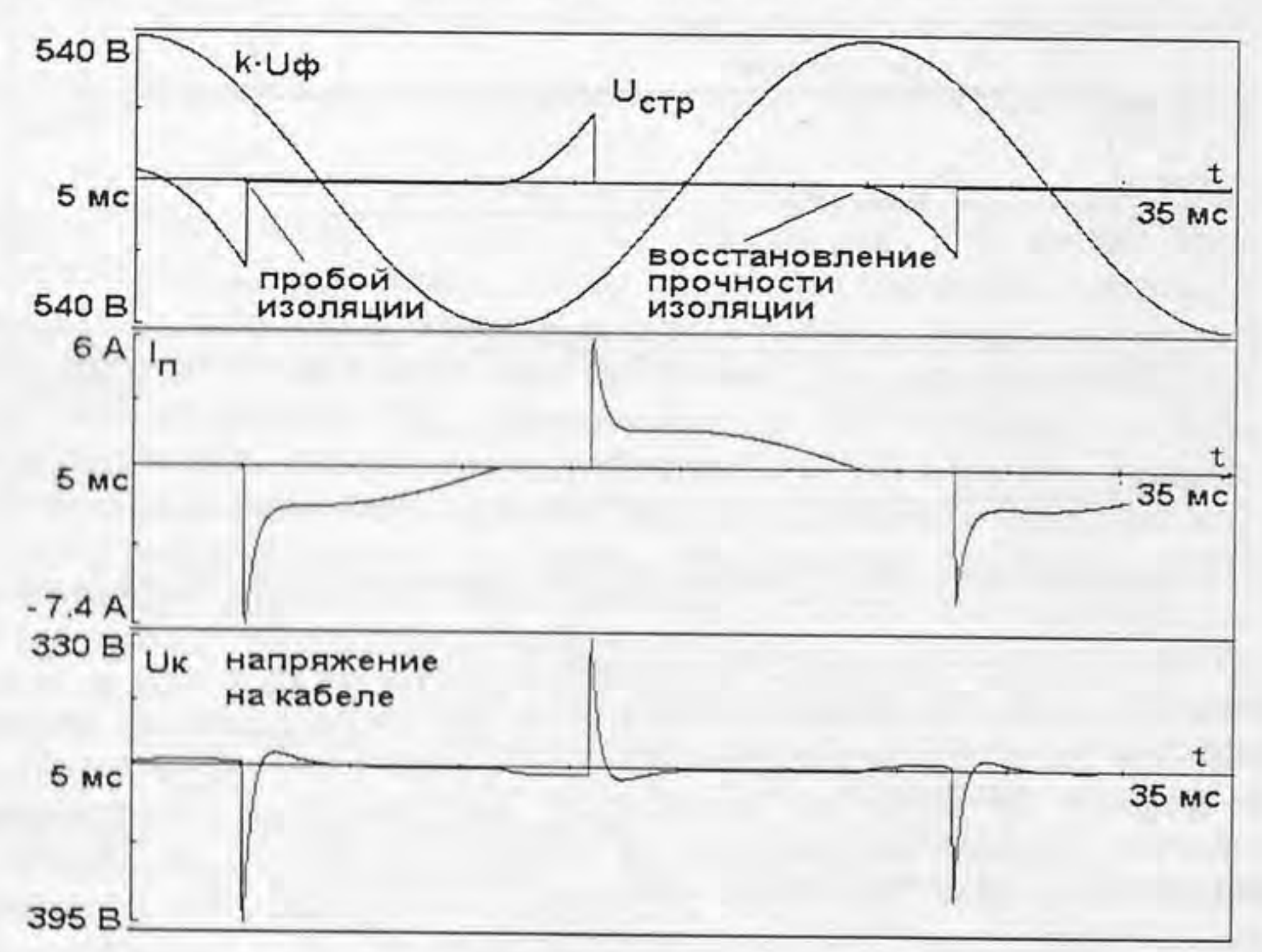


Рис.9. Напряжение и ток в месте перекрытия междуслоевой изоляции трансформатора фильтра присоединения

Из приведенного расчета можно отметить, что характер составляющих помехи не соответствует регистрации аварийным осциллографом. Кроме того, следует учитывать, что при данном дефекте большой ток в закороченной части обмотки вызывает быстрое прожигание изоляции и термическое повреждение трансформатора. Поэтому рассмотренный дефект трансформатора ФП в данном случае не может являться источником спонтанной помехи.

На рис.10 показан процесс *пробоя РЗ ФП* при напряжении $U_{пр}$ = 260-280 В. Первый пробой после включения линии происходит через интервал времени 0.5-1.5 мс. Напряжение на РЗ $U_{рз}$ и ток $I_{рз}$ определяется его вольтамперной характеристикой и при переходе $U_{рз}$ и $I_{рз}$ через 0 пробой восстанавливается при $t_{вр}$ около 6 мс. Далее картина повторяется. Здесь же приведено напряжение на кабеле $U_к$, соответствующее этому процессу. Как видно, $U_к$ имеет вид апериодического одиночного импульса с повторением через 0.01с.

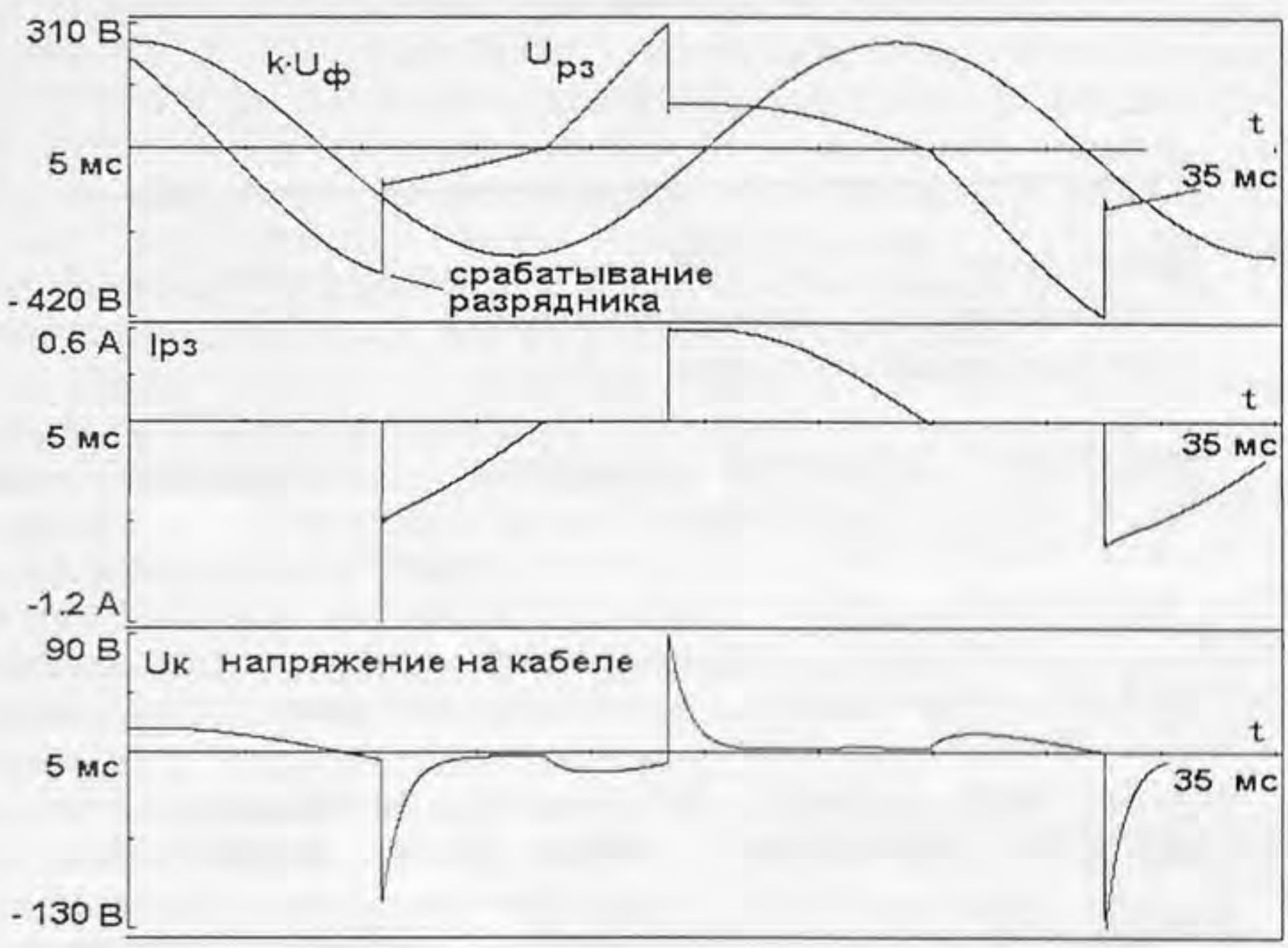


Рис.10. Напряжение и ток защитного разрядника фильтра присоединения при перекрытии его искрового промежутка

На рис.11 приведены расчеты для частичного *перекрытия изоляции РЗ ФП*. Чтобы получить данные о влиянии такого дефекта условно принято, что частичное перекрытие емкости $C_{рз}$ происходит при весьма низком напряжении около 50 В. Ток в перекрытии при этом ничтожно мал и характер перекрытия имеет вид

перемежающейся иорkНж п овэы иф дkЬщэlэмUРи: з -бэ б рэb процесс может существовать в расчетах, принято восстановление прочности изоляции при временах $t_{вр}$ и перекрытие при максимуме $U_р$ на участке перекрытия. Однако и в этом случае помеха на кабеле минимальна.

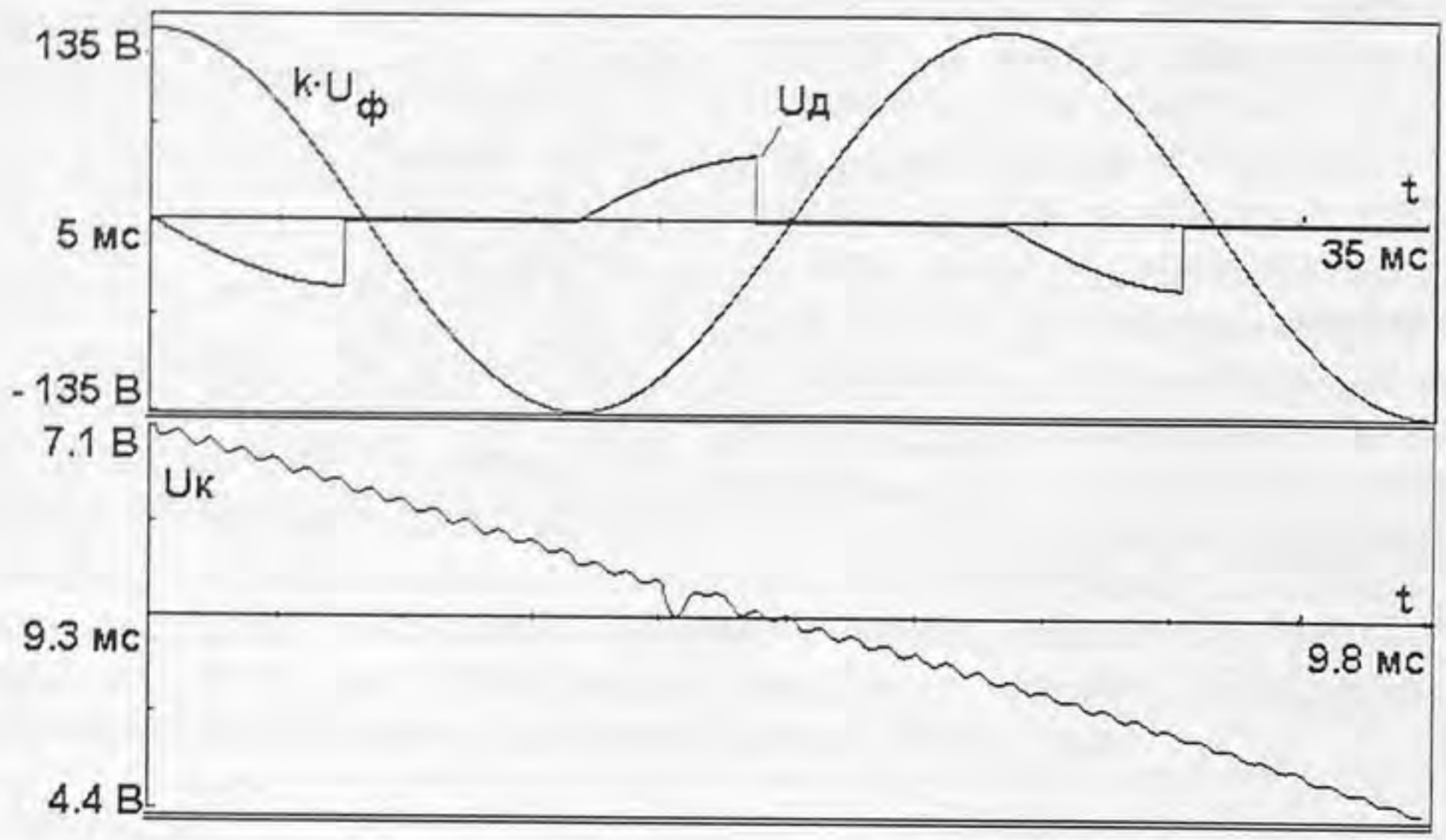


Рис.11. Напряжение $U_Д$ на дефекте изоляции разрядника фильтра присоединения и напряжение в кабеле $U_К$: $k*U_Ф$ - напряжение, пропорциональное фазному

Обнаружение дефектов элементов конденсаторов связи. Выполненные исследования показали следующее:

помеха появляется в результате возбуждения резонансов в контуре конденсатор связи - фильтр присоединения при наличии дефектов в элементах конденсаторов связи (микроразрывы токопроводящих слаботочных частей, слаботочные перекрытия - дефекты изоляции);

исчезновение помехи связано с прожиганием разрыва (восстановлением проводящей связи) после многократных его пробоев;

возбуждения резонансов в/ч тракте РЗ ВЛ-400 возможно после кратковременного восстановления электрической прочности дефекта соединения в виде разрыва, которое может происходить при отключении элемента (плановые коммутации), механическом воздействии (например, при срабатывании выключателя на территории ОРУ) или при временном снижении напряжения на дефектном элементе (например, при работе устройств защиты); это объясняет случайный характер появления помехи;

помеха имеет высокочастотную составляющую (около 70 кГц с небольшими отклонениями в зависимости от параметров фильтра

присоединения); помехи могут отличаться амплитудой, формой - спектром, затуханием в зависимости от стадии развития дефекта;

частота следования пакетов в/ч сигналов для рассмотренного класса помех кратна рабочей и составляет 100 Гц.

Механизм возбуждения помехи в высокочастотном канале релейной защиты позволяет разработать методы раннего обнаружения источника помехи и ее регистрации. Обрыв восстанавливается при длительном отключении напряжения или при механическом воздействии в виде тряски или другого ударного воздействия, при котором происходит кратковременное увеличение разрыва проводника, восстановление его электрической прочности.

Восстановление обрыва приводит к уменьшению емкости элемента конденсатора связи, что можно обнаружить путем измерения его емкости. Испытательное напряжение и внутреннее сопротивление источника при этом необходимо выбирать таким образом, чтобы не происходили перекрытия дефектов, образованных обрывом соединений, и восстановление величины емкости элемента. Применение стандартных схем измерения емкости в условиях эксплуатации нецелесообразно вследствие отсутствия компенсации влияния длинных соединительных проводников (с учетом размеров элементов конденсаторов связи) и наведенной помехи рабочей частоты. Снижение уровня наведенного напряжения рабочей частоты можно достигнуть путем экранирования или размещения измерительной аппаратуры и испытуемого конденсатора связи вдали от токоведущих частей или в отдельном помещении.

Значительное снижение влияния индуктивности протяженных элементов и соединительных проводов на результаты измерений может быть достигнуто в мостовой схеме путем сравнения падения напряжения в контурах с испытуемым элементом КС и контрольным конденсатором (эталоном).

По мере развития дефекта, связанного с образованием устойчивого и значительного разрыва соединения и соответствующего увеличения энергии искрового перекрытия, он (искрообразование) может быть обнаружен акустическим методом.

Подтверждение достоверности обнаруженного дефекта можно проверить путем увеличения испытательного напряжения с уменьшением токоограничивающего резистора таким образом, чтобы происходило искровое перекрытие дефекта в ЭКС. Подбирая величину токоограничивающего резистора можно получить периодическое перекрытие дефекта с последующим его восстановлением. Трудность реализации вышеуказанной проверки заключается в необходимости изготовления специального генератора с высоким напряжением на выходе. Приближение к желаемому перераспределению напряжений на испытуемом элементе при контрольных испытаниях, при котором падение напряжения на исправной части элемента невелико и основная часть напряжения генератора прикладывается к разрыву, может быть достигнуто

подбором частоты испытуемого напряжения (или формы при несинусоидальном напряжении).

Наиболее доступным методом ранней профилактики является организация периодических контрольных измерений емкости элементов конденсаторов связи и (или) величины контрольных сигналов, проходящих через конденсатор.

Регистрация высокочастотных помех может применяться как для индикации наличия помех, так для оценки эффективности работ по устранению источника помехи. Соответственно регистратор помех в в/ч канале ДФЗ ВЛ-400 должен обладать следующими свойствами:

непрерывная и длительная работа в режиме отслеживания;

регулируемый запуск режима записи (в качестве сигнала запуска превышение заданной величины dU/dt);

запись сигнала (напряжения) в диапазоне до нескольких килогерц;

селекция сигнала диспетчерской связи.

Возможно обеспечение дополнительных свойств: одновременная регистрация сигналов в нескольких точках присоединения аппаратуры приема - передачи (в том числе на присоединениях разных фаз); возможность фиксации времени записи для привязки к рабочей ситуации.

Выводы

Результаты исследований показывают, что наиболее вероятной причиной высокочастотной помехи в канале ДФЗ-504 являются дефекты конденсаторов связи в виде обрыва последовательного соединения секции внутри хотя бы одного из его элементов. На это указывает наличие и характер высокочастотной составляющей в переходном процессе, возбуждаемом искровыми перекрытиями дефекта в контуре присоединения аппаратуры к линии.

Профилактическое определение внутреннего дефекта элемента конденсатора связи на ранней стадии затруднено. По мере развития дефекта, связанного с образованием устойчивого и значительного разрыва соединения, дефект (искрообразование) может быть обнаружен акустическим методом.

Для ранней профилактики предложены следующие методы диагностики: контрольные измерения и регистрация высокочастотной помехи. Наиболее доступным методом профилактики является организация периодических контрольных измерений емкости элементов конденсаторов связи и (или) величины контрольных сигналов, проходящих через конденсатор.

И.М.Зархи, Б.В.Ефимов, Г.П.Фастий

КОМПЛЕКСНЫЙ АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ СОВМЕСТИМОСТИ ВОЛОКОННО-ОПТИЧЕСКИХ КАБЕЛЕЙ СВЯЗИ, РАЗМЕЩЕННЫХ НА ОПОРАХ ЛЭП

В последнее десятилетие в стране и за рубежом ведется интенсивная прокладка волоконно-оптических кабелей связи на опорах ЛЭП. В обзоре [1] дана характеристика удачных решений и описаны преимущества в организации волоконно-оптических линий связи на ЛЭП для управления и связи энергосистемами, заключающиеся в их высокой надежности и помехозащищенности, а также в возможности создания существенно большего числа каналов связи, чем по высокочастотной связи ЛЭП и проводной связи. В АО "Колэнерго", "Ленэнерго", "Тюменьэнерго", "Иркутскэнерго" и др. созданы финансовые компании для сооружения и эксплуатации волоконно-оптической связи с использованием разветвлений структуры ЛЭП. По ряду причин РАО "ЕЭС России" не может стать координатором всех работ в этом направлении и соответствующие технические решения принимаются в отдельных регионах разрозненно и не на оптимальном уровне.

Целью выполненных работ является комплексный анализ электромагнитной совместимости (ЭМС) волоконно-оптических кабелей связи высоковольтных сетей энергосистем. При этом с учетом зарубежного опыта в статье рассмотрены кабели с металлическими несущими элементами: волоконно-оптический кабель связи (ВОКС), встроенный в грозотрос (снаружи или внутри), встроенный в дополнительный трос, подвешенный на ЛЭП на уровне или ниже фазных проводов, а также ВОКС, размещенный на опорах ЛЭП с помощью дополнительного несущего троса (система трос-ВОКС). Основное внимание уделяется обоснованию и исследованию электромагнитной совместимости вариантов размещения ВОКС с металлическими элементами на опорах ЛЭП на уровне или ниже фазных проводов.

В статье приведены следующие разработанные методы анализа и расчеты аспектов электромагнитной совместимости (ЭМС) и надежности работы ВОКС с металлическими элементами, размещенными на ЛЭП (в дальнейшем просто ВОКС).

1. Анализ надежности работы ВОКС на ЛЭП при грозовых воздействиях.

2. ЭМС ВОКС и ЛЭП при несимметричных замыканиях в высоковольтной сети.

3. Методика расчета ЭМС ВОКС при рабочих режимах сети.

4. Методы анализа влияния совмещенной с ЛЭП системы трос-ВОКС на экологическую обстановку в зоне несущей ЛЭП.

Анализ надежности работы ВОКС, совмещенного с ЛЭП, при грозовых воздействиях

При подвеске системы трос-ВОКС на уровне или ниже фазных проводов прямые удары молнии в несущий ВОКС трос не рассматриваются, так как он экранирован грозотросом и фазными проводами ЛЭП. Надежность работы (или обратная ей величина - повреждаемость) волоконно-оптической линии связи на опорах ЛЭП при ее грозовых поражениях определяется вероятностью грозового перекрытия с фазного провода на несущий трос с последующим образованием силовой дуги на тросе от тока к.з. ЛЭП. Последнее предполагает обязательное поражение ВОКС. Основные положения методики расчета числа грозовых повреждений системы трос-ВОКС в этом случае сводятся к следующему.

При ударе молнии в провод в пролете ВЛ в месте удара формируется волна с напряжением

$$U_{\text{ПР}} = I'_{\text{М}} \cdot t \cdot \frac{Z_{\text{ПР}}}{2}, \qquad (1)$$

где $I'_{\text{М}}$ - крутизна тока молнии,

t - время,

$Z_{\text{ПР}}$ - волновое сопротивление провода.

На некотором расстоянии от места удара из-за запаздывания распространения и сглаживания волны ее амплитуда будет меньше. Вероятность перекрытия гирлянды изоляторов на опоре или в промежутке провод-ВОКС зависит от соотношений импульсной прочности этих промежутков и напряжений на них, которые определяются статическими характеристиками крутизны фронтов токов молнии, длиной пролета и волновым сопротивлением фазных проводов. В дальнейшем принято, что расстояние между проводом и ВОКС в пролете больше или равно расстоянию между проводом и опорой по гирлянде. По литературным данным [2] при равных длинах путей импульсного перекрытия гирлянд и воздушных промежутков более слабым местом является линейная изоляция (рис.1, кривые 2,4) гирлянды на опоре. Вероятностью перекрытия промежутка провод-земля, длина которого по соображениям электробезопасности существенно больше, можно пренебречь. Обозначим искомую вероятность перекрытия в пролете $P_{\text{ПР}}$, тогда $P_{\text{ПР}} = 1$ при пробое воздушной изоляции только в пролете и $P_{\text{ПР}} = 0$ при пробое только гирлянды. При заданных пятидесятипроцентных импульсных пробивных напряжений гирлянд ($U_{50\text{Г}}$) и промежутка в пролете ($U_{50\text{ПР}}$) разность $\Delta U_{\text{ПР}} = U_{50\text{ПР}} - U_{50\text{Г}}$ будем считать

положительной, т.е. при одинаковых значениях $U(t-0)$ и $U(t-\frac{l}{2c})$ будет всегда происходить пробой гирлянды. Из-за запаздывания волны при ударе молнии в середину пролета напряжение на гирлянде будет меньше на величину

$$\Delta U = U(t) - U(t-\frac{l}{2c}) = I'_{\text{М}} \cdot \frac{l}{2c} \cdot \frac{Z_{\text{ПР}}}{2}, \qquad (2)$$

где $c \approx 300$ м/мкс.

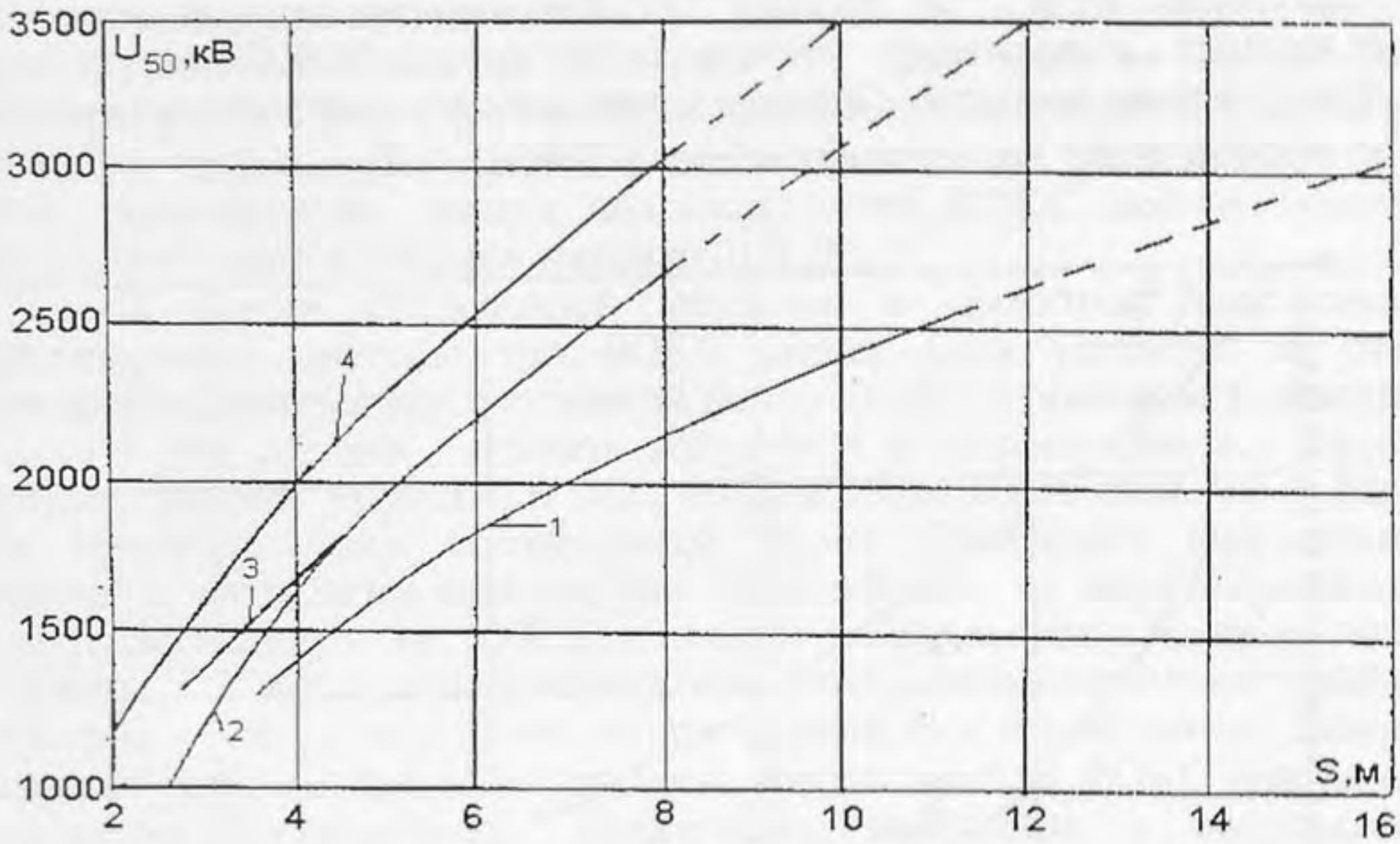


Рис.1. Импульсные пятидесятипроцентные пробивные напряжения (U_{50}) изоляции ЛЭП в зависимости от расстояний между электродами (S)
1 - провод - земля; 2 - провод - опора; 3 - провод - транспорт; 4 - провод - провод

При больших крутизнах токов молнии $I'_{\text{М}} \geq I'_{\text{М КР}}$ более слабым местом оказывается воздушная изоляция в пролете, причем

$$I'_{\text{М КР}} = \frac{4c}{Z_{\text{ПР}} \cdot l} \cdot \Delta U_{\text{ПР}} .$$

При ударе молнии ближе к опоре величина $I'_{\text{М КР}}$ повышается. Интегрируя известную статистику распределения $I'_{\text{М}}$ по всем возможным $I'_{\text{М КР}}$, получим вероятность перекрытия с провода на ВОКС в пролете в виде $P_{\text{ПР}} = P_1 - P_2$. Физически P_1 определяет вероятность того, что при превышении $I'_{\text{М}}$ критического значения $I'_{\text{М КР}}$ перекрытие будет происходить в пролете независимо от места удара молнии в пролете. Составляющая P_2 учитывает, что при ударах, близких к опоре, перекрытие в пролете будет только при очень больших крутизнах токов. Результаты расчетов вероятности грозового поражения ВОКС в пролете в зависимости от разности 50% разрядных напряжений промежутков провод-ВОКС и гирлянды представлены на рис.2. Очевидно, что если эта разность равна нулю, то пробой будет происходить всегда в пролете ($P_{\text{ПР}} = 1$).

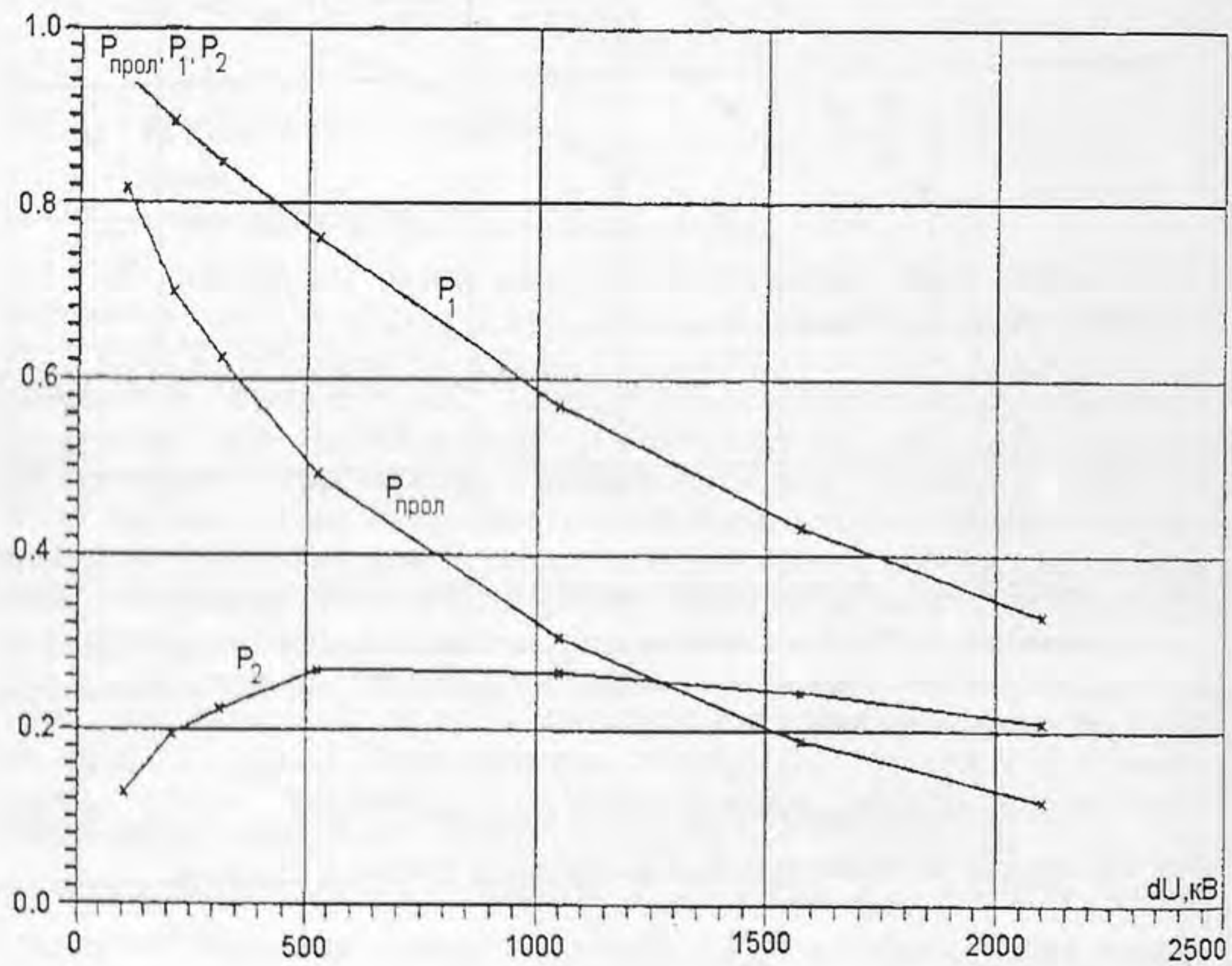


Рис.2. Вероятность грозового поражения ВОКС в пролете $dU = U_{50\ \text{пролетаj}} - U_{50\ \text{гирлянды}}$

Ранее принято, что любое перекрытие с провода на ВОКС в пролете с переходом в силовую дугу к.з. приведет к повреждению ВОКС. Удельное число таких повреждений на 100 км ВОКС и 100 грозовых часов в год проиллюстрируем следующим примером. Для ВЛ 330 кВ длина перекрытия по гирлянде около 3 м, что по рис.1 дает $U_{50Г}$ = 1300 кВ. При подвеске ВОКС на уровне нижнего провода у опоры расстояние между ними ≈ 7 м и $U_{50ПР} = 2800$ кВ. При этом $\Delta U = 1500$ кВ и по рис.2 $P_{ПР} = 0.12$. По данным [2] для ВЛ 330 кВ удельное число ударов молнии в ВЛ 140 1/год, вероятность прорыва на провод в пролете при наличии тросовой защиты по [2] составляет: $0.5 \cdot 1.6 \cdot 10^{-3} = 0.8 \cdot 10^{-3}$ вероятность перехода импульсного перекрытия в дугу 1.0. Перемножив приведенные величины, получим удельное число грозовых повреждений ВОКС (на 100 км и 100 грозовых часов в год) равное: $140 \cdot 0.12 \cdot 0.8 \cdot 10^{-3} = 1.3 \cdot 10^{-2}$. Для этой же линии без грозотроса при той же вероятности удара молнии в провод в пролете 0.5 число повреждений ВОКС резко возрастает до $140 \cdot 0.12 \cdot 0.5 = 8.4$ 1/год. Аналогичные оценки повреждаемости ВОКС можно сделать для других типов и классов напряжений ЛЭП.

На основе приведенной методики в проектных разработках грозоупорность системы трос-ВОКС может быть уточнена за счет определения конкретных расстояний между ВОКС и проводом в пролете. Вместе с тем следует учитывать допущения в сторону запаса в самой методике расчета. Нарастание тока молнии имеет более сложную форму, чем принятый здесь косоугольный фронт. Пробивные напряжения гирлянд и воздушных промежутков определяются их вольтсекундными характеристиками, а не 50% разрядными напряжениями. Кривые рис.1 получены для импульсов положительной полярности, хотя токи молнии примерно в 90% случаев имеют отрицательный знак. Приведенные оценки являются верхним пределом грозовой повреждаемости ВОКС еще и по следующим соображениям, снижающим требования к импульсной электрической прочности проводов в пролете. В середине пролета высота подвеса проводов значительно меньше, чем вблизи опор. Поэтому ширина зоны, с которой линия перехватывает удары молнии в землю будет заметно уже. Кроме того, грозотросы подвешиваются так, чтобы стрела провеса троса была меньше, чем стрела провеса проводов. Это значительно увеличивает защитный угол троса, который входит в формулу для вероятности прорыва молнии на провода в показатель экспоненты. С учетом целого ряда этих и других уточнений приведенные величины вероятности перекрытия промежутки провод-ВОКС и соответственно повреждения ВОКС можно снизить в несколько раз.

Анализ электромагнитной совместимости ВОКС с ЛЭП показал, что подвеска дополнительного троса увеличивает грозоупорность ЛЭП за счет снижения числа обратных перекрытий (с опоры на провод) при ударах молнии в опоры и грозотросы, что особенно актуально при высоких сопротивлениях заземлений опор

ЛЭП в северных условиях. Так как габарит промежутка провод-земля выбирается из условий электробезопасности, а не по электрической прочности воздуха, то имеется значительный запас, позволяющий варьировать высоту подвески троса ВОКС. При этом снижается входное сопротивление системы опора-дополнительный трос и уменьшается падение напряжения на опоре от тока молнии. Кроме того, весьма существенно усиление коэффициента связи по напряжению между верхним и нижним тросом, с одной стороны, и фазными проводами, с другой. Это означает, что на проводах будут индуктироваться напряжения того же знака, что на тросах и опоре и в пределе, при коэффициенте связи, стремящемся к единице, напряжение на гирлянде изоляторов будет всегда меньше напряжения ее перекрытия. Наведенные потенциалы будут быстро затухать из-за стекания тока молнии на ближайших опорах и таким образом большинство грозовых разрядов становится не опасными для ЛЭП и концевых подстанций. Рассмотрим этот положительный эффект, создаваемый дополнительным тросом, несущим ВОКС, подробнее.

На данном этапе работы выполнены уточненные расчеты коэффициентов связи с учетом проникновения импульсного электромагнитного поля в землю. Расчет проводился путем определения матрицы собственных и взаимных сопротивлений в частотной области. Для каждой из заданного набора частот определялись добавки к продольным сопротивлениям из-за поверхностного эффекта в грунте и затем с помощью интегрального преобразования Фурье производился расчет наведенных на проводах потенциалов при подаче прямоугольных импульсов на систему тросов. Такой подход позволяет существенно уточнить расчет коэффициентов связи в реальной линии по сравнению с обычно применяемыми формулами электростатики. Далее по уточненной методике производится расчет грозовых отключений ВЛ 110-330 кВ при варьировании высоты подвеса ВОКС ($h_{\text{ВОКС}}$) над землей, сопротивлений заземлений опор ($R_{\text{ОП}}$) и удельного сопротивления грунта ($\rho_{\text{ГР}}$). Результаты сравнительных расчетов приведены в табл.1 и 2.

Таблица 1

Удельные числа грозовых отключений ВЛ-330 кВ при различных высотах подвески ВОКС и $R_{\text{ОП}}$ при $\rho_{\text{ГР}}$ = 10000 Ом·м

$h_{\text{ВОКС}}$, м	$R_{\text{ОП}}$ = 3000 Ом	$R_{\text{ОП}}$ = 300 Ом	$R_{\text{ОП}}$ = 10 Ом
21	59	6	1
15	52	4	1
13	50	4	1
0.5	46	4	1
Без ВОКС	81	11	3

Таблица 2

Удельные числа грозовых отключений ВЛ-110 кВ при различных $R_{ОП}$ и $\rho_{ГР}$ при $h_{ВОКС}$ = 11 м

$R_{ОП}$	$\rho_{ГР} = 10^4$ Ом·м		$\rho_{ГР} = 10^2$ Ом·м		$\rho_{ГР} = 10$ Ом·м
	с ВОКС	без троса	с ВОКС	без троса	без троса
300	48.6	71.7	-	-	82
30	5.8	14.5	7.1	16.9	19
10	1.4	4.9	2.4	6.0	8

В табл.1 приводятся данные для очень высокого $\rho_{ГР} = 10^4$ Ом·м и сопротивлений заземлений опор без дополнительных заземлителей 300 Ом, затем для опор с длинными лучевыми заземлителями (30 Ом), а также для мощных заземлителей опор 10 Ом. В зависимости от высоты подвеса ВОКС грозоупорность линии увеличивается в 1.5-3 раза. При снижении подвески ВОКС число отключений уменьшается, т.е. определяющим является уменьшение входного сопротивления системы грозотрос-ВОКС по сравнению с уменьшением коэффициента связи между всей этой системой и фазными проводами.

В табл.2 рассмотрено влияние $\rho_{ГР}$ (т.е. в основном изменение коэффициентов связи) при прочих равных условиях. При равенстве $R_{ОП}$ при большом $\rho_{ГР}$ линии более грозоупорны, т.е. подвеска ВОКС ниже проводов здесь более эффективна.

В целом расчеты показывают, что подвеска ВОКС с металлом примерно вдвое повышает грозоупорность одноцепных ЛЭП. Для двухцепных ЛЭП подвеска ВОКС также снижает вероятность одновременного отключения обеих цепей.

В качестве иллюстрации эффективности грозозащитного действия системы трос-ВОКС был выполнен подбор сопротивления заземления опор для исходного варианта ЛЭП 110 кВ при $\rho_{ГР} = 10^4$ Ом·м и $R_{ОП}$ =30 Ом с тем, чтобы снизить удельное число отключений линий без ВОКС с 14.5 до 5.8 (табл.2) Такое снижение без ВОКС достигается при $R_{ОП}$ =12 Ом. При $\rho_{ГР}$ = 10000 Ом·м сооружение заземлений с R=12 Ом - сложная технико-экономическая задача, в то время как подвеска троса с ВОКС - легко реализуемое мероприятие.

ЭМС ВОКС и ЛЭП при несимметричных замыканиях в высоковольтной сети

Однофазные к.з. на ЛЭП достигают 70% от всех видов коротких замыканий, причем в большинстве практических случаев

ток к.з при однофазном замыкании на землю больше, чем при других несимметричных замыканиях (двухфазном и двухфазном на землю). Поэтому в дальнейшем за расчетный случай при определении термической стойкости ВОКС с металлическими элементами, подвешенными на опорах ЛЭП, принимаем режим однофазного к.з. Расчет токов однофазных к.з. ЛЭП при соответствующих исходных данных выполняется на ПЭВМ по известным программам (например, программа НТК "Бриз" СИ ЭСП). В результате находится ток в месте к.з. на ЛЭП и токи, подтекающие от соседних подстанций. Характерный пример расчета токов однофазных к.з. при перемещении места замыкания по ЛЭП 330 кВ Кольская АЭС - Княжегубская ГЭС представлен на рис.3, где $I_{К1}$ и $I_{К2}$ - токи, замыкающиеся на соседние подстанции, ток в ЛЭП в месте к.з. равен их сумме. При наличии на ЛЭП грозотросов и тросов для подвески ВОКС, заземленных на опорах, ток к.з. через пораженную опору распределяется к соседним пролетам ЛЭП по тросам и земле, замыкаясь на порталы и сопротивления заземлителей нейтралей трансформаторов концевых подстанций. Схема замещения ЛЭП для расчета токораспределения в системе трос-опоры-земля представлена на рис.4. В схеме обозначено: $I_{К1}$ и $I_{К2}$ - токи, текущие к месту к.з. от питающих подстанций и зависящие от места к.з. на ВЛ. Эти токи задаются двумя массивами значений для ряда расчетных расстояний от одного из концов линии. Для определенности текущую координату, нумерацию пролетов и опор будем проводить на рис.4 слева направо. Сопротивления подстанций обозначим R_1 и R_n, сопротивления заземления опор R_2, R_3, ..., R_{n-1}, продольные сопротивления тросов в пролетах $Z_{12}, Z_{13}, \ldots, Z_{n-1,n}$. Эквивалентные ЭДС E_1 и E_2 слева и справа от точки к.з. представляют собой ЭДС взаимоиндукции в тросе от тока к.з. в проводе: $E_1 = -Z_{nТ} \cdot I_{К1}$, $E_2 = -Z_{nТ} \cdot I_{К2}$, где $Z_{nТ}$ - взаимное сопротивление между проводом и тросом с учетом потерь в земле. При принятых положительных направлениях токов в ветвях схемы рис.4 для каждого из узлов и контроль опора-трос-опора можно записать по два уравнения по законам Кирхгофа. В случае n контуров получающаяся матрица системы уравнений имеет порядок $(2n+1)$ и является трехдиагональной. Для систем с такими матрицами предложен алгоритм решения, зависящий линейно (а не кубически, как обычно) от числа неизвестных. Это позволяет решить задачу расчета токораспределения непосредственно во всех пролетах при последовательном изменении расчетных точек к.з. от первой до последней опор и производить многовариантный анализ влияния конструктивных особенностей ВЛ, тросов, характеристики грунта и сопротивлений заземлений на токораспределение.

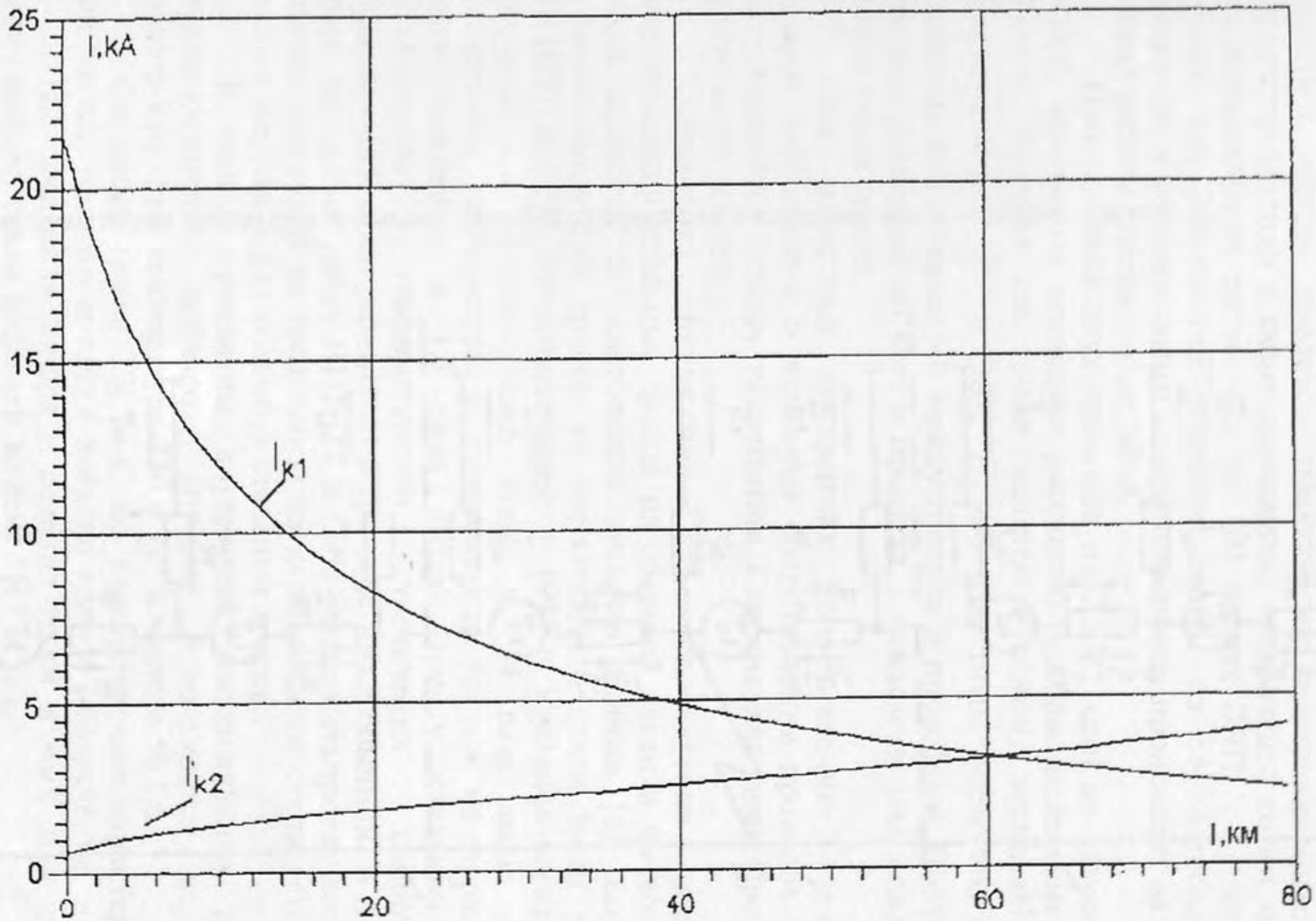


Рис.3. Токи к.з. через оконечные подстанции при изменении места к.з. на линии Княжегубская ГЭС - Кольская АЭС

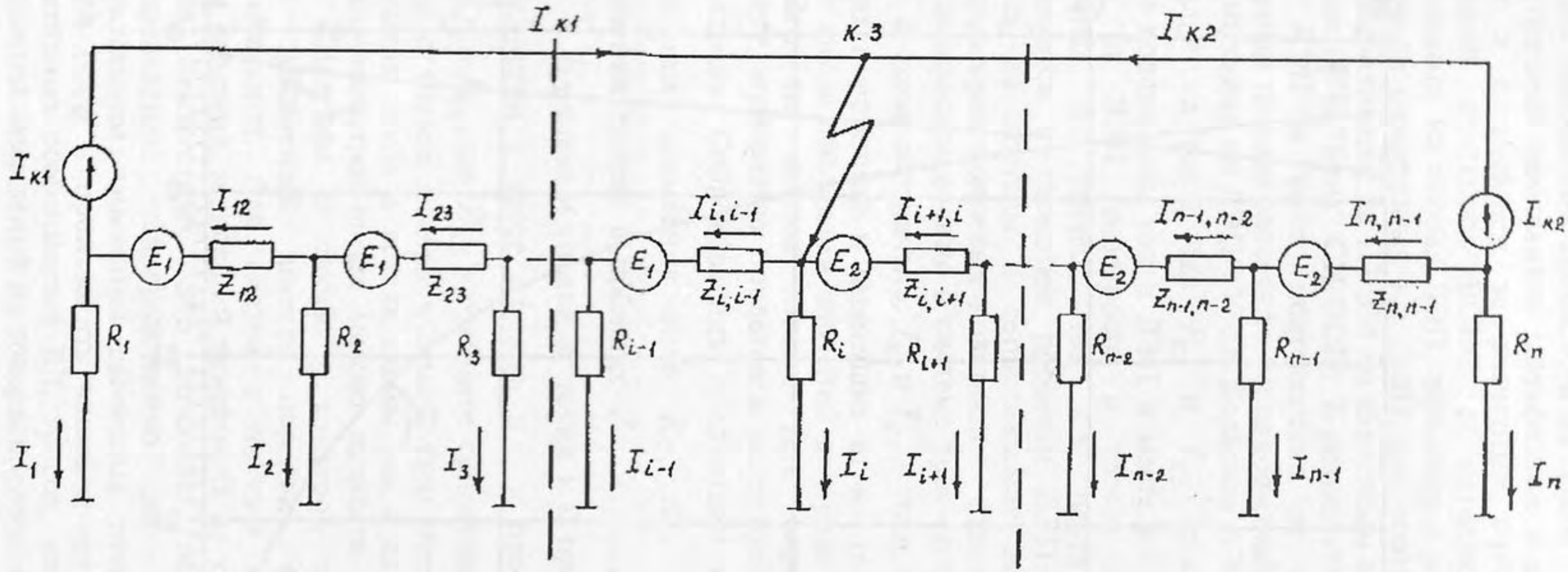


Рис.4. Схема замещения линии для расчета токораспределения в системе трос - опоры - земля

Оптимальный алгоритм решения систем с трехдиагональной матрицей был реализован на языке Фортран для ПЭВМ IBM PC. При этом линия разбивается на три участка с различными параметрами: два тросовых подхода к подстанциям и основную часть, которая может быть как с тросом, так и без него по длине. Длина линии и расчетное число пролетов практически неограниченны. Расчет токораспределения в схеме замещения, содержащей сотни звеньев, и последовательный расчет к.з. на 300 опорах ЛЭП, содержащих 301 пролет, т.е. 300-кратное решение систем из 601 алгебраического уравнения с комплексными коэффициентами, происходит за единицы секунд работы современных ЭВМ.

При наличии двух проводов на ЛЭП, один из которых несет ВОКС, программа позволяет рассчитать токораспределение в такой системе. Вначале два троса сводятся к одному эквивалентному с сопротивлением $Z_э$ и ЭДС $E_э$ по известным формулам с учетом взаимных индуктивностей между тросами и проводами. После расчета токораспределения во всех *n* пролетах в каждом из них можно найти токи в обеих тросах.

При известных внутренних сопротивлениях проводников полные собственные и взаимные сопротивления проводов и тросов рассчитываются исходя из решения Карсона для поля провода над проводящей землей.

Основным документом для определения внутренних сопротивлений стальных тросов из обычной стали и их допустимых токов являются до настоящего времени данные [3]. Внутренние сопротивления для тросов из нержавеющей стали были уточнены НИИПТ и СЗН Энергосетьпроект в 1993 г. Удельное электрическое сопротивление нержавеющей стали в 3-4 раза выше обычной. Допустимая температура и теплоемкость тросов из нержавеющей стали примерно в 1.5 раза выше, чем у стальных тросов. Коэффициент температурного увеличения сопротивления нержавеющей стали примерно в три раза ниже обычной. В настоящее время на основе работ НИИПТ и СЗН Энергосетьпроект допустимые токовые нагрузки на грозотросы из нержавеющей стали установлены такими же, как и для обычных стальных тросов.

В табл.3 приведены внутренние сопротивления тросов и сталеалюминевых проводов, которые используются в качестве грозотросов, при температуре 130 и 70^0 и частоте 50 Гц.

Стальные тросы ТК и С по электрическим характеристикам одинаковы, поэтому в табл.4 введено единое обозначение, например, С-50, где последняя цифра - сечение троса в мм^2. Для тросов из нержавеющей стали добавлен индекс “Н” (C_{H-50}).

Таблица 3

Внутренние сопротивления тросов и проводов, используемые для грозозащиты ЛЭП

Тип троса или провода	R_i, Ом/км	X_i, Ом/км
С-35	7.3	0.52
С-50	5.6	0.69
С-70	3.9	0.37
Сн-35	24.3	0.03
Сн-50	18.6	0.03
Сн-70	12.8	0.03
АС-50	0.69	0.03
АС-70	0.44	0.03
АС-95	0.31	0.03

Допустимые кратковременные токи тросов и проводов определяются предельными температурами, при которых теряется их механическая прочность. Для стальных тросов эта температура составляет 400^0, для нержавеющих - 600^0. По указанным выше причинам оба вида тросов с точки зрения предельно допустимых кратковременных токов в настоящее время сертифицированы как одинаковые. В табл.4 приведены значения этих токов в зависимости от времени воздействия, которые соответствуют полному времени отключения к.з.

Таблица 4

Допустимые токи в кА грозозащитных тросов и проводов в зависимости от времени воздействия

$t_{откл.}$, с	0.1	0.15	0.2	0.3	0.5	0.7	0.9	1.0
С-50 и Сн-50	11.2	9.2	7.9	6.5	5.0	4.2	3.7	3.6
С-70 и Сн-70	16.8	13.7	11.8	9.7	7.5	6.3	5.6	5.3
АС-95/16	32.8	26.8	23.1	18.8	14.6	12.4	10.9	10.3
АС-120/19	40.4	33.0	29.5	23.3	18.0	-	-	-
АС-150/24	50.9	41.5	36.0	29.4	22.8	-	-	-

В табл.5 даны полные собственные и взаимные сопротивления проводов и тросов ВЛ 330-110 кВ для $\rho_{ГР}$ = 3000 Ом·м, рассчитанные по Карсону. Рассмотрено расположение проводов и тросов на стандартных опорах ВЛ 330-110 кВ. Так как расстояния между проводниками много меньше глубины обратного тока в земле, то при частоте 50 Гц взаимные сопротивления практически не зависят от расположения проводов и тросов на опорах.

Таблица 5

Полные собственные и взаимные сопротивления проводов и тросов ВЛ 330-110 кВ при $\rho_{ГР}$ = 3000 Ом·м

Тип троса	Собственное сопротивление, Ом·м	Взаимное сопротивление, Ом·м
С-50	Z_T = 5.65 + j1.59	
Сн-50	Z_T = 18.65 + j0.93	Z_T = 0.05 + j0.41
С-70	Z_T = 3.95 + j1.27	
Сн-70	Z_T = 12.85 + j0.93	

Приведенные на рис.3 значения токов однофазных к.з. получены без учета переходного сопротивления в месте к.з. При замыкании на бестросовую опору ток к.з. будет существенно меньше из-за высоких сопротивлений заземлений опор. Для линии с тросом ток к.з. ограничивается входным сопротивлением системы трос-опоры, причем для тросов из нержавеющей стали это ограничение выше. В табл.6-8 даны результаты сравнительных расчетов такого ограничения для тросов С-70 и Сн-70 для ряда ЛЭП 150 кВ и подстанций Колэнерго при замыкании на расстоянии 0.5 км от подстанции. $Z_{ВХ}$

Таблица 6

Ограничение тока к.з. входным сопротивлением системы трос-опоры, $R_{ОП}$ = 30 Ом для линии Л-152, п/ст 11А

Тип троса	С - 70	Сн - 70
$Z_{ВХ}$, Ом	1.3 + j0.23	2.6 + j0.06
Уменьшение тока однофазного к.з. % за счет $Z_{ВХ}$	6	23

Таблица 7

Ограничение тока к.з. входным сопротивлением системы трос-опоры, $R_{ОП}$ = 30 Ом для линии Л-204, п/ст 11А

Тип троса	С - 70	Сн - 70
$Z_{ВХ}$, Ом	0.81 + j0.16	2.3 + j0.05
Уменьшение тока однофазного к.з. % за счет $Z_{ВХ}$	4	17

Таблица 8

Ограничение тока к.з. входным сопротивлением системы трос-опоры, $R_{ОП}$ = 30 Ом для линии Л-205, п/ст 87

Тип троса	С - 70	Сн - 70
$Z_{ВХ}$, Ом	1.2 + j0.19	2.9 + j0.05
Уменьшение тока однофазного к.з. % за счет $Z_{ВХ}$	5	30

Таким образом, тросы из нержавеющей стали могут на 30% более снижать ток однофазного к.з. Ситуация с распределением тока однофазного к.з. между опорами и тросами становится еще более благоприятной, если при грозотросе С-70 подвешен дополнительный трос Сн-70, несущий ВОКС.

В качестве характерных примеров расчета распределения токов к.з. в ВОКС, подвешенных на реальных высоковольтных линиях, рассмотрим две линии 330 кВ Колэнерго:

Л-397 - с грозотросом по всей длине от Кольской АЭС к п/ст 11 (Мончегорск).

Л-396 - без тросовой защиты на основной части линии от КАЭС до Княжегубской ГЭС.

В расчетах использованы следующие исходные данные :

длины линий Л-397 - 70.8 км; Л-396 - 79.4 км;

число опор Л-397 n = 204; Л-396 n =243;

ВОКС подвешен по всей длине.

На Л-396 грозотрос С-70 подвешен только на подходах к подстанциям, а именно на 12 пролетах со стороны КАЭС и 11 пролетах со стороны Княжегубской ГЭС. Сопротивления заземлений тросовых опор 30 Ом, на участках без троса 100 ОМ; сопротивления заземления контуров п/ст 1 ОМ. Полные собственные и взаимные сопротивления тросов и проводов взяты из табл.5, влияющие токи $I_{К1}$ и $I_{К2}$ для обеих линий - из рис.3.

Для иллюстрации характера выдаваемых ПЭВМ результатов на рис.5 и 6 приведены графики зависимостей токов к.з. на линии Л-396 в тросе и ВОКС, текущих в сторону КАЭС, а также распределение токов к.з. по длине линии для случая наиболее опасного ВОКС : к.з. на 13 опоре от КАЭС, т.е. непосредственно за окончанием тросового подхода. Из особенностей кривых рис.5 можно отметить, что несмотря на резкий спад влияющего тока к.з. по мере удаления от КАЭС, токи в тросе и ВОКС в конце подхода растут из-за различия в сопротивлениях опор подхода и остальной части линии. Из рис.6 видно, что наибольший ток течет в пролете между опорой 12 и 13. Он составляет 12.54 кА. В сторону Княжегубской ГЭС течет ток 4.24 кА и ток через 13 опору составляет 0.51 кА.

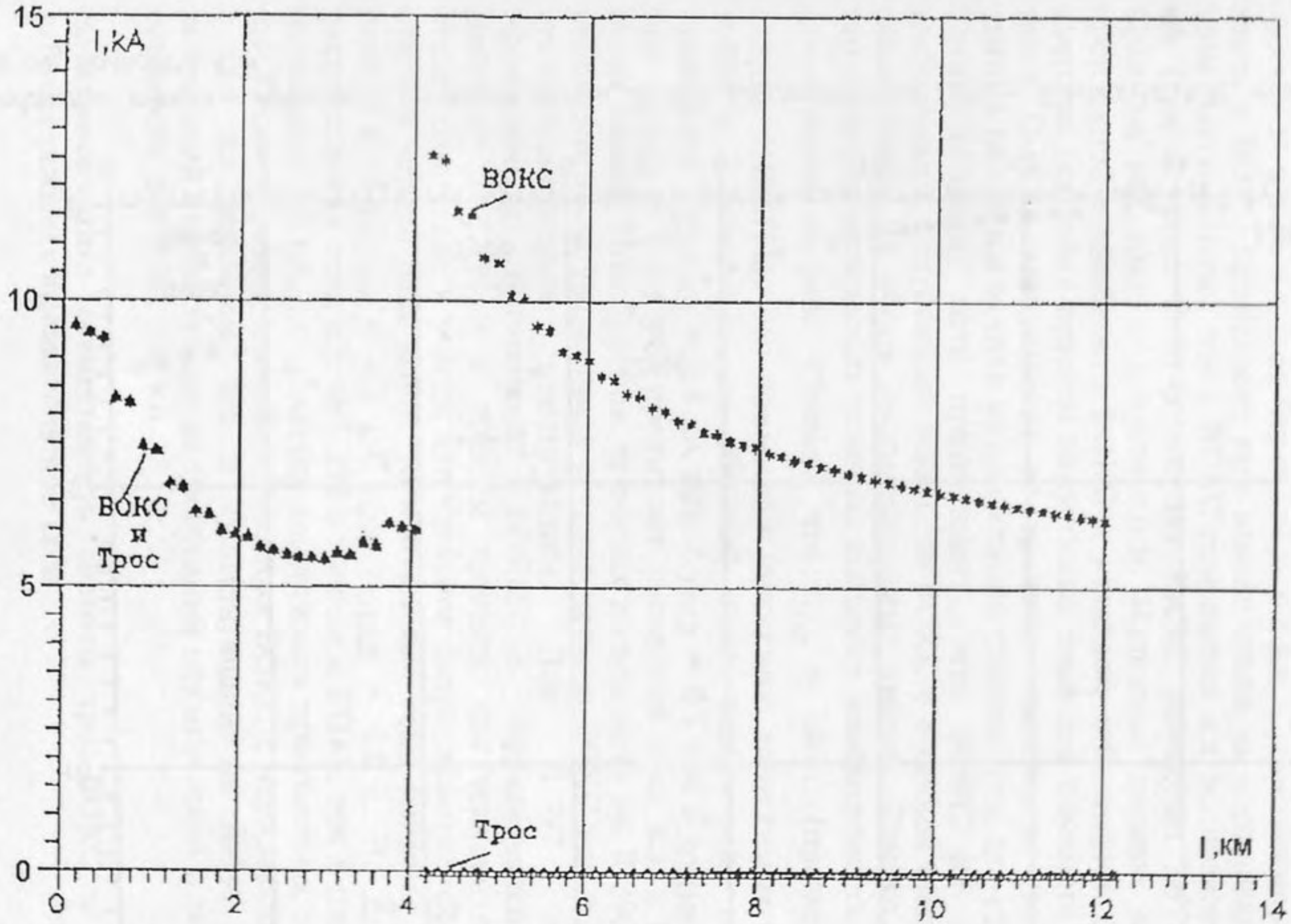


Рис.5. Ток к.з. в сторону Кольской АЭС в пролетах ближайших к месту к.з. (Л-396)

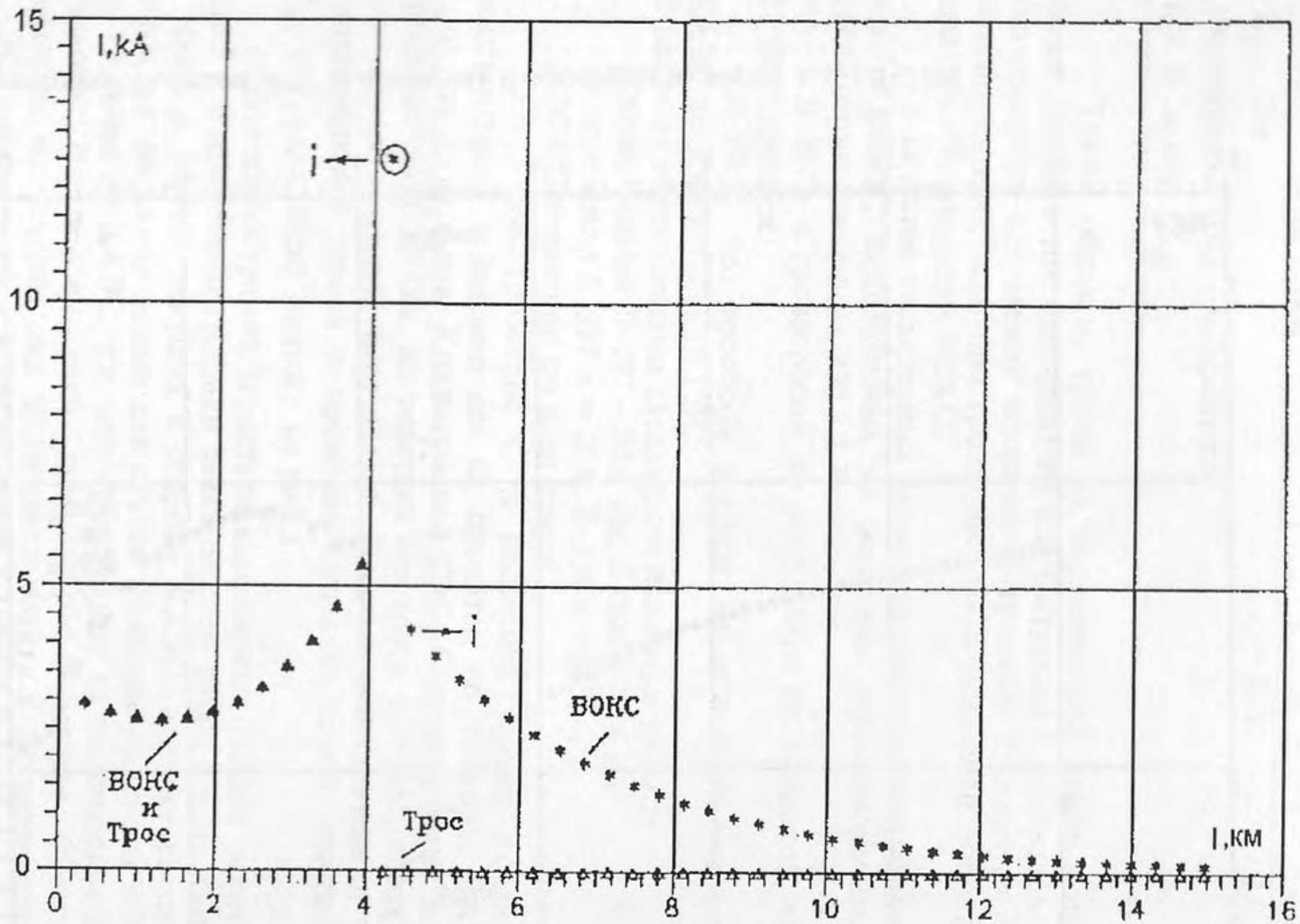


Рис.6. Распределение токов в пролетах по длине линии Л-396 Княжегубская ГЭС - Кольская АЭС при к.з. на 13-й опоре от Кольской АЭС

Расчеты показали, что для линии 397 при ВОКС с металлической частью типа С-70 токи в тросе и ВОКС практически равны и плавно спадают при удалении к.з. от КАЭС. Наиболее опасным является к.з. на первой опоре. Соответствующий расчет дает : токи в ВОКС вправо и влево от первой опоры 9.27 и 1.24 кА; токи в тросе 9.31 и 1.26 кА. Ток через опору 0.5 кА. Существенное снижение токов в ВОКС происходит при замене стали на нержавеющую. При этом максимальный ток в ВОКС при любых к.з. не превосходит 4.21 кА (ток в тросе С-70 в сторону КАЭС возрастает до 13.66 кА). Сравним эти токи с допустимыми. Надежные данные по токовой пропускной способности ВОКС с металлом отсутствуют. Поэтому в качестве исходных примем допустимые токи для обычного стального троса С-70 в зависимости от времени отключения (табл.4). Эти данные получены исходя из допустимой температуры для стали 400^0С. Таким образом, если предположить, что ВОКС не ужесточает требования к допустимым токам, то ВОКС с обычной сталью можно подвешивать на обоих рассматриваемых линиях. Однако очевидно, что наличие оптических волокон вызывает необходимость снижения допустимого нагрева. Примем, что $t_{ДОП}$ = 100^0С (предварительные данные НИИПТ). Это приведет к снижению допустимых для ВОКС токов в 2 раза, т.е. для обычной стали теперь токи не должны превышать $I_{ДОП100}$ = 8.4 кА при $t_{ОТКЛ}$ = 0.1 с и $I_{ДОП100}$ = 2.75 кА при $t_{ОТКЛ}$ = 1 с., что превышает расчетные токи к.з. в ВОКС для обеих линий. Поэтому при принятых допущениях на Л-396 без троса необходимо или увеличивать сечение металла ВОКС или переходить к сталеалюминиевым конструкциям. Для Л-397 оказывается эффективным применение ВОКС с нержавеющей сталью. Действительно, если с запасом принять, что теплоемкость обеих сталей одинакова и учесть, что удельное сопротивление нержавеющей стали в четыре раза выше, то допустимые токи снизятся еще в два раза, т.е. $I_{ДОП100}$ = 4.2 кА при $t_{ОТКЛ}$ = 0.1 с. Но по расчетам распределения тока к.з. в Л-397 с тросом и ВОКС ток в последней не превышает 4.2 кА, т.е. является допустимым при быстрых отключения к.з. Таким образом, возможна подвеска ВОКС с нержавеющей сталью с тем же сечением, что и существующий на Л-397 грозотрос, выбранный исходя только из требований механической и термической стойкости для ЛЭП 330 кВ.

Электромагнитная совместимость системы трос-ВОКС и ЛЭП при рабочих режимах высоковольтной сети

Электромагнитное воздействие фазных проводов нормально работающей ЛЭП на расположенный вблизи металлический трос сводится к следующим факторам.

1. Магнитное влияние симметричной системы фазных токов прямой последовательности ЛЭП.

2. Магнитное влияние несимметричного тока нулевой последовательности нормального режима ЛЭП с заземленной нейтралью.

3. Электрическое влияние симметричной системы фазных напряжений через соответствующие взаимные емкости.

В дальнейшем предполагается, что металлический несущий ВОКС трос заземлен на опорах ЛЭП. Все процессы рассматриваются на частоте 50 Гц. Так как при этом расстояние между проводами и тросами много меньше длины электромагнитной волны, то имеют место квазистационарные процессы, расчет которых проводится на основе решения Карсона для поля бесконечного провода под проводящей землей.

Расчет магнитного влияния симметричной системы фазных токов ЛЭП на трос с ВОКС сводится к следующему. Симметричные токи фаз А, В и С сдвинуты на 120^0 и через соответствующие взаимные сопротивления наводят в тросе ЭДС

$$E_T = Z_{AT} \cdot I_A + Z_{BT} \cdot I_B + Z_{CT} \cdot I_C \ ,$$

где Z - погонные взаимные сопротивления с учетом потерь в проводящем грунте.

Вариантные расчеты на ЭВМ показали, что в диапазоне возможных размещений ВОКС и фазных проводов имеет место слабое изменение взаимных сопротивлений. Поэтому ЭДС взаимоиндукции в тросе существенны только при фазных токах нормального режима 0.5-1.5 кА. Процент ВЛ с такими токами, например для Кольской энергосистемы, составляет в сети 150 кВ - 15%, в сети 330 кВ - 60%. Наиболее несимметричный вариант размещения ВОКС по отношению к проводам будет на уровне нижней траверсы двухцепной опоры при работе одной цепи. Характерные значения взаимных сопротивлений и погонных ЭДС для фазных токов 1 кА, сдвинутых на 120^0, для опоры типа П330-2 при $\rho_{ГР} = 10^4$ Ом·м

Z_{AT}= -0.049+j0.422 Ом/км, Z_{BT}= 0.049+j0.433 Ом/км,
Z_{CT}= -0.49+j0.48 Ом/км и E_T= 53+j66 В/км.

Для определения напряжений и токов в тросе использовалась программа расчета токораспределения в системе трос-опоры, в которой ток к.з. ВЛ принят нулевым. В каждый расчетный пролет схемы замещения включались ЭДС $E_T = E_T^{'} \cdot l$.

Иллюстрация результатов выполнена на примере серии расчетов для ВЛ 330 кВ без грозотроса длиной 100 км с числом пролетов 300 на опорах П330-2. Сопротивления заземлений опор варьировались в

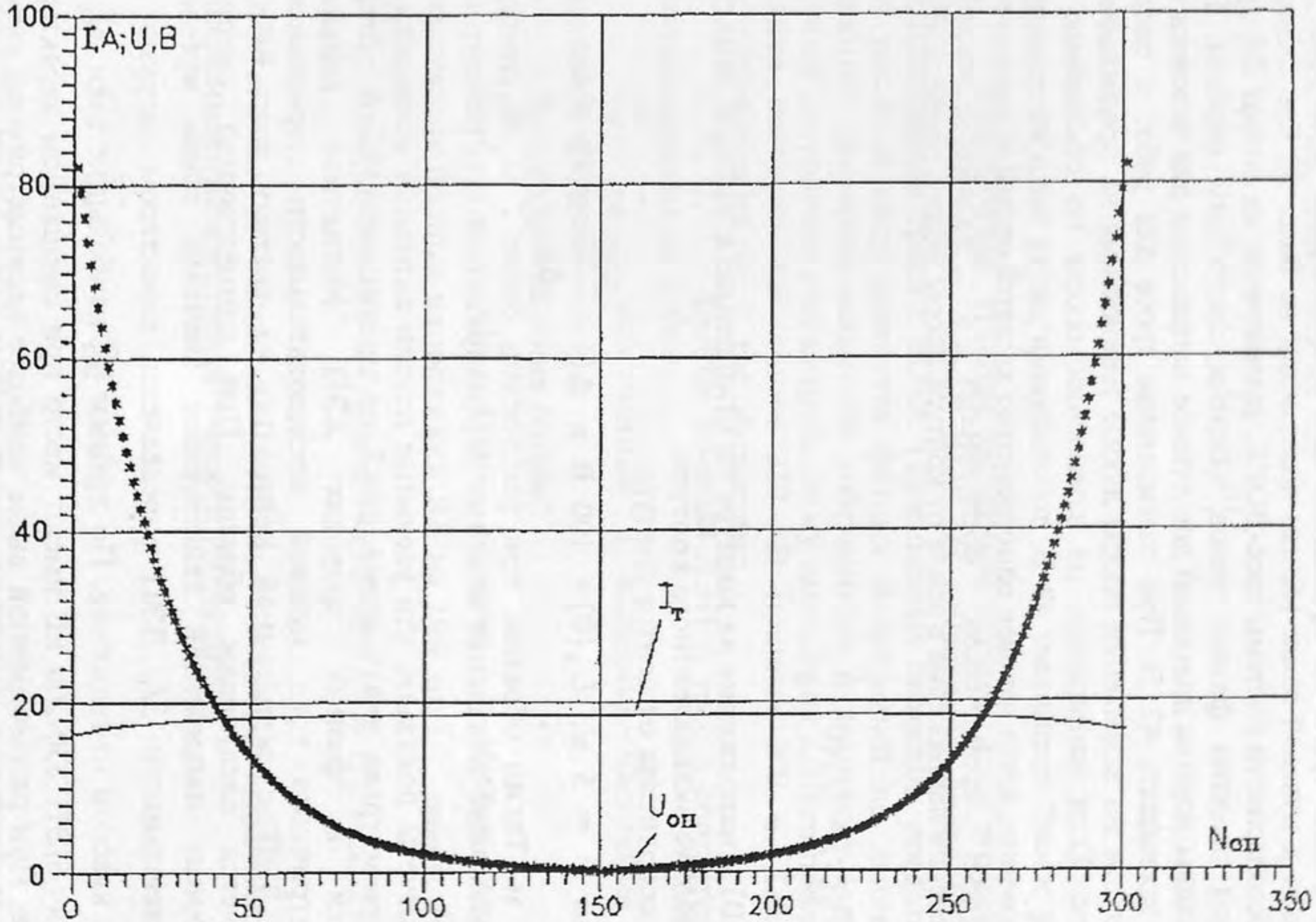


Рис.7. Напряжение и ток в системе трос-опоры при $R_{оп}$=1000 Ом ρ=10000 Ом·м $I_ф$=1500 А $R_{п/с}$=5 Ом.

диапазоне от 10 до 1000 Ом, фазные токи от 1 до 1.5 кА, в качестве несущего ВОКС троса взят тип С-70, сопротивления заземлений концевых подстанций принимались от 1 до 5 Ом. Результаты для наиболее тяжелого расчетного случая приведены на рис.7. При этом наибольший ток в несущем ВОКС тросе не превышает 20 А, напряжение на опорах по отношению к нулевой земле вблизи подстанций не более 80 Ом. Оценка электробезопасности системы трос-ВОКС, заземленной на опорах ВЛ при магнитном влиянии фазных токов, оценена следующим образом. По действующим нормам длительно допустимое напряжение для человека не должно превышать 42 В. При заземленном тросе для работ с опоры возникающие на заземлении опоры любые напряжения не представляют опасности. Если напряжение на заземлении опоры по отношению к "нулевой земле" превышает 42 В, то опасными могут быть напряжения прикосновения, когда человек одновременно касается опоры и достаточно протяженных проводников, соединенных с "нулевой землей". Распределение напряжения в земле от контура опоры можно представить

$$U_3(x) = U_3(0) \cdot \frac{r}{x},$$

где $U_3(0)$ - напряжение на контуре по отношению к нулевой земле;

r - радиус эквивалентного контура;

x - координата от центра контура.

Положим r = 5 м, $U_3(0)$= 100 В и $\Delta U = \frac{500}{\Delta x} \leq 42$ В, откуда $\Delta x \geq 12$ м. Таким образом, при расстоянии более 7 м от контура опоры возможно появление опасных перенапряжений при ремонтных работах.

Расчеты показали, что удельные потери активной мощности в заземленном тросе для условий рис.7 не превышают 4% от потерь мощности в фазных проводах ЛЭП. Магнитное влияние несимметричного тока нулевой последовательности нормального режима ЛЭП с заземленной нейтралью на систему трос ВОКС определяется следующим образом. При симметричной системе генераторных напряжений действующее значение токов нулевой последовательности $3I_0$ ЛЭП определяется характером нагрузки и расчет с классом напряжения. По данным [4] наибольшие токи $3I_0$= 10 А для ЛЭП 330-500 кВ имеют место при смешанном характере нагрузки. При рассмотренной выше наиболее несимметричной схеме расположения ВОКС и проводов ЛЭП на опоре П330-2 и взаимном сопротивлении $Z_{ПТ}$ = (0.049 + j0.48) Ом/км индуктированная в ВОКС ЭДС $E_Т = 3I_0 \cdot Z_{ПТ}$ = 0.49 + j4.8 В/км, что на порядок

меньше ЭДС от фазных токов нормального режима и поэтому ей можно пренебречь.

Электрическое влияние фазных напряжений ЛЭП на ВОКС в нормальном режиме можно определить, исходя из собственных и взаимных емкостей ВОКС-ЛЭП и известной системы фазных напряжений, сдвинутых на 120^0 :

$$U_A,\ U_B = a^2 U_A,\ U_C = aU_A,$$

где $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$,

так что $U_A + U_B + U_C = 0$.

Как и ранее, худшим расчетным случаем из-за его асимметрии будет работа только одной цепи на двухцепной опоре П330-2 при расположении троса с ВОКС (Т) и фазных проводов, представленном на рис.8. В силу равенства фазных напряжений по длине ЛЭП и прямой пропорциональности собственных и взаимных емкостей от длины достаточно рассмотреть схему замещения одного пролета ЛЭП, длина которого для линии 330 кВ принята 300 м. Такая схема представлена на рис.9, где обозначено

А, В, С, Т - фазные провода ЛЭП и трос в соответствии с их расположением на опоре;

C_{ii}, C_{ik} - собственные и взаимные частичные емкости проводов и троса;

R_3 - сопротивление опоры;

E_1, E_2, E_3 - ЭДС схемы, которые с учетом возможного увеличения фазных напряжений ВЛ на 10% от U_H равны $E_1 = U_A = \frac{330 \cdot 1.1}{\sqrt{3}} = 210$ кВ; $E_2 = U_B = a^2 \cdot 210$ кВ; $E_3 = U_C = a \cdot 210$ кВ.

Собственные и взаимные частичные емкости выражаются через коэффициенты электростатической индукции β

$$C_{ii} = \sum_{i=1}^{4} \beta_{ik}; \quad C_{ik} = -\beta_{ik}.$$

Коэффициенты электростатической индукции вычислялись на ЭВМ по имеющейся программе через соответствующие потенциальные коэффициенты α_{ii} и α_{ik}, причем $\alpha_{ik} = \alpha_{ki}$, а сами потенциальные коэффициенты определялись по геометрии проводников

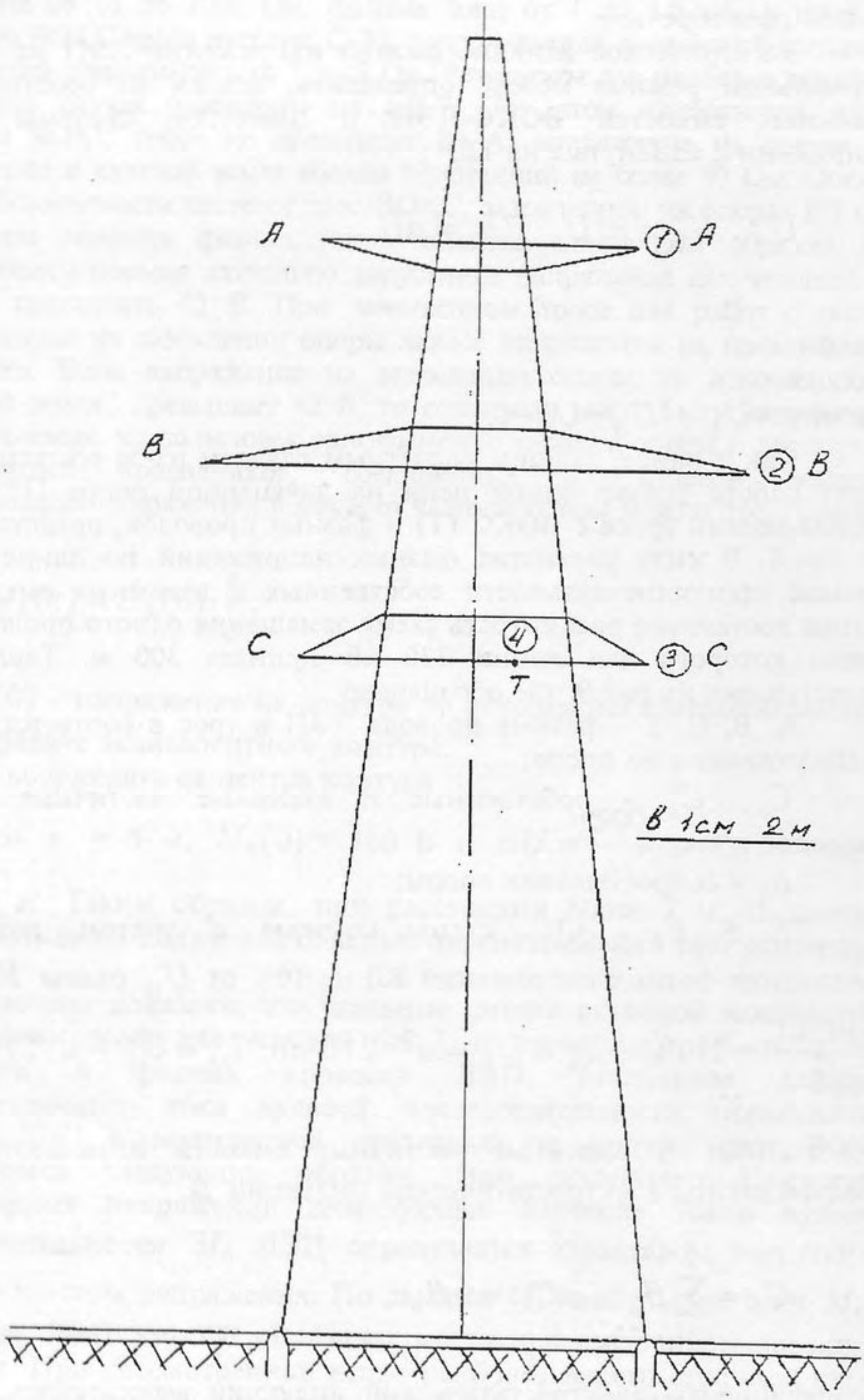


Рис.8. Вариант размещения системы трос-ВОКС на опоре П330-2

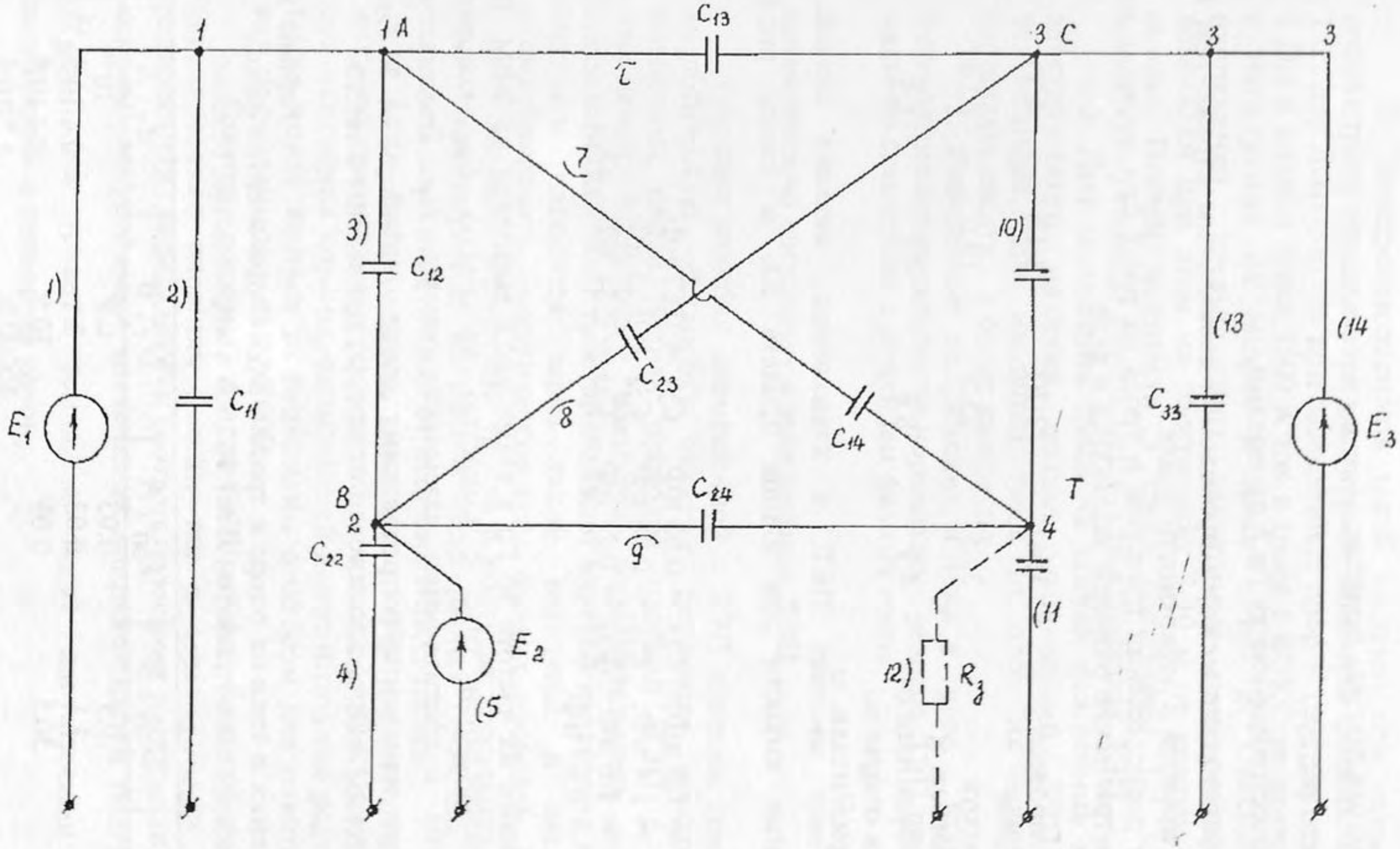


Рис.9. Схема замещения проводов и троса для расчета электрического влияния на трос

$$\alpha_{ii} = \frac{1}{2\pi\xi} \cdot \ln\frac{2 \cdot h_{ii}}{a_{ii}}; \ \alpha_{ik} = \frac{1}{2\pi\xi} \cdot \ln\frac{\mathrm{d}_{ik}}{d_{ik}},$$

где h_{ii} - высота подвеса провода,

α_{ii} - его радиус,

d_{ik} - расстояние между i и k проводами,

d_{ik} - расстояние между i проводом и зеркальным отражением k провода в поверхности земли.

Для расположения проводов и троса на рис.7 при расчетах на ЭВМ геометрические размеры задавались в виде :

№ провода и фаза	1(A)	2(B)	3(C)	4(T)
Высота подвеса, м	33.5	25.5	19.0	22.0
Координата от оси опоры по горизонтали, м	4.9	8.8	5.6	1.5

Вычисленные емкости для длины пролета 300 м схемы рис.8 составили

C_{11} = 1.5 нФ, C_{12} = 0.63 нФ, C_{23} = 0.62 нФ,
C_{22} = 1.4 нФ, C_{13} = 0.28 нФ C_{24} = 0.33 нФ,
C_{33} = 1.6 нФ, C_{14} = 0.27 нФ, C_{34} = 0.54 нФ,
C_{44} = 0.93 нФ.

Расчет режима на частоте 50 Гц в схеме рис.8 выполнен на ЭВМ. В узле 4 подсоединен трос с емкостью на землю C_{44}, которая шунтирована сопротивлением заземления опоры $R_з$. Результаты расчетов при изменении сопротивления заземления опоры от 30 Ом до бесконечности (трос изолирован от опоры) приведены в табл.9.

Таблица 9

Напряжения и токи на опоре и тросе с ВОКС при электрическом влиянии фазных проводов ЛЭП 330 кВ в нормальном режиме

$R_з$, Ом	$U_{оп}$, В	$I_{оп}$, А	$U_т$, В	$I_т$, А
30	0.9	0.03	0.9	10^{-6}
100	3.1	0.03	3.1	$0.4 \cdot 10^{-6}$
1000	30.5	0.03	30.5	$0.4 \cdot 10^{-6}$
10^8	-	-	60000.0	$1.7 \cdot 10^{-2}$

На основании выполненного анализа можно сделать следующие выводы об ЭМС нормального режима работы ЛЭП на ВОКС.

1. Электробезопасность такой системы при заземленном на опорах тросе определяется магнитным влиянием фазных токов ЛЭП. Так, для ЛЭП 330 кВ при заземлениях опор ≈ 1000 Ом, подстанций - 5 Ом и фазных токах 1500 А ток в тросе с ВОКС не превышает 20 А, а напряжения на опорах и тросе - 100 В. Опасные разности напряжений, превышающие допустимые при ремонтах 42 В, возникают при этом на расстояниях 5-10 м от контура заземления опоры. Потери мощности в тросе составляют 1-2 кВт/км, что значительно меньше потерь мощности в проводах ЛЭП.

2. При заземлении троса на опорах наведенные напряжения электрического влияния фазных напряжений ЛЭП являются безопасными, при изоляции троса от опор их величины могут составлять десятки и более киловольт.

3. Наведенные напряжения и токи в тросе с ВОКС от тока нулевой последовательности нормального режима ЛЭП пренебрежимо малы по сравнению с влиянием фазных токов.

Анализ влияния совмещенной с ЛЭП системы трос-ВОКС на экологическую обстановку в зоне несущей ЛЭП

Анализ влияния совмещенной с ЛЭП системы трос-ВОКС на экологическую обстановку связи с расчетами электрических и магнитных полей вблизи проводов несущей ЛЭП с учетом их изменения, вызванного наличием дополнительного заземленного троса с ВОКС. Этот трос приближает нулевой потенциал к проводам. На нем наводится заряд такой величины и знака, чтобы скомпенсировать электрическое поле фазных проводов. При малых сопротивлениях заземлений тросов в контурах трос-земля возникают токи, экранирующие магнитное поле фазных проводов, что может оказаться заметным вблизи от несущих ВОКС тросов.

Если радиус троса, несущего ВОКС, достаточно мал, то индуктированный на тросе заряд, может оказаться достаточным для возникновения короны, вызывающей дополнительные радиопомехи, а также может явиться разрушающим фактором для навитых на трос или подвешенных к нему ВОКС.

Оценки влияния положительных факторов (компенсация и экранирование внешних полей), так и отрицательных (корона и радиопомехи) определяются соответствующими напряжениями начала короны, допустимыми значениями напряженностей полей ($E_{\text{доп}}$ и $H_{\text{доп}}$) на уровнях земли, а также допустимыми уровнями радиопомех и потерь на корону.

Напряженность поля начала короны для цилиндрических проводов определяется по [5]

$$E_{\text{К}} = 17m\delta \cdot (1 + \frac{0.62}{\delta^{0.3} r_{\text{Т}}^{0.38}}),$$

где $r_{\text{Т}}$ - радиус троса, см; δ - относительная плотность воздуха, m - коэффициент негладкости проводов $m = 0.82$.

Если выполняется условие для напряженности поля вблизи троса $E_{\text{Т}} \le E_{\text{К}}$, то влияние радиопомех от троса с ВОКС можно не рассматривать. В противном случае необходима проверка по допустимому уровню радиопомех, который по ГОСТ 22012076 требует, чтобы напряженность поля на поверхности троса не превышала

$$E_{\text{ДР П}} = 22.7 - 12.3 \ln r_{\text{Т}},$$

где $E_{\text{ДР П}}$ - действующее значение допустимой напряженности поля радиопомех.

При расчетах электрического поля по формулам электростатики находится матрица (А) собственных и взаимных потенциальных коэффициентов всех проводников системы. Вычисляется вектор напряжений (U), равный всем заданным (в том числе и нулевым) напряжениям в системе. Произведение $A^{-1}U$, где A^{-1} - матрица, обратная A, дает вектор зарядов, определяющий электрическое поле в пространстве вокруг ЛЭП и на поверхности проводов. Каждый из зарядов создает электрическое поле, направленное по прямой, соединяющей ось проводника (координаты x_i, y_i) и расчетную точку ($x_{\text{Т}}, y_{\text{Т}}$) и определяется $E_i = 2\pi\xi_0 q_i / r_i$, где q_i - заряд провода, $r_i = \sqrt{(x_i - x_{\text{Т}})^2 + (y_i - y_{\text{Т}})^2}$. Дальнейший расчет сводится к суммированию полей от каждого из проводов с учетом сдвига зарядов во времени. Суммирование должно быть вектором. При известном заряде максимальная напряженность поля на тросе составит

$$E_{\text{мах}} = m \cdot 2\pi\xi_0 q_{\text{Т}} / r_{\text{Т}}.$$

Для оценки возможных величин напряженности поля на тросе с ВОКС рассмотрим вариант рис.8 для опоры П 330-2, при котором наведенный заряд $q_{\text{Т}}$ будет наибольшим. В табл.10 даны результаты расчетов максимальной напряженности электрического поля на трос с

ВОКС для пяти различных вариантов его размещения и двух характерных радиусов троса 11.2 мм (провод АС-240) и 5.6 мм (канат ТК-70).

Таблица 10

Максимальные напряженности на поверхности троса с ВОКС при различных высотах h их подвески

№ п/п	h, м	E_{max}, кВ/см		Относительная высота подвески ВОКС
		r_T=5.6 мм	r_T=11.2 мм	
1	29.0	20.92	10.46	Ниже грозового троса, но выше всех фаз
2	22.0	25.9	12.95	На уровне верхних фаз
3	14.5	17.76	8.88	На уровне средних фаз
4	8.0	17.46	8.73	На уровне нижних фаз
5	5.5	16.16	8.08	На минимальной высоте по габариту

Из таблицы следует, что максимальная напряженность поля достигается на уровне верхних фаз. При приближении ВОКС к земле или грозотросу E_{max} падает. В наиболее вероятной зоне подвески троса с ВОКС для тонкого троса С-70 $E_{max} \approx 18$ кВ/см. Напряженность начала короны для проводов радиусом (5-10) мм $E_К$ = 22-25 кВ/см.

Таким образом, при подвеске ниже проводов расчетные значения напряженности поля на поверхности ВОКС имеют тот же порядок, что и $E_К$, но все же меньше последних. Эта оценка дана для наиболее тяжелого случая двухцепной линии. Для линий с горизонтальным расположением проводов при любом месте подвески ВОКС E_{max} будет в несколько раз ниже. Поэтому для однородной части линии можно сделать следующий вывод : при любой подвеске ВОКС на ЛЭП 110-330 кВ фактом возникновения общей короны можно пренебречь вплоть до радиусов несущих тросов 5 мм, что, видимо, близко к минимально возможному радиусу несущих ВОКС тросов с пролетами 100 м и более. При таких напряженностях поля вопрос о радиопомехах снимается. Одновременно расчеты напряженностей E_{max} на тросе вблизи опоры показали, что напряженность поля здесь не превышает соответствующих значений для однородной части линии. Вместе с тем близость значений E_{max} и $E_К$ говорит о том, что соответствующие проверочные расчеты с указанием допустимых по короне значений электрических полей

необходимо включать в обязательный перечень данных о системах трос-ВОКС, подвешенных на ЛЭП.

Для персонала и населения наибольшей определенностью обладают нормы на напряженность электрического поля, воздействующего на людей. У поверхности земли E нормируется на высоте 1.8 м. Для персонала $E_{\text{доп}}$ зависят от времени пребывания в поле и составляют от 5 кВ/м и выше. Максимальная напряженность поля в ненаселенной местности под ЛЭП на высоте 1.8 м не должна превышать 15 кВ/м [5]. Введено понятие санитарно-защитной зоны вдоль ЛЭП, границы которой определяются $E_{\text{доп}}$ = 1 кВ/м. Представляет интерес снижение E в районе ЛЭП при подвеске тросов с ВОКС на уровне или ниже фазных проводов. Для грозозащитных тросов такая компенсация E невозможна из-за большой высоты их подвеса. Наибольший эффект от подвески ВОКС проявляется в случае сильно поляризованного электрического поля проводов ЛЭП. Расчеты показали, что такое поле создается двухцепными ЛЭП с вертикальным расположением фаз. Для подвески ВОКС рис.8 по данным расчетов трос с ВОКС существенно ограничивает напряженность поля под линией (до 20%) и на 10% уменьшает санитарно-защитную зону. Имелись расчетные варианты, когда при отсутствии троса с ВОКС поле непосредственно под линией превышало 1 кВ/м, а при наличии ВОКС дополнительных ограничений по условиям электрических полей не возникало.

Для магнитных полей нормы на допустимые значения $H_{\text{доп}}$ в настоящее время достаточно противоречивы. Для персонала ЛЭП существующие значения $H_{\text{доп}}$ очень высоки (сотни и тысячи А/м в зависимости от времени воздействия). К примеру, магнитное поле 1000 А/м создается характерным фазным током 1 кА линии на расстоянии 1.5 м от него. С учетом сдвига фаз токов магнитные поля под линией редко превышают 100 А/м. Нормы на магнитные поля для населения лежат в пределах от 70 А/м до в последнее время долей А/м. Контрольные расчеты по разработанной методике в уточненной постановке для линий 110-330 кВ показали, что влияние дополнительного троса с ВОКС на магнитное поле линии несущественно и экологический эффект от троса с ВОКС в этом случае отсутствует.

Заключение

Для комплексного анализа электромагнитной совместимости (ЭМС) высоковольтных сетей с цепями управления и связи, использующими волоконно-оптические кабели связи (ВОКС) с металлическими элементами на опорах ЛЭП созданы методы расчетов

и пакет алгоритмов и программ, включающие следующие программно-алгоритмические модули:

расчеты вероятного числа грозовых повреждений системы трос-ВОКС при ударах молнии в несущую ЛЭП с учетом статистики токов молнии и размещения ВОКС по отношению к фазным проводам;

определение грозоупорности ЛЭП при наличии дополнительного троса с ВОКС;

расчеты токов к.з. в пролетах ЛЭП и определение зависимостей токов в системе трос-ВОКС при вариации места к.з. с учетом дискретных неоднородностей ЛЭП;

определение ЭМС ВОКС и ЛЭП в нормальных режимах высоковольтной сети с учетом магнитного влияния на ВОКС фазных токов ЛЭП при несимметрии нагрузки, электростатического влияния фазных напряжений и магнитного влияния фазных токов;

оценка электрических и магнитных полей вблизи ЛЭП с учетом троса с ВОКС;

анализ условий коронирования и возникновения радиопомех на тросе с ВОКС, приближенном к земле.

В результате проведенного численного анализа выявлены следующие преимущества подвески ВОКС с металлическими элементами (несущим тросом) на опорах ЛЭП на уровне или ниже фазных проводов.

Удельное число грозовых повреждений (на 100 км и 100 грозовых часов) системы ВОКС-трос в предлагаемом варианте находится на уровне 10^{-2}, что соизмеримо с повреждениями ВОКС в обычном грозотросе. Однако несомненными преимуществами предлагаемого варианта является возможность ремонта ВОКС без отключения ЛЭП и существенное увеличение грозоупорности ЛЭП из-за наличия дополнительного несущего троса.

Расчеты показали, что даже при весьма высоких токах однофазных к.з. свыше 20 кА на ЛЭП без грозозащитных тросов термическая стойкость системы трос-ВОКС обеспечивается использованием сталеалюминевого троса, а на ЛЭП с грозотросом - использованием в качестве несущего троса из нержавеющей стали. В последнем случае за счет высокого сопротивления стали на 30% и более уменьшается ток однофазного к.з.

Обеспечение ЭМС ВОКС с ЛЭП в нормальных режимах работы высоковольтной сети при заземлении несущего троса на опорах ЛЭП не требует дополнительных мероприятий. Для наихудших расчетных условий вследствие магнитного влияния фазных токов, ток в тросе не превышает 20 А, напряжение на опоре и тросе не более 100 В, потери активной мощности в тросе не более 4% от потерь в проводах ЛЭП. Электростатическое влияние фазных напряжений на заземленный трос несущественно.

Расчетные исследования позволили установить, что совмещенная с ЛЭП система трос-ВОКС улучшает экологическую обстановку в зоне несущей ЛЭП за счет экранирования

электрического поля проводов ЛЭП заземленным тросом. Напряженность электрического поля под линией снижается до 20% и на ~10% уменьшается необходимая по требованиям допустимой напряженности поля санитарно-защитная зона ЛЭП. При радиусах несущих ВОКС тросов до 5 мм коронирование заземленного троса и радиопомехи от него несущественны.

В дальнейшем на основе созданных расчетных методов целесообразна разработка методических указаний по расчетам ЭМС систем трос-ВОКС и ЛЭП. Представляется необходимым :

разработка единого программного комплекса с организацией баз данных по техническим характеристикам и отказам ЛЭП и ВОКС;

проведение полного цикла многовариантных расчетов для предпроектной подготовки прокладки ВОКС по ЛЭП для выбранных проектируемых и действующих линий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гершенгорн А.И. Применение волоконно-оптической связи в элек трических сетях высокого напряжения // Энергетическое строительство. - № 9. - 1993.- С.64-71.
2. Техника высоких напряжений. Под ред. М.В.Костенко. - М.: Высшая школа, 1973. - 528 с.
3. Методические указания по расчету термической стойкости грозозащитных тросов. - Москва-Киев: Энергосетьпроект, 1976. - 52 с.
4. Михайлов М.И., Разумов А.Д., Соколов С.А. Защита сооружений связи от опасных и мешающих влияний. - М.: Связь, 1976. - 222 с.
5. Александров Г.Н., Горелов А.В., Ершевич В.В. и др. Проектирование линий электропередачи сверхвысокого напряжения. - Спб. Энергоатомиздат, 1993. - 560 с.

И.М.Зархи, Ю.М.Невретдинов

ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ ИСТОЧНИКОВ СВЕРХНИЗКОЧАСТОТНОГО И КРАЙНЕНИЗКОЧАСТОТНОГО ДИАПАЗОНА, ВКЛЮЧАЮЩИХ ПРОМЫШЛЕННЫЕ ЛЭП С ОБЪЕКТАМИ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

Генерирование электромагнитных полей сверхнизкочастотного диапазона (СНЧ) с частотами 30-200 Гц и крайненизкочастотного диапазона (КНЧ) с частотами 0.6-15 Гц находит все более широкое применение для исследований радиопередачи в указанных диапазонах частот, глубинных зондирований земной коры [1], прогнозирования землетрясений [2] и др. Для обеспечения дальности распространения поля источники включают протяженные антенные системы или промышленные ЛЭП длиной до 100 км и более, заземленные по концам. Рабочие токи в цепи "провод-земля" достигают сотни ампер и создают в окружающем пространстве мощные магнитные поля, представляющие опасность для линий проводной связи, электропередачи и персонала.

Проблема электромагнитной совместимости (совместной работы) СНЧ или КНЧ генератора, включенного на выведенную из эксплуатации ЛЭП, и сетей электросистемы вызвана появлением в рабочей сети токов нулевой последовательности вследствие индукции от генерируемого электромагнитного поля и гальванической связи элементов сети с контуром генератора. Токи гальванической связи определяются изменением потенциалов заземлений по концам ЛЭП с генератором и связанных с этими же заземляющими контурами нейтралями силовых трансформаторов.

Так как величина тока гальванической связи определяется параметрами "нулевой" последовательности рабочей сети и в первую очередь сопротивлениями нулевой последовательности силовых трансформаторов или автотрансформаторов, зависящими от частоты, работа генераторов КНЧ представляет наибольшую опасность. Влияние гальванических токов аналогично действию геомагнитных возмущений.

Электрические сети образуют разветвленную систему по каналам "провод-земля", поэтому экспериментальные исследования ЭМС затруднены, так как не позволяют выделить основной контур, в котором присутствуют прогнозируемые индуктивные и гальванические токи.

В 1998 г. Российским институтом мощного радиостроения (РИМР) при участии ИФТПЭС КНЦ РАН проведены исследования распространения КНЧ поля, создаваемого генератором крайненизких частот (ГКНЧ), который включен в ЛЭП 330 кВ. Расположение ЛЭП 330 кВ и конфигурация примыкающей сети позволили выполнить измерения индуктированных и гальванических токов. Однолинейная схема гальванически связанной сети представлена на рис.1. Источник КНЧ поля включает генератор (ГКНЧ) конструкции РИМР, ЛЭП 330 кВ Л-401

длиной 109.6 км и заземления подстанции ПС-200 и ОРУ ГЭС-15. Гальванически связанный контур образован обмотками 150 кВ автотрансформаторов Т-3,Т-4 (ПС-200), имеющими заземленную нейтраль, проводами ЛЭП 150 кВ в следующем порядке: параллельные Л-171 и Л-172 от шин 150 кВ ПС-200 до ПС-6, далее Л-226 до РУ 150 кВ ГЭС-18, Л-178 - до РУ 150 кВ ГЭС-16, параллельные Л-175 и Л-176 до РУ 150 кВ ГЭС-15 и обмотки 150 кВ автотрансформаторов АТ-1 и АТ-2, нейтраль которых имеет общее заземление с Л-401. Общая протяженность по контуру, образованному проводами ЛЭП 150 и 330 кВ и обмотками АТ-1, АТ-2, АТ-3, АТ-4, составляет более 290 км. Указанный контур сети связан с высоковольтной сетью энергосистемы на участке от ПС-200 до ПС-6 длиной около 30 км. Оставшаяся часть контура территориально расположена вдали от коммуникаций и не имеет гальванической связи с другими ЛЭП или железной дорогой (кроме ОЛ-178 и Л-227, не образующих контуров по проводам). Контуры заземлений ГЭС-15, ГЭС-16, ГЭС-18 находятся на значительном удалении друг от друга и от заземлений ПС-200 и ПС-6. Контуры заземлений ПС-200 и ПС-6 имеют связь по высоковольтной сети и коммутационным системам. В данной сети возможно измерение тока нулевой последовательности в линиях Л-178 или Л-226. Такие измерения были выполнены в 1998 г. для замкнутого контура, образованного проводами ЛЭП 150 и 330 кВ и обмотками силовых трансформаторов (СТ).

Л-401 и Л-226 находятся в одном коридоре на длине приблизительно 60 км (ширина сближения 30-50 м), а по концам линии расходятся. Ток нулевой последовательности КНЧ Л-401 индуктирует в соседней Л-226, работающей в нормальном режиме, соответствующие токи и напряжения.

Индуктированный ток КНЧ замыкается через сопротивление нулевой последовательности трансформаторов по концам на ПС-6 и ГЭС-18 и сопротивления заземляющих контуров. Суммарная индуктивность нулевой последовательности СТ по концам равна 0.02 Гн. Индуктивность контура, образованного Л-401 и ЛЭП 150 кВ без учета параметров трансформаторов, равна 0.127 Гн.

В соответствии со схемой рис.1 из-за изменения потенциалов заземлений ПС-200 и ГЭС-15 часть тока КНЧ замыкается через сопротивления нулевой последовательности силовых трансформаторов этих распредустройств и сопротивления соответствующих ЛЭП, в том числе Л-226, связанных на шинах 150 кВ РУ ПС-200, ПС-6, ГЭС-18, ГЭС-16 и ГЭС-15. Индуктивность нулевой последовательности на одну фазу трансформаторов АТ-1 и АТ-2 на ПС-200 составляет на стороне 150 кВ L_0 = 0.056 Гн и на ГЭС-15 L_0= 0.026 Гн. Таким образом, суммарная индуктивность трех фаз в параллель автотрансформаторов по концам составляет 0.027 Гн.

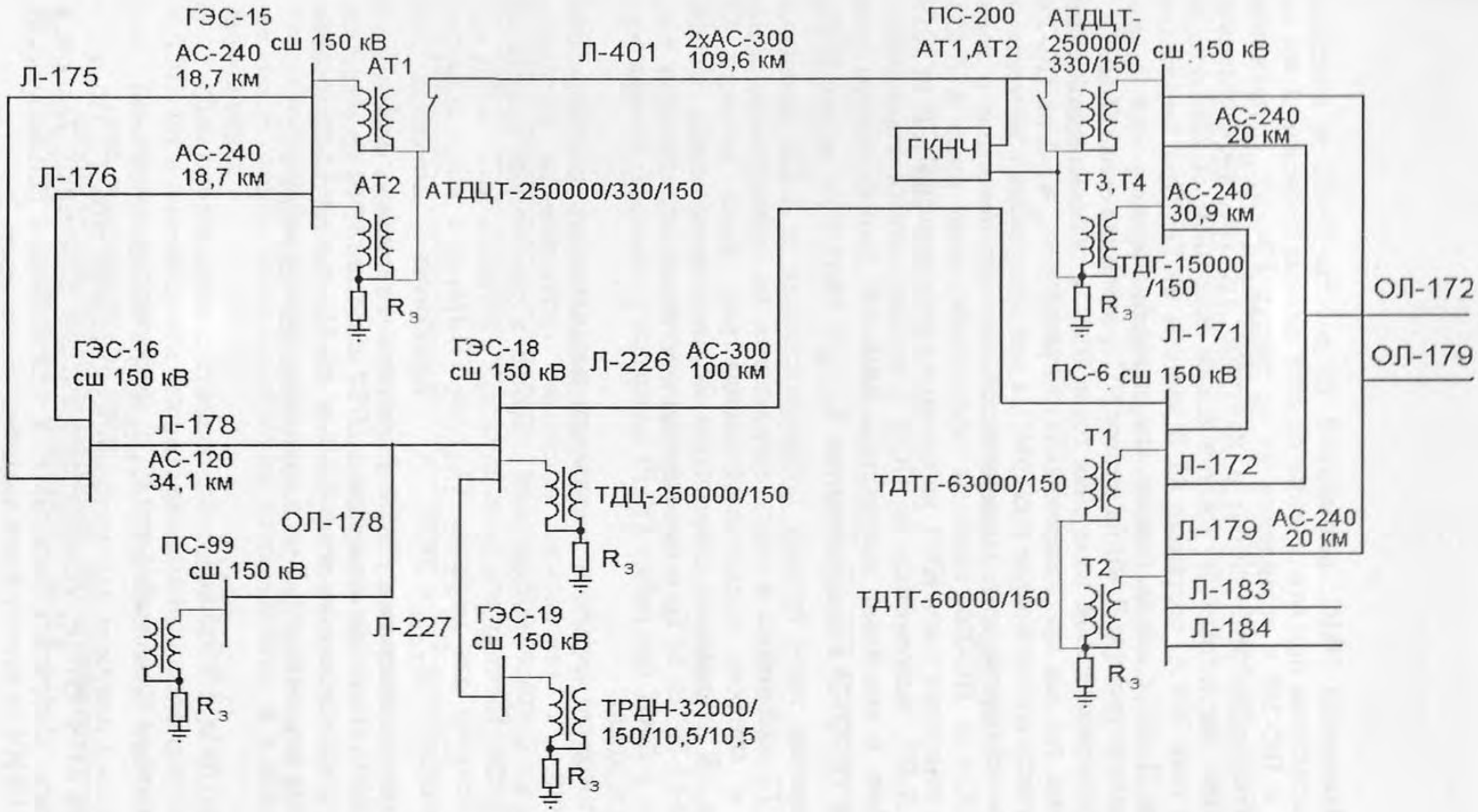


Рис.1. Однолинейная схема сети 150-330 кВ, связанной гальванически с контуром Л-401

Измерения ЭМС, выведенной из работы Л-401 и соседних ЛЭП, выполнены при отключении от сети фазных проводов Л-401 на ГЭС-15 и ПС-200 и заземлении их на контур ГЭС-15. Напряжение между проводами этой линии и контуром ПС-200, обусловленное суммарным магнитным и электрическим влиянием Л-226 при ее рабочем токе 350 А, составило 85 В частоты 50 Гц. При замыкании проводов Л-401 с обеих концов ток наводки составил ~1.5 А, т.е. сопротивления трех фаз Л-401 на частоте 50 Гц составило около 55 Ом.

Непосредственные измерения токов ЭМС и гальванической связи затруднены, так как при измерениях в нейтралях АТ-1, АТ-2 на ПС-200 сложно учесть составляющую тока ЭМС, а при измерениях в нейтралях в Л-226 накладываются токи гальванической связи, протекающие в земле между ПС-6 и ПС-200. Наиболее эффективен замер токов в Л-226. Поэтому измерения токов КНЧ, наведенных в работающей Л-226 от КНЧ режима Л-401, выполнялись на ПС-6 с использованием стандартного встроенного в линейный выключатель ВВШ-220 трансформатора тока (ТТ) типа ТВ-220-25 с коэффициентом $k_{\text{ТР}\,50} = 750/5$ А на частоте 50 Гц. Для измерения токов нулевой последовательности в Л-226 вторичные обмотки ТТ соединялись в звезду, нагруженную на сопротивление шунта 10 Ом, к которому подключался осциллограф. Класс точности ТТ составлял 1% и основная погрешность обусловлена отличием частоты КНЧ (0.6-15 Гц) от 50 Гц и наличием гармонических составляющих тока КНЧ. Ток в Л-401 при работе ГКНЧ измерялся с помощью датчика тока на эффекте Холла.

Измерение частотной зависимости коэффициента трансформации встроенного ТТ невозможно вследствие необходимости получения больших КНЧ токов в первичной обмотке и длительного вывода из работы Л-226. Поэтому изучение характера частотной зависимости ТТ было выполнено для шинного ТТ типа ТПЛМ-10 с коэффициентом трансформации $k_{\text{ТР}\,50} = 200/5$ А. Калибровка выполнена от низкочастотного генератора Г3-110 и при непосредственном включении в контур ГКНЧ. Частотная характеристика ТТ в области КНЧ представлена на рис.2 в виде зависимости отношения коэффициента трансформации $k_{\text{ТР}}(f)$ на переменной частоте к нормированной величине $k_{\text{ТР}\,50}$

$$k_{\text{ТОТН}}(f) = k_{\text{Т}}(f) / k_{\text{Т}50}.$$

Отличия зависимостей $k_{\text{ТОТН}}(f)$ объясняются тем, что зависимость 1 получена для чисто синусоидального тока Г3-110, а 2 - для тока ГКНЧ РИМР, включающего высшие гармоники. Так как в дальнейшем измерялись токи ЭМС и составляющие гальванических токов от ГКНЧ за основу взята частотная зависимость 2.

Результаты измерений токов в Л-401 (в режиме генерирования КНЧ) и КНЧ тока нулевой последовательности в Л-226 приведены в табл.1.

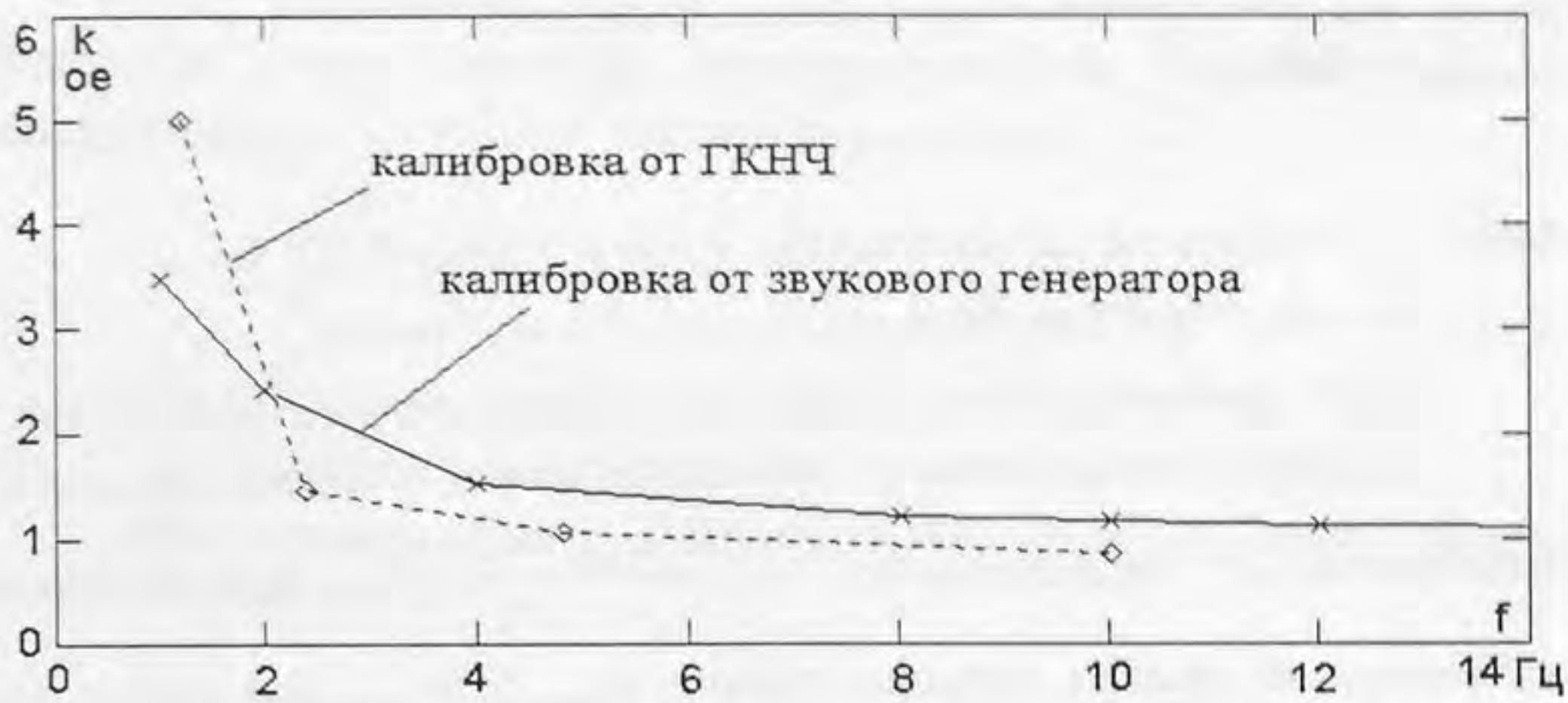


Рис.2. Частотная зависимость относительного коэффициента трансформации трансформатора тока

Таблица 1

Результаты измерений токов в Л-401 и Л-226

f, Гц	1.0	2.0/2.4	4.0/4.8	10.0/10.0	12.0	15.0/15.0
$I_{Л\text{-}401}$, А	81.0	68.0/69.0	68.0/69.0	24.0/64.0	19.0	17.0/61.0
$I_{Л\text{-}226}$, А	69.4	32.1/16.6	21.2/21.1	7.63/19.2	6.38	5.1/19.3

При частотах менее 4 Гц вследствие значительной несинусоидальности тока КНЧ калибровка ТТ не корректна. Ток несимметрии частоты 50 Гц в Л-226 (при отсутствии КНЧ влияния) по данным измерений не превышал 3 А. Здесь значения указанных в числителе соответствуют одной серии экспериментов, а в знаменателе - другой серии.

Для определения составляющих токов КНЧ в ЛЭП, связанных с ЛЭП-401 в генераторном режиме, выполнены следующие расчеты:

индуктивного влияния на Л-226 при работе Л-401 в режиме КНЧ;

токов гальванической связи.

Сопротивления взаимной индукции определены из аппроксимации решения Карсона по формулам, полученным М.В.Костенко,

$$Z_{12} = r_{12} + jx_{12},$$

где $r_{12} = 2\pi \cdot 10^{-7} f(\alpha_{12} + \beta_{12})$, Ом/м

$$x_{12} = 4\pi \cdot\cdot 10^{-7} f \cdot \ln \frac{h_1 + h_2 + b_3}{d_{12} \cdot \sqrt{\cos\alpha_{12} \cdot \cos\beta_{12}}}, \text{ Ом/м}$$

$$\alpha_{12} = \operatorname{arctg} \frac{b_3 + a_{12}}{h_1 + h_2 + b_3}; \ \beta_{12} = \operatorname{arctg} \frac{b_3 - a_{12}}{h_1 + h_2 + b_3};$$

$$b_3 = 500 \cdot \sqrt{\frac{\rho_3}{f}}; \ d_{12} = \sqrt{a_{12}^2 + (h_1 - h_2)^2}.$$

Здесь ρ_3 - удельное сопротивление грунта, принято 10^4 Ом·м;

h_1 и h_2 - высоты подвеса проводов 1 и 2 линий;

a_{12} - кратчайшее расстояние между параллельными линиями.

Сложное непараллельное сближение между линиями сводилось к эквивалентному параллельному $a_Э = \frac{a_{max} + 2a_{min}}{3}$, причем линия разбивалась на участки согласно условию $a_{max} \le 5a_{min}$. Для определения ширины и длины эквивалентных участков параллельного сближения подверженная влиянию линия проектировалась на влияющую ЛЭП.

Сопротивление нулевой последовательности ЛЭП (контур - все провода ЛЭП-земля) определялись также из приближенного решения Карсона для электромагнитного поля бесконечно длинного провода над проводящей землей, которое для низких частот хорошо согласуется как с точным решением, так и с решением задачи для дипольных источников.

$$Z_0 = \frac{r_n}{n} + \pi^2 f \cdot 10^{-4} + (j29f \cdot \lg \frac{D_3}{r_Э}) \cdot 10^{-4} \text{ Ом/км},$$

где r_n - сопротивление постоянному току 1 провода;

n - число проводов линии;

$r_Э$ - эквивалентный радиус провода для линий с расщепленными проводами, $r_Э = \sqrt{r a_{СР}^{К-1}}$,

$a_{СР}$ - среднее геометрическое расстояние между проводами одной фазы;

для многопроводных (трехфазных и двухцепных) линий:

$r_Э = \sqrt[n]{r \cdot D_П^{К-1}}$; $D_П = \sqrt[n]{\prod_i^n D_{ik}}$ - среднее геометрическое расстояние между проводами;

D_{ik} - расстояние между проводами i и k ;

$D_3 = \dfrac{2.1}{\sqrt{f \cdot G_3 \cdot 10^{-5}}}$, м - глубина эквивалентного тока в земле;

G_3 - удельная проводимость грунта - 10^{-4} 1/Ом·м.

Если расстояние между осями линий много меньше глубины обратного тока в земле D_3, то сопротивление взаимной индукции между линиями на низкой частоте определяется как

$$Z_{12} = \pi^2 f \cdot 10^{-4} + (j29f \cdot \lg\frac{D_3}{d_{12}}) \cdot 10^{-4}, \text{ Ом/км},$$

где d_{12} - расстояние между линиями.

Индуктированный в Л-226 ток КНЧ (I_2) определен по формуле для каждой из частот

$$I_2 = I_1 \cdot \frac{Z_{12}}{Z_{22} + Z_{ЗАЗ} + j \cdot 2\pi \cdot f 0.02},$$

где Z_{12} - взаимное сопротивление Л-401 и Л-226;

Z_{22} - собственное сопротивление Л-226;

$Z_{ЗАЗ}$ - сопротивление заземлений по концам (3 Ом);

0.02 Гн суммарная индуктивность концевых трансформаторов;

I_1 - ток в Л-401 (режим генерирования).

Результаты расчетов для экспериментальных значений тока в Л-401 (табл.1) и их сопоставление с данными измерений приведены в табл.2.

Расчетные величины токов, индуктированных в Л-226, в целом не противоречат измеренным значениям. Большие значения измеренных токов подтверждают наличие и гальванических связей Л-401 с контуром линий 150 кВ, включая Л-226 (рис.3).

Таблица 2

Сопоставление расчетных и экспериментальных величин

f ,Гц	I_1,А	R_{22},Ом	X_{22},Ом	R_{12},Ом	X_{12},Ом	I_2,А	$I_{изм2}$,А
4	68.0	1.1	5.9	0.24	1.98	13.2	21.2
10	24.0	1.75	14.1	0.59	4.55	5.64	7.63
12	19.0	1.98	16.8	0.71	5.38	4.53	6.38
15	17.0	2.31	20.7	0.87	6.6	4.1	5.1

Для разделения составляющих тока в Л-226 выполнены расчеты полных сопротивлений контура провода Л-401-"земля" (Z_1), контура образованного проводами Л-401 и гальванически связанной сетью 150 кВ. (Z_2), контура провода Л-226-"земля" (Z_3) и взаимного сопротивления контуров Л-401-"земля" и Л-226-"земля" (Z_4). Результаты расчетов сопротивлений по модулю в комплексном виде приведены в табл.3.

Таблица 3

Зависимость сопротивлений контуров от частоты

f ,Гц	$\lvert Z_1 \rvert$	Z_1	$\lvert Z_2 \rvert$	Z_2	$\lvert Z_3 \rvert$	Z_3	Z_4
	Ом						
1.2	4.44	4.14+ 1.59i	9.22	9.14+ 1.18i	7.94	7.73+ 1.80i	0.6i
2.4	5.26	4.27+ 3.07i	9.45	9.14+ 2.37i	8.47	7.73+ 3.46i	1.13i
4.8	7.44	4.53+ 5.91i	10.3	9.14+ 4.74i	10.2	7.73+ 6.67i	2.14i
8.0	10.74	4.87+ 9.56i	12.1	9.14+ 7.89i	13.3	7.73+10.8i	3.41i
10.0	12.85	5.09+11.8i	13.5	9.14+ 9.87i	15.4	7.73+13.4i	4.18i
12.0	14.98	5.30+14.0i	14.9	9.14+11.8	17.7	7.73+15.9i	4.94i

Соответствующие расчетные значения токов в контуре Л-401-"земля" (I_1), тока гальванической связи (I_2), индуктированных в Л-226, тока (I_3), полный ток в Л-401 (I_4) и в Л-226 (I_5) приведены в табл.4. Здесь же даны значения токов в комплексном виде.

Таблица 4

Расчетная частотная зависимость токов в контурах индуктивных и гальванических связей

f , Гц	$\lvert I_1 \rvert$	$\lvert I_2 \rvert$	$\lvert I_3 \rvert$	$\lvert I_4 \rvert$	$\lvert I_5 \rvert$
	A				
1.2	68.5	32.96	5.16	100.9	31.0
2.4	57.8	32.18	7.73	88.6	27.2
4.8	40.8	29.52	8.56	68.7	22.0
8.0	28.3	25.16	7.27	52.5	18.2
10.0	23.6	22.60	6.41	45.6	16.3
f	I_1	I_2	I_3	I_4	I_5
1.2	64.0- 24.6i	32.7- 4.2i	2.9+ 4.3i	96.7- 28.8i	29.8- 8.5i
2.4	47.0- 33.7i	31.1- 8.1i	6.7+ 3.9i	78.1- 41.8i	24.5- 12.0i
4.8	24.8- 32.4i	26.2- 13.6i	8.5- 0.5i	51.1- 46.0i	17.7- 13.1i
8.0	12.9- 25.2i	19.0- 16.4i	6.5- 3.3i	31.9- 41.7i	12.6- 13.1i
10.0	9.4- 21.7i	15.4- 16.6i	5.1- 3.8i	24.7- 38.3i	10.2- 12.7i

Графически частотная зависимость токов в контурах приведена на рис.3а. Как видно из данных рис.3а, ток КНЧ в контуре Л-401-"земля" снижается более чем в три раза при увеличении частоты от 1.5 до 6 Гц.

Для повышения эффективности источника КНЧ поля целесообразно скомпенсировать индуктивную составляющую контура Л-401-"земля" (Z_1 табл.3) последовательно включенной батареей емкостью от $1.3 \cdot 10^3$ мкФ (для f = 10 Гц) до $21.6 \cdot 10^3$ мкФ (для f =2.4 Гц).

Получаемая при этом частотная зависимость токов в контуре дана на рис.3б.

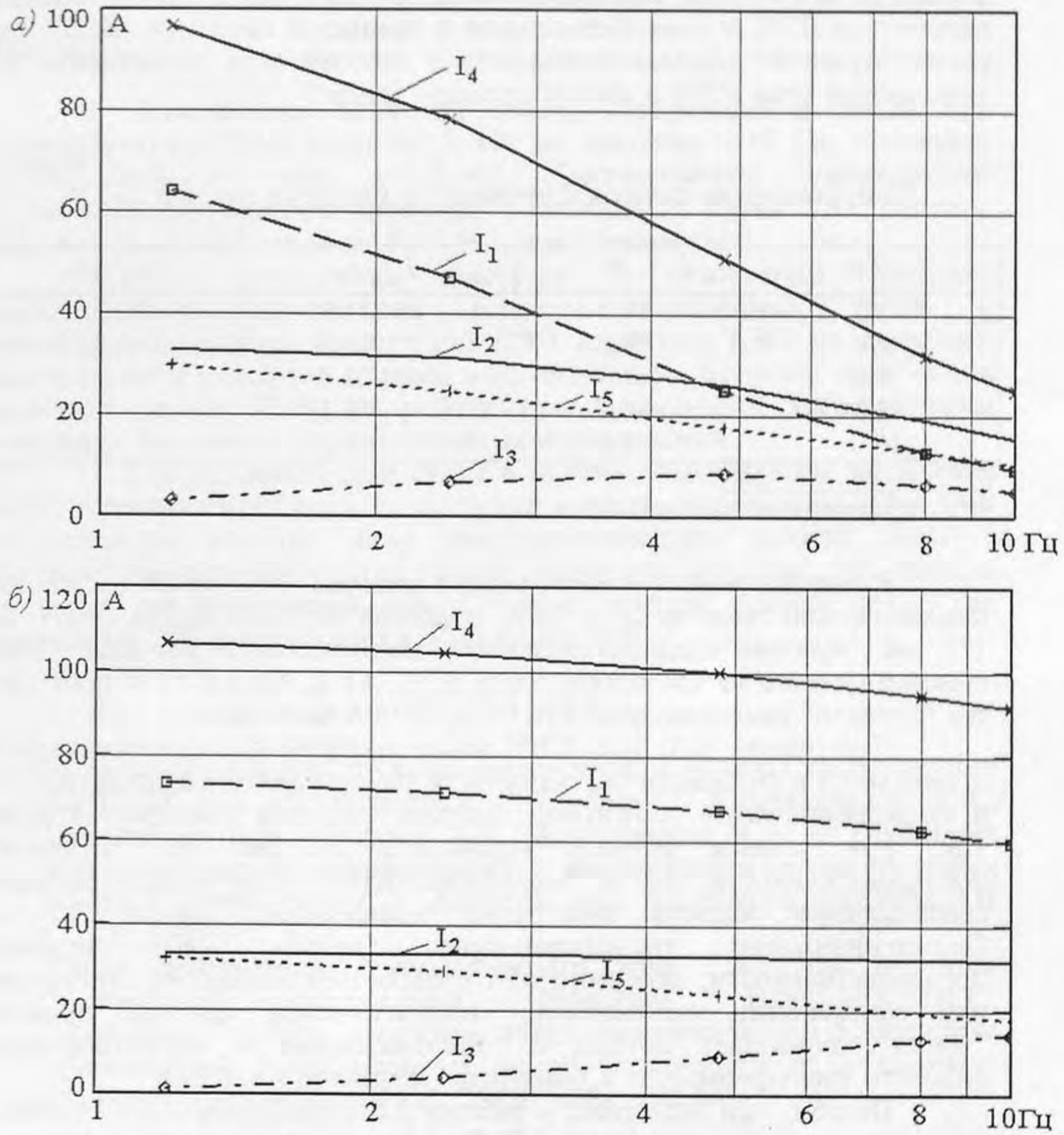


Рис.3. Частотная зависимость токов в контурах: Л-401, земля и сети 150 кВ; а - прямое включение ГКНЧ; б - включение ГКНЧ через конденсаторную батарею

Сопоставление данных измерений токов в Л-226 (I_u) в зависимости от частоты при проведении экспериментов с результатами расчетов (I_4) дано в табл.5.

Полученные в табл.5 результаты с учетом значительной погрешности определения $k_{ОТ\,Н}$ трансформатора тока и наличия гармонических составляющих на выходе генератора показывают достаточную точность эквивалентирования контурных связей, оценки параметров ЛЭП и трансформаторов и принятой методики. Величина токов "нулевой" последовательности в рабочей сети сопоставима со значениями тока КНЧ в канале провод-"земля"

Таблица 5

Сопоставление данных измерений и расчетов токов в Л-226

f, Гц	$I_э$*, А	I_U, А	I_4, А
1.2	89.0	31.3	27.3
2.4	69.0	16.6	21.2
4.8	69.0	21.0	22.1
8.0	64.0	19.1	22.2
10.0	61.0	19.2	21.9

* $I_э$ - измеренный ток в Л-401.

В соответствии со схемой рис.1 в рабочей Л-178 течет только ток гальванической связи от 22 до 33 А, в каждой из Л-175, Л-176, Л-171, Л-172 ток "нулевой" последовательности уменьшается в два раза. Через обмотки каждого из трансформаторов АТ-1, АТ-2, АТ-3 и АТ-4 протекает ток "нулевой" последовательности от 11 до 16 А частотой 10-1.2 Гц.

Негативное действие КНЧ токов нулевой последовательности проявляется в снижении селективности работы релейной защиты (РЗ) и подмагничивании магнитной системы силовых трансформаторов. Так, при уставке органов управления РЗ на ток "нулевой" последовательности 30 А появление КНЧ тока может вызвать срабатывание защиты при токе несимметрии около 15 А. Подмагничивание трансформаторов токами КНЧ нулевой последовательности, особенно при повышении мощности генератора или применении компенсации индуктивности контура провод-"земля", повышает потери и тепловыделение в магнитопроводе силового трансформатора с развитием дефектов изоляции.

Поэтому при подготовке к работам с генерированием КНЧ полей с применением промышленных ЛЭП необходимы анализ структуры гальванически связанных сетей, расчет индуктированных токов и токов гальванической связи и согласование работ со службой релейной защиты и автоматики. Анализ гальванической связи необходимо выполнять и для автоблокированных цепей железной дороги.

Данные табл.4 и рис.3 показывают, что при анализе генерируемого поля необходимо учитывать возбуждение перпендикулярной составляющей поля от тока в контуре, образованном проводами гальванически связанных линий. Тем более, что размеры и конфигурация поля, полученного от гальванически связанных контуров (ЛЭП, железная дорога), соизмеримы с контуром провод-"земля".

Выводы

1. Измеренные значения токов, наведенных в Л-226 при генерировании КНЧ поля от Л-401 на частотах 4-15 Гц, составили около 30% от тока в Л-401. Эксперименты подтверждают правильность эквалентирования связанных сетей и расчеты индуктированных токов и токов гальванической связи.

2. По результатам расчетов и измерений показана необходимость выполнения расчетов наведенных токов и согласования работы конкретной ЛЭП в режиме КНЧ со службами автоматики и релейной защиты энергосистемы. Вопросы негативных действий токов КНЧ на работу трансформаторов энергосистемы являются предметом дополнительных исследований.

3. Ток гальванической связи в контуре, замыкающем заземления ЛЭП источника КНЧ поля, не поступает в землю, существенно выше тока индуктивного влияния даже при расположении рабочих ЛЭП в непосредственной близости и создает дополнительное поле. По данным расчетов для конкретной схемы ток в контуре провод-"земля" не превышает 70% полного тока в ЛЭП источника.

ЛИТЕРАТУРА

1. Эксперимент "Волга" по глубинному зондированию с применением ЛЭП ПТ 800 кВ Волгоград - Донбасс / Жамалетдинов А.А., Павловский В.И., Токарев А.Д., Ковалевский В.Я. // Глубинное электромагнитное зондирование с применением промышленных линий электропередач. - Апатиты: изд. Кольского филиала АН СССР, 1981. - С.5-24.
2. Опыт применения промышленного тока ГЭС для прогноза "плотинных" землетрясений в Дагестане / Идармагев Ш.Г., Казарьянц Г.С. // Глубинное электромагнитное зондирование с применением промышленных линий электропередач. - Апатиты: изд. Кольского филиала АН СССР, 1981. - С.44-47.

А.Н.Данилин, Е.П.Петров

УСТАНОВКА ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТОКОВ МОЛНИИ В ПРОВОДНИКАХ И ОБОСНОВАНИЕ ЕЕ ПАРАМЕТРОВ.

Воздействие тока молнии на проводники. При ударах молнии в провода и грозозащитные тросы ЛЭП, воздушные проводные и кабельные линии связи, а также в воздушные волоконно-оптические линии связи с металлической арматурой, поражающим фактором является термическое воздействие тока молнии. В месте входа тока в проводник возникают каверны за счет переноса расплавленного металла в канале молнии. Появление каверн на металлических проводниках, грозозащитных тросах, металлических арматурах воздушных и оптико-волоконных кабелей приводит к снижению их прочности и, при наличии сильных ветровых и голгледных нагрузок - к их обрывам. За счет термического воздействия у воздушных кабелей кроме этого повреждается изоляция, а у волоконно-оптических кабелей под воздействием ударной волны канала разряда молнии могут быть разрушены оптические кварцевые волокна, что приводит к нарушению связи.

Для разработки мер по снижению аварийности, вызываемой воздействием тока молнии на провода и кабели, необходимо их исследование и аттестация на грозостойкость, под которой подразумевается неизменность их проводящих и прочностных свойств после протекания тока молнии. Исследования и аттестацию можно осуществить путем воздействия на испытываемые провода и кабели разрядами, моделирующими канал и ток молнии по его главным параметрам воздействия и дальнейшей оценкой снижения прочности проводов и кабелей и нарушением передающих свойств линий связи.

В настоящее время в ряде стран, в частности в США, приняты стандарты, регламентирующие параметры и форму испытательного импульса тока, моделирующего ток молнии [1,2]. Вместе с тем отмечается, что назрела необходимость выработки международных стандартов на средства молниезащиты и параметры испытательной установки по всему кругу поражающих факторов молнии, в том числе и термическому воздействию тока.

Параметры тока молнии. Молния представляет собой серию вспышек главного разряда, во время которых протекают токи большой амплитуды, и непрерывный ток меньшей амплитуды, протекающий между вспышками и после их окончания (ток непрерывной стадии). Число вспышек, как правило, больше единицы, их число может достигать тридцати, на рис.1 схематично приведено развитие тока молнии во времени. Усредненные параметры тока молнии, влияющие на повреждение проводников, и которые, следовательно, должны обеспечиваться установкой, моделирующей грозовой разряд, приведены в таблице Вероятность того, что заряд, амплитуда тока и длительность разряда молнии в главной и непрерывной стадии будут равны или более указанной величины составляют соответственно 1 и 50%.

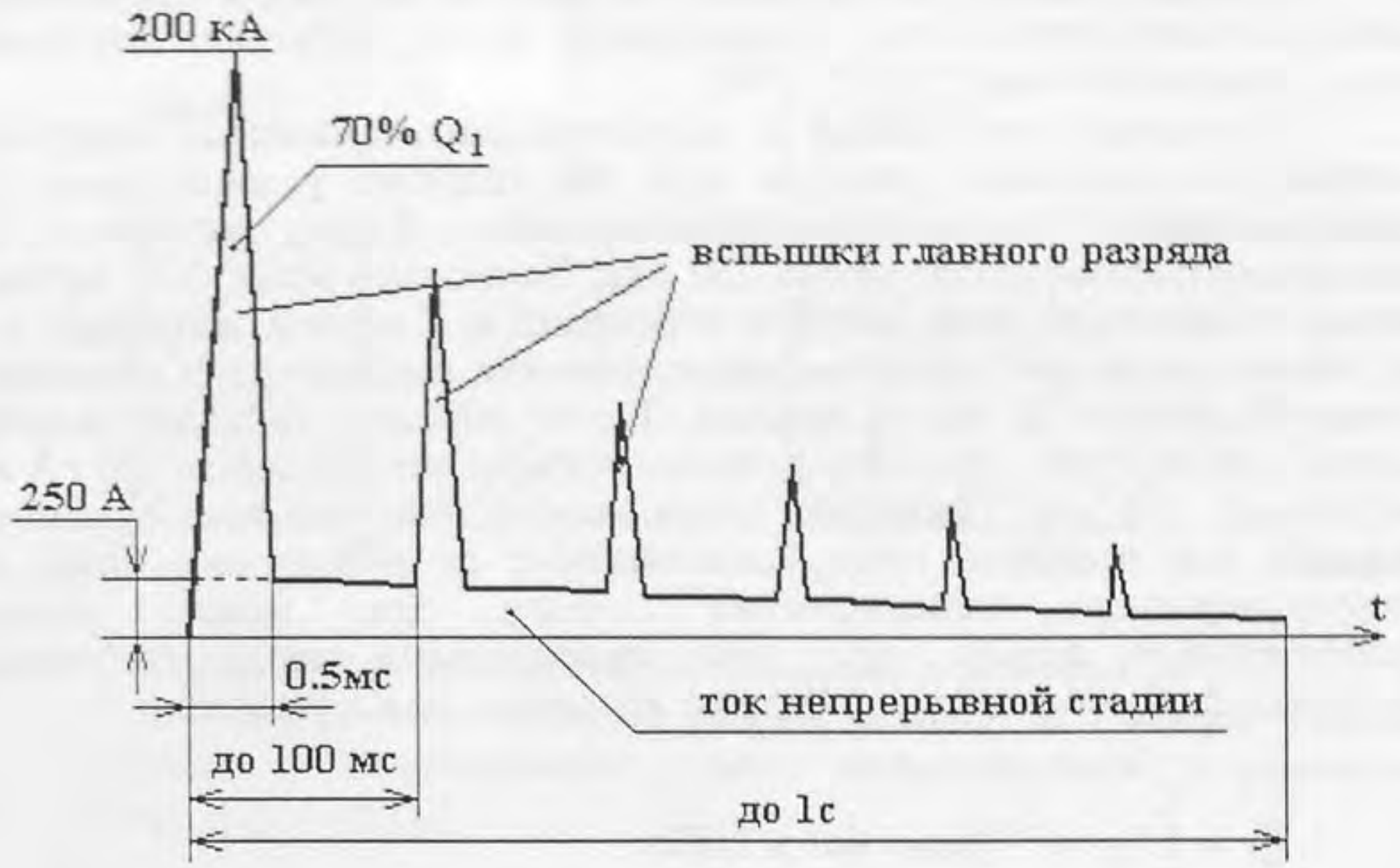


Рис.1. Форма тока молнии

Параметры токов молнии

Параметр	Вероятность	
	1%	50%
Главный разряд (первая вспышка)		
Амплитуда тока , кА	200	300
Переносимый заряд, Кл	20	3
Интеграл действия, $A^2 \cdot c$	$2 \cdot 10^6$	$4 \cdot 10^3$
Длительность полуспада тока, мкс	250	100
Полярность - отрицательная,		
Форма - экспоненциальная.		
Стадия непрерывного тока		
Амплитуда тока , А	250	50
Переносимый заряд, Кл	200	25
Длительность, с	0.8	0.5
Полярность - отрицательная		

Условия моделирования токов молнии. Аналогия термического воздействия на проводники тока генератора импульса, моделирующего полномасштабный ток молнии в стадиях главного разряда и непрерывного тока достигается при условиях:

равенства амплитуд и плотностей тока;

равенства времени воздействия;

отсутствия взаимного влияния анодных и катодных процессов в межэлектродном промежутке, моделирующем канал тока молнии.

Степень ожога и оплавления места входа молнии в проводник зависит от амплитуды тока, переносимого заряда, интеграла действия тока и плотности тока.

Рассмотрим требования к моделированию процессов главного разряда. По известным данным [4,8] ток главного разряда имеет с вероятностью 95% отрицательную полярность и форму экспоненты с длительностью полуспада около 250 мкс. Поскольку более 70% заряда стадии главного разряда молнии переносится в первой вспышке, то по указанным выше причинам моделирование последующих вспышек главного разряда не имеет смысла. Таким образом, главный разряд можно моделировать искровым разрядом с током амплитудой до 200 кА и затуханием 250 мкс. Поскольку разрушающее действие тока главного разряда, как показано ниже, мало зависит от направления тока и пропорционально переносимому заряду, ток может иметь колебательную форму, при этом переносимый заряд (интеграл затухающих колебаний тока) должен достигать 20 Кл (таблица)

$$Q_1 = \int_0^\infty I_{m1} \cdot e^{-\alpha \cdot t} |\sin \omega \, t| dt \le 20\text{Кл}.$$

Протекание требуемого заряда через нагрузку (20 Кл) происходит за счет многократного перезаряда емкостного накопителя. За счет этого габариты установки могут быть многократно снижены, поскольку не требуется емкостной накопитель энергии на полный заряд.

Для того, чтобы заряд тока молнии, определенный интегралом

$$Q_2 = \int_0^\infty I_{m2} \cdot e^{-\alpha \cdot t} \le 20\text{Кл}$$

и моделируемый разряд соответствовали друг другу, необходимо, чтобы при том же затухании соблюдалось соотношение

$$I_{m1} / I_{m2} \approx 1.5.$$

Реально величина этого соотношения лежит в интервале 1.4-1.6. На рис.2 приведены форма тока молнии и модуль тока, моделируемого на испытательной установке. При этом интеграл действия тока, определяемый как

$$I^2 t = \int_0^\infty i^2 dt = \int_0^\infty I_m^2 \cdot e^{-2\alpha \cdot t} \sin^2 \omega \cdot t \cdot dt$$

имеет значение, близкое к приведенному в таблице.

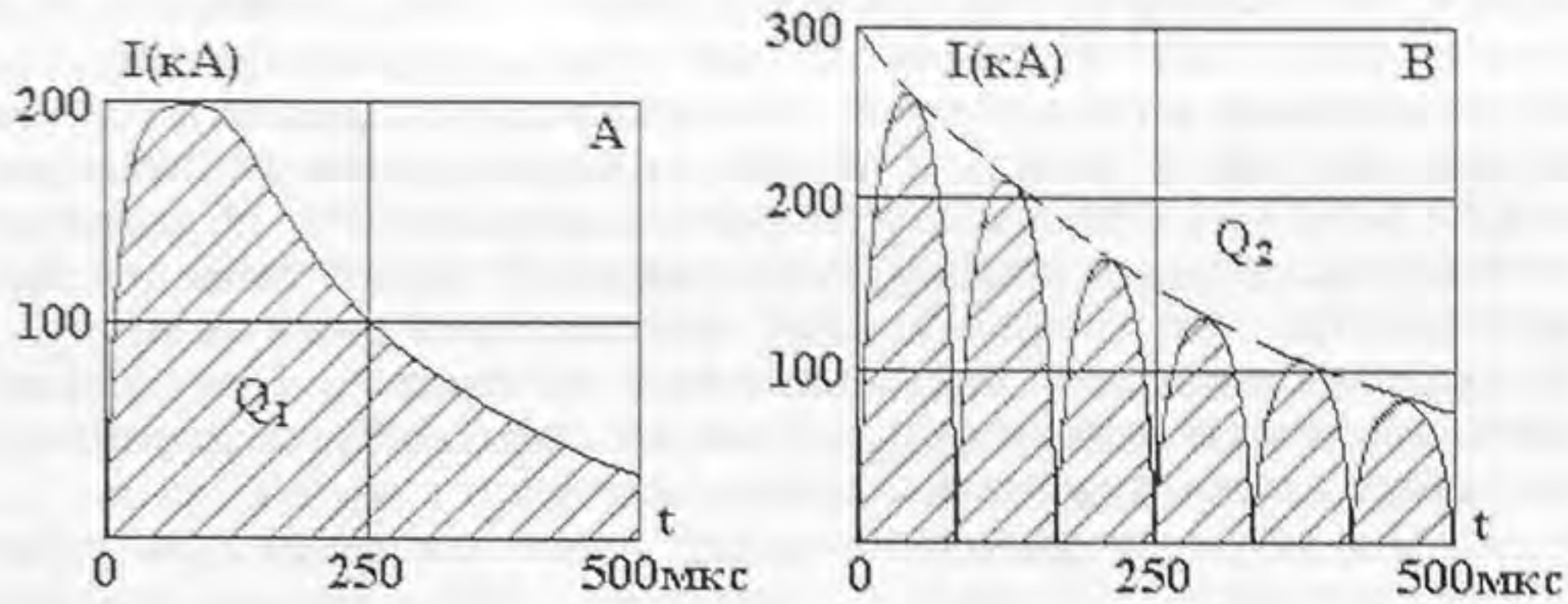


Рис.2. Формы токов молнии и испытательной установки:
А - форма тока главного разряда молнии; В - модуль импульса тока, генерируемого на испытательной установке.
$Q_1 \approx Q_2 = I(t)dt$

Моделирование тока непрерывной стадии может быть осуществлено на основе мощного источника тока (до 250 А) и мостового выпрямителя, что исключает использование накопителей энергии огромной емкости [7]. Генераторы, моделирующие токи главного разряда и непрерывной стадии, должны быть синхронизированы.

Электродный промежуток, моделирующий канал молнии. Одним из условий аналогии термического и ударного воздействия является соответствие плотности тока в электродном промежутке и канале молнии, а также исключение заметного взаимного влияния процессов на катоде и аноде. Поскольку подавляющее число разрядов молнии несут отрицательный заряд, то для стадии непрерывного тока, переносящего большую часть заряда, анодом должен быть исследуемый проводник.

На основе наблюдения формы и вида ожоговых пятен на проводах после удара молнии авторами настоящей статьи предложена следующая феноменологическая модель процесса втекания тока в проводник. В работах [3,8,9] указывается, что радиус канала молнии составляет несколько сантиметров и на порядок больше радиуса искры воздушных искровых промежутков с малым зазором [9]. О диаметре канала молнии в месте входа в проводник косвенно можно судить по размерам ожоговых пятен на грозозащитных тросах, которых может быть несколько, в соответствии с числом вспышек главного разряда. Размер ожоговых пятен составляет 1.0-3.0 см на длине проводника 10-15 см [1]. При протекании тока первой вспышки главного разряда с амплитудой до 200 кА происходит быстрое расширение канала, по которому затем протекает ток непрерывной стадии с амплитудой до 200 А, т.е. в тысячи раз меньшей, но переносящий на порядок больший заряд. В связи с этим плотность тока непрерывной стадии в десятки тысяч раз меньше и несмотря на

длительность и переносимый заряд термическое воздействие этой стадии разряда на проводник пренебрежимо. Вторая вспышка главного разряда формируется по расширившемуся каналу первого разряда. Диаметр канала второй вспышки в первый момент намного меньше того, по которому он сформировался и место его в проводник, находясь в зоне расширившегося канала первой вспышки главного разряда, как правило, не совпадает с местом входа первого разряда. Последующие вспышки главного разряда формируются аналогично. По этой причине при одном ударе молнии формируется несколько ожоговых пятен на проводе. При попадании молнии в самолет формируется цепочка ожоговых пятен на корпусе из-за его передвижения относительно канала молнии.

При таком представлении модель процесса, приведенная в работе [10] неправомерна. Во-первых, электроды, размещенные на концах молниеотводов подстанции, которыми улавливались молнии, имели слишком маленькую площадку (D=2 см), т.е. созданы условия принудительного разряда в одну точку и канал не мог перемещаться так, как это может быть при ударе молнии в горизонтальный провод. В связи с этим утверждение, что число застывших вытяжек металла в виде группы остроконечных конусов (fulgamits) соответствует числу вспышек при одном ударе молнии, неверно. Аналогичные fulgamits наблюдались на медных проводах, в которые ударила молния (Крымэнерго), при этом на каждом пятне, соответствующем одной вспышке, было несколько аналогичных fulgamits. То есть расплавление и вытяжка металла в канал главного разряда происходит с поверхности пятна несколькими струями, которые по окончании тока во вспышке застывают в виде группы конусов. Теория процесса втекания тока молнии в провод в настоящее время, на наш взгляд, требует доработки.

Максимальная плотность тока молнии лежит в пределах $(10\text{-}30)\cdot 10^3$ А/см^2 [11]. По некоторым данным [1] плотность тока может достигать 10^5 А/см^2, однако за 3-5 мкс за счет взрывного изменения диаметра канала быстро снижается [12]. Последнее значение плотности при максимальном токе главного разряда принято нами в качестве базового.

Разогрев места входа искры в проводник зависит от амплитуды, плотности и времени воздействия тока. Разогрев происходит в результате бомбардировки электродов электронами и ионами, теплопередачи из канала разряда и омических потерь. Разница в разогреве анода и катода незначительна и составляет не более 20% [6], что также подтверждает корректность моделирования экспоненциального импульса тока молнии периодически затухающим током, переносящим такой же заряд.

Дополнительный разогрев может возникать в том случае, если за время импульса при малом межэлектродном промежутке ионы анода достигают катода и вызывают вторичную эмиссию электронов, которые дополнительно бомбардируют анод и разогревают его [6]. Межэлектродный промежуток должен иметь такую величину, чтобы

исключить или снизить это явление до пренебрежимого значения. При скорости ионов в дуге 200 м/с [2] и длительности полуспада 250 мкс ион проходит путь в дуге около 5 см. Данное расстояние можно принять в качестве минимальной длины межэлектродного промежутка главного разряда. Поджиг такого промежутка может осуществляться взрывающейся проволокой, на испарение которой в течение первых 1.5-2.0 мкс расходуется не более 1.5% энергии источника тока главного разряда.

Электродный промежуток стадии непрерывного тока, в котором за время до 0.8 с протекает ток дугового разряда, поджигается плазменным факелом главного разряда. Длина промежутка может быть снижена на 15-20% по сравнению с промежутком главного разряда, но не меньше, иначе плотность тока значительно превысит величину, которая соответствует реальной молнии.

Данная информация явилась исходной для разработки системы генерирования токов молнии, которая может использоваться для испытаний воздушных проводников и кабелей на грозостойкость.

Установки для моделирования токов молнии. Примером регламентирования формы тока для испытаний систем молниезащиты может служить стандарт MIL- STD-1757A, принятый в США (рис.3, оси координат в масштабе). Опыт показал, что из четырех выделенных стадий наиболее термическое и ударное воздействие оказывают первая вспышка главного разряда (1-я стадия) и непрерывный ток (3-я стадия). Это очевидно и из энергетических соотношений стадий. В связи с этим предложен метод и разработана установка, генерирующая импульс тока, включающий три стадии. Как указывалось, первая стадия представляет собой затухающий колебательный разряд с амплитудой до 250 кА и переносимым зарядом 20 Кл. Вторая стадия - непрерывный постоянный ток 200 А длительностью до 1 с. Между ними - промежуточный разряд, переходная стадия от главного разряда к непрерывному. Схематичная форма импульса с указанием параметров тока и заряда по стадиям приведена на рис.4.

Блок-схема разработанной и испытанной установки "Молния" приведена на рис.5. Генераторы импульсных токов, синхронизованные по стадиям, формируют в нагрузке (испытываемом проводнике) импульс тока с параметрами, приведенными на рис.4. Упрощенная электрическая схема установки "Молния" приведена на рис.6. Электронный промежуток, конструкция которого удовлетворяет требованиям устойчивого разряда и ограничениям, описанным выше, после коммутации высоковольтного разрядника Р1 поджигается взрывающейся проволочкой, которая сгорает при разряде ГИТ1.

Разряд ГИТ2 (стадия главного разряда) устойчивый канал в разрядном промежутке Р2, через который в нагрузку текут токи промежуточной и одновременно непрерывной стадии, формируемые ГИТ3 и ГИТ4. Генераторы ГИТ1, ГИТ2, ГИТ3 основаны на емкостных накопителях. ГИТ4 представляет собой высоковольтный мостовой выпрямитель, включающий при пробое Р2, и выключаемый автоматом, управляемым реле времени. R1, R2, R3, L1, L2 - резисторы и соленоиды формирования, токоограничения и защиты.

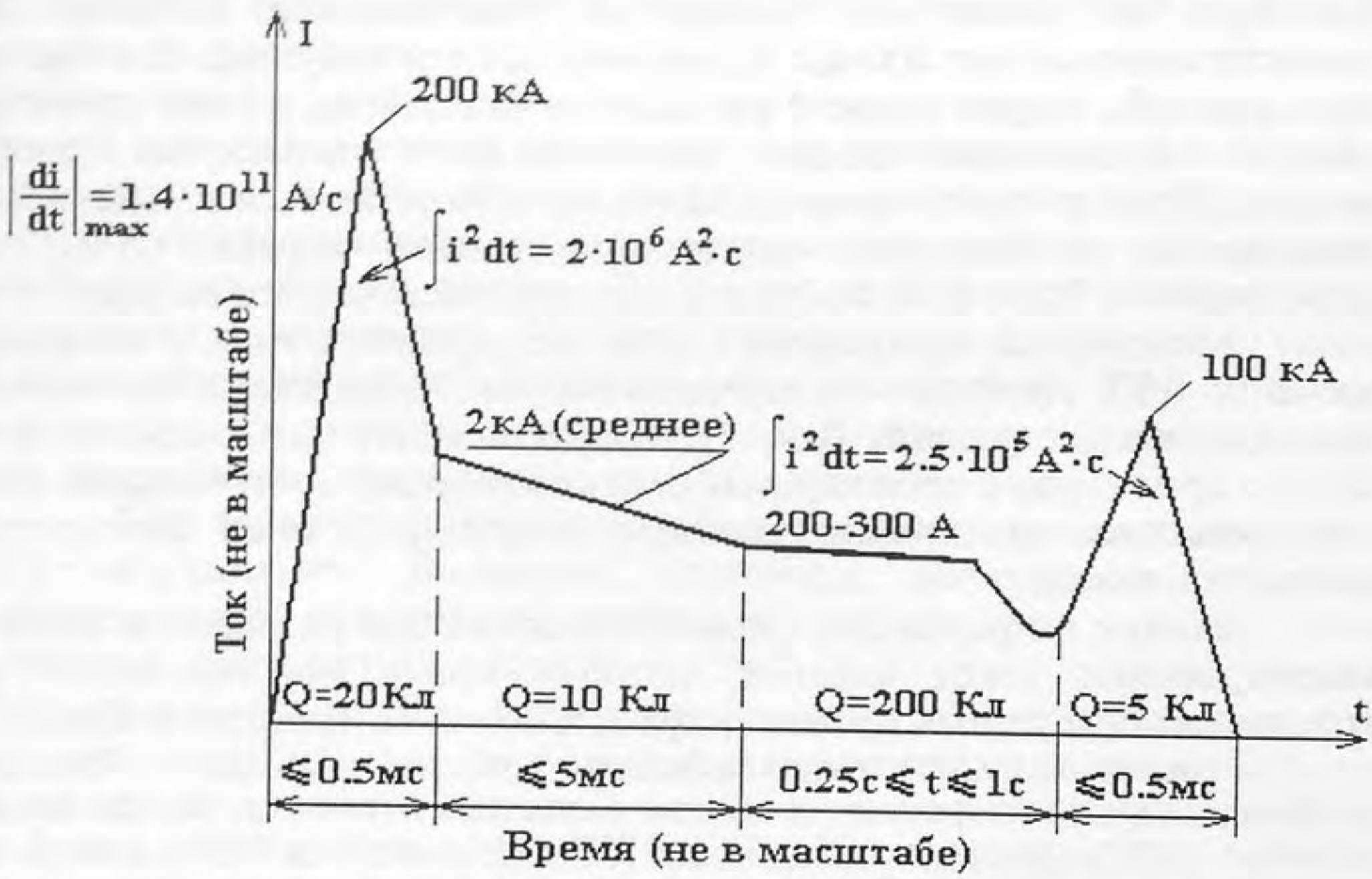


Рис.3. Форма импульса тока, регламентируемая стандартом MIL - STD - 1757A для испытаний систем молниезащиты

Рис.4. Схематичная форма и параметры моделируемого тока грозового разряда

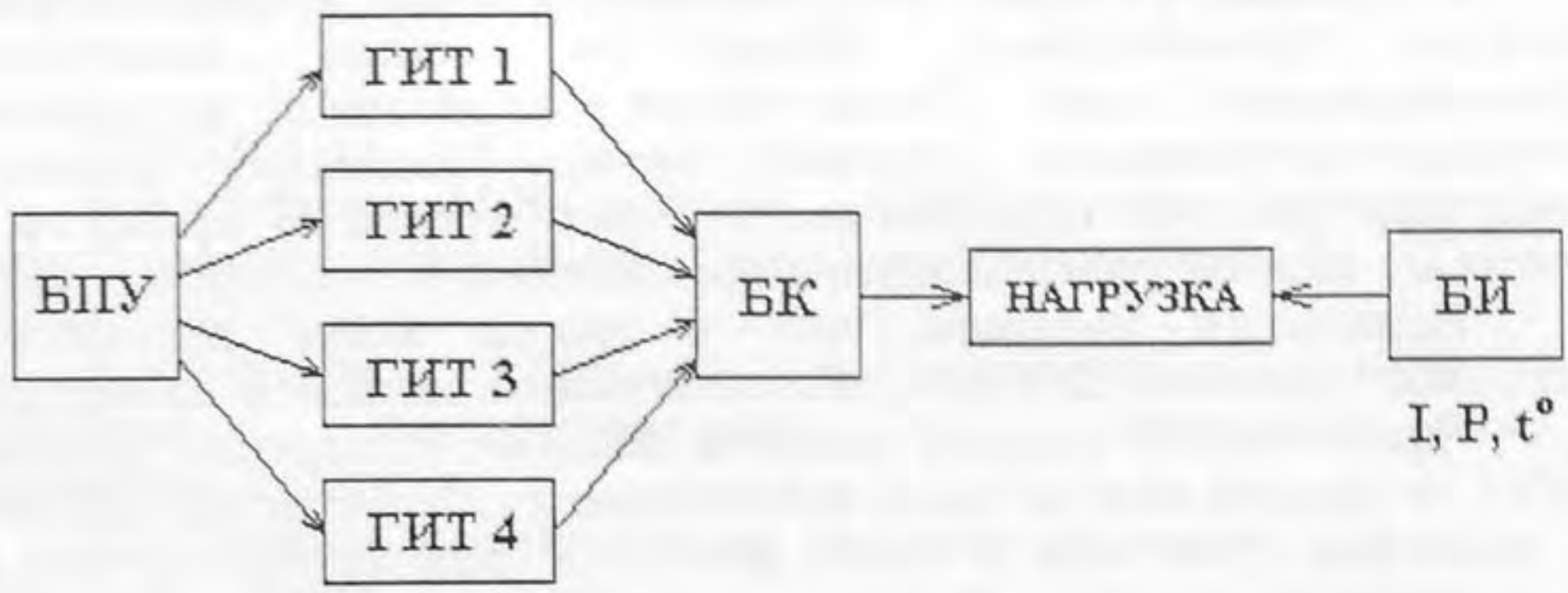


Рис.5. Блок-схема установки "Молния":
БПУ - блок питания и управления; ГИТ1, ГИТ2, ГИТ3, ГИТ4 - генераторы импульсного тока, формирующие соответственно: канал разряда, главный разряд, промежуточный разряд и непрерывный ток; БК - блок коммутации; БИ - блок измерений тока, давления и температуры

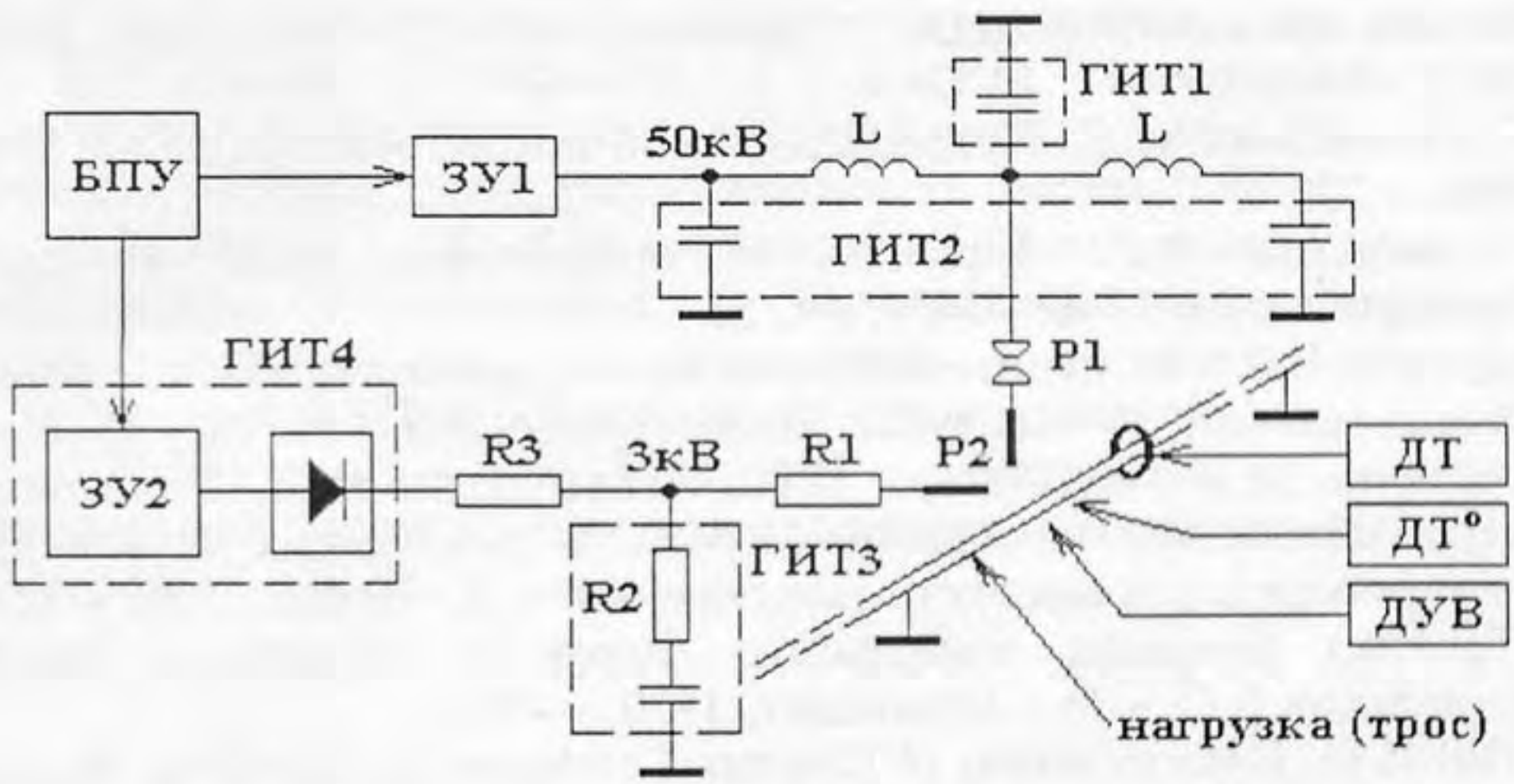


Рис.6. Принципиальная электрическая схема установки "Молния":
ЗУ1, ЗУ2 - зарядные устройства; ДТ, ДТ °, ДУВ - датчики тока, температуры и давления; P1, P2 - коммутаторы; R1, R2, R3, L - элементы формирования и токоограничения

Установка "Молния" была использована для испытаний новых образцов грозозащитных тросов на основе немагнитных азотосодержащих сталей, а также тросов и проводов со встроенными волоконно-оптическими кабелями связи. Испытания позволили определить уровень грозостойкости новых тросов и проводов и некоторые из них рекомендовать к применению в энергетике и связи.

Испытания показали, что у тросов могут пережигаться несколько проволок. Для тросов с оптическим волокном наибольшую угрозу представляет ударная волна в воздухе. Измерения показали, что на ее фронте вблизи троса избыточное давление может достигать 20 атмосфер. Это может быть причиной разрушения оптических волокон.

ЛИТЕРАТУРА

1. Юман М.А. Естественная и искусственно инициируемая молнии и стандарты на молниезащиту. (IEEE, перевод с англ.) ТИИЗР. - Т.76, № 12, декабрь 1988. - С.5-26.
2. Clifford D.W., Crouch K.E. and Schulte E.H. Lightningsimulation and testing, IEEE Trans. Electromag.Compat., 1982. - V. EMS-24. - P.209-224.
3. Юман М. Молния. - М.: Мир, 1972. - 327 с.
4. Костенко М.В., Богатенков И.М., Михайлов Ю.А., Халилов Ф.Х. Физика грозового разряда и грозозащита. - Л.: Уч. пособ. ЛПИ. - 1982. - 78 с.
5. Стекольников И.С. Природа длинной искры. - М.: Изд. АН СССР, 1960. - 272 с.
6. Комельков В.С. Термическое воздействие тока молнии // Электричество, 1946. - № 4. - С.52
7. Абрамов Н.Р. Экспериментальное определение теплового потока из канала молнии // Изв. вузов. Энергетика, 1985. - № 10. - С.46-48.
8. Костенко М.В., Кадомская К.П., Левинштейн М.Л., Ефимов И.А. Перенапряжения и защита от них в воздушных и кабельных электропередачах высокого напряжения. - Л.: Наука, 1988. - 302 с.
9. Техника больших импульсных токов и магнитных полей / Комельков В.С. - М.: Атомиздат, 1970. - 470 с.
10. Hill R.D. Determination of Charges Condacted in Lightning Strokes // J. Geophysical Research. - 1963. - V.68. - P.1365-1375.
11. Drville R.E., Uman M.A., Sletten A.M. Temperature and Electron Density in Long Air Sparks // J. Appl.Phys., 1967, № 38. - P.895-896.
12. Техника высоких напряжений / М.В. Костенко. - М.: Высшая школа, 1973. - 528 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

ВВЕДЕНИЕ 5

Б.В.Ефимов, М.В.Сенюшин, Л.В.Сенюшина. Анализ автоматических отключений высоковольтных линий АО "Колэнерго" 7

Б.В.Ефимов. Теория распространения волн атмосферных перенапряжений в многопроводных коронирующих линиях 20

Б.В.Ефимов. Аналитическое решение уравнений для n-проводной линии с одним и двумя коронирующими проводами 42

В.Н.Селиванов. Численное моделирование нелинейных процессов в трехфазных сетях с изолированной нейтралью с трансформаторами напряжения 62

Ю.М.Невретдинов. Особенности защиты карьерных сетей АО "Апатит" от замыканий на землю и перенапряжений 76

А.Н.Данилин, В.Н.Селиванов. Моделирование высокочастотных перенапряжений во вторичных цепях подстанций 110 кВ и выше 84

Ю.М.Невретдинов. Возникновение высокочастотной помехи при дефектах высоковольтного оборудования 93

И.М.Зархи, Б.В.Ефимов, Г.П.Фастий. Комплексный анализ электромагнитной совместимости волоконно-оптических кабелей связи, размещенных на опорах ЛЭП 107

И.М.Зархи, Ю.М.Невретдинов. Электромагнитная совместимость источников сверхнизкочастотного и крайненизкочастотного диапазона, включающих промышленные ЛЭП, с объектами электроснабжения 137

А.Н.Данилин, Е.П.Петров. Установка для моделирования токов молнии в проводниках и обоснование ее параметров 148

CONTENTS

Page

INTRODUCTION 5

Efimov B.V., Seniushin M.V., Seniushina L.V. The automatic disconnection analysis of LSC "Kolenergo" high-voltage lines 7

Efimov B.V., The theory of atmospheric overvoltage waves diffusion in multiconductors coroning power lines 20

The analytical solution of equation for n-conductors power line with one and two coroning conductors. 42

Selivanov V.N., Numerical modeling of non-linear processes in three-phase networks with insulated neutral with voltage transformers. 62

Nevretdinov Ju.M., The peculiarities of JSC "Apatit" open pit network's protection from ground faults and overvoltages. 76

Danilin A.N., Selivanov V.N., Modeling of high-frequency overvoltages in secondary circuits of substations of 110 kV and higher. 84

Nevretdinov Ju.M. Appearing of high-frequency interference while faults of high-voltage equipment. 93

Zarkhi I.M., Efimov B.V., Fastij G.P., Complex analysis of electric-magnetic compatibility of fiber-optic communicational cables, mounted on power lines pylons. 107

Zarkhi I.M., Nevretdinov Ju.M., Electric-magnetic compatibility of ultra-low and extremely law frequency diapason sources, including industrial power lines with electricity supply objects. 137

Danilin A.N., Petrov E.P., The installations for modeling of lightning currents in conductors and substantiation of its parameters. 148

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.311

Ефимов Б.В., Сенюшин М.В., Сенюшина Л.В. Анализ автоматических отключений высоковольтных линий АО "Колэнерго" // Электрофизические проблемы надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.7-19.

Выполнен компьютерный анализ всех автоматических отключений линий электропередачи классов напряжения 35-330 кВ Центральных электрических сетей АО "Колэнерго" за семнадцать лет регистрации. Общий объем наблюдений составил около 50 тысяч км/лет. Выявлены причины, получены удельные показатели отключений и показана доминирующая роль грозовых воздействий на надежность работы линий в летние периоды. Ил. - 5, табл. - 7, библиогр. - 1 назв.

УДК 621.311

Ефимов Б.В. Теория распространения волн атмосферных перенапряжений в многопроводных коронирующих линиях // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.20-41.

В строгой постановке рассмотрена задача расчета деформации фронтов грозовых волн в многопроводной линии с произвольным числом проводов, различными граничными условиями в месте ее поражения молнией и расположенной над идеальнопроводящей землей. Развита теория и предложен простой численный метод учета влияния короны на произвольном числе изолированных и заземленных через активные сопротивления проводов. Приведены примеры расчетов в 2-5 проводных линиях и показана необходимость учета влияния короны не только на пораженных молнией фазе или грозовом тросе, но и на параллельных проводах. Ил. - 5, библиогр. - 9 назв.

УДК 621.311

Ефимов Б.В. Аналитическое решение уравнений для n-проводной линии с одним и двумя коронирующими проводами // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.42-61.

Рассмотрены вопросы, связанные с физикой распространения волн атмосферных перенапряжений в однородной линии при коронировании пораженного молнией провода и, возможно, ближайшей к нему изолированной от земли фазы или заземленного грозозащитного троса. Впервые получены формальные выражения для составляющих напряжений, бегущих только по обоим коронирующим проводам. Ил. - 3, библиогр. - 5 назв.

УДК 621.316

Селиванов В.Н. Численное моделирование нелинейных процессов в трехфазных сетях с изолированной нейтралью с трансформаторами напряжения // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей. - Апатиты, 1999. - С.62-75.

Рассмотрены особенности развития феррорезонансных перенапряжений в сетях с глухозаземленной и изолированной нейтралью. Для случая изолированной нейтрали описана простейшая конфигурация схемы замещения участка сети с трансформаторами напряжения. Составлена система дифференциальных уравнений, которая приведена к каноническому виду путем разложения искомых токов, напряжений и потоков, что позволило свести анализ трехфазного контура к трем однофазным контурам, связанным через нелинейные индуктивности. Приведены расчеты феррорезонансных перенапряжений в сети 35 кВ. Результаты представлены как во временной области, так и в форме фазовых траекторий. Ил. - 9, библиогр. - 8 назв.

УДК 621.316

Невретдинов Ю.М. Особенности защиты карьерных сетей АО "Апатит" от замыканий на землю и перенапряжений // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей. - Апатиты, 1999. - С.76-84.

Рассмотрены особенности развития внутренних перенапряжений в мощных карьерных сетях на примере рудников АО "Апатит". Приведены массовые регистрации дуговых перенапряжений в распределительных сетях 6 кВ, которые могут приводить к разрушениям ограничителей перенапряжения на шинах подстанций. Предложена схема защиты от перенапряжений, состоящая в установке ограничителей непосредственно на различных присоединениях. Описаны трудности эксплуатации ограничителей перенапряжения и предложены меры по их преодолению. Ил. - 3, табл. - 1, библиогр. - 5 назв.

УДК 621.316

Данилин А.Н., Селиванов В.Н. Моделирование высокочастотных перенапряжений во вторичных цепях подстанций 110 кВ и выше // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.84-92.

Описана физика возникновения высокочастотных перенапряжений в схемах подстанций при коммутировании участков холостых шин. Предложена методика моделирования этих процессов в реальном масштабе времени, основанная на периодическом заряде и разряде участка коммутируемых шин от специального высоковольтного генератора. Приведены результаты экспериментов на подстанции 330 кВ. Описаны осциллограммы наведенных перенапряжений во вторичных низковольтных цепях. Ил. - 8, библиогр. - 2 назв.

УДК 621.316

Невретдинов Ю.М. Возникновение высокочастотной помехи при дефектах высоковольтного оборудования // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.93-106.

Дан анализ возможных причин возникновения высокочастотных помех в каналах релейной защиты высоковольтных линий электропередач. Подробно описаны различные механизмы возникновения помех. Выявлена наиболее вероятная причина, состоящая в обрывах последовательного соединения секций элементов конденсаторов связи. Даны рекомендации по возможным путям контроля развитая дефектов и мер борьбы с возникновением высокочастотных помех. Ил. - 11.

УДК 621.316

Зархи И.М., Ефимов Б.В., Фастий Г.П. Комплексный анализ электромагнитной совместимости волоконно-оптических кабелей связи, размещенных на опорах ЛЭП. // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей. - Апатиты, 1999.- С.107-136.

Впервые анализ электромагнитной совместимости оптико-волоконных кабелей связи с металлическими элементами и несущей эти кабели высоковольтной линии поставлен как комплексное научно-

техническая проблема. Рассмотрены не только все основные проблемы влияния несущей ЛЭП на надежность работы линии связи, но и вопросы повышения грозоупорности высоковольтной линии и улучшения экологической обстановки под ней. Ил - 9, табл. - 9, библиогр. - 5 назв.

УДК 621.316

Зархи И.М., Невретдинов Ю.М. Электромагнитная совместимость источников сверхнизкочастотного и крайненизкочастотного диапазона, включающих промышленные ЛЭП, с объектами электроснабжения // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей. - Апатиты, 1999. - С.137-147.

Описаны проблемы, возникающие при работе специальных мощных генераторов низкой частоты, включенных в промышленные линии электропередачи. Показано, что при работе таких генераторов необходимо учитывать негативное действие гальванических связей между заземлениями концевых подстанций близко проходящих действующих ЛЭП. Эти связи могут снижать селективность работы релейной защиты, вызывать подмагничивание магнитной системы силовых трансформаторов, а также уменьшать полезный ток, создаваемый низкочастотным генератором. Ил. - 3, табл. - 5, библиогр. - 2 назв.

УДК 621.311

Данилин А.Н., Петров Е.П. Установка для моделирования токов молнии в проводниках и обоснование ее параметров // Электрофизические проблемы повышения надежности эксплуатации высоковольтных сетей и цепей управления. - Апатиты, 1999. - С.148-156.

Кратко описаны стадии развития молнии с точки зрения формирования требований к установке, моделирующей как возможные перенапряжения, так и термические воздействия на проводники. Приводится описание компактной установки, позволяющей с минимальными энергетическими затратами моделировать все стадии разряда при реальных амплитудах и длительностях этих стадий. Ил. - 6, табл. - 1, библиогр. - 12 назв.

Сборник научных трудов

ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ НАДЕЖНОСТИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ СЕТЕЙ И ЦЕПЕЙ УПРАВЛЕНИЯ

Редактор Г.Ф.Шестакова
Технический редактор В.А.Ганичев

Лицензия ПЛД № 54-12 от 18 августа 1995 г.

Подписано к печати 21.09.99. Формат бумаги 70x108 1/16.
Бумага офсетная. Печать офсетная. Гарнитура Times/Cyrillic
Усл.печ.л. 14.35. Заказ № 17. Тираж 100 экз.

Российская Академия наук
Ордена Ленина Кольский научный центр им.С.М.Кирова
184200, Апатиты, Мурманская область, ул.Ферсмана, 14

Российская Академия наук
КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР

KOLA SCIENCE CENTRE RUSSIAN ACADEMY OF SCIENCES

ИНСТИТУТ
ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ПРОБЛЕМ ЭНЕРГЕТИКИ СЕВЕРА
184200, Мурманская область,г.Апатиты, ул.Ферсмана, 14

INSTITUTE FOR PHYSICAL AND TECHNOLOGICAL PROBLEMS
OF ENERGY IN NORTHERN AREAS
14, Fersman str., Apatity, Murmansk region, 184200, RUSSIA

КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР
Редакционно-
Издательский
Отдел

Российская Академия наук
КОЛЬСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР

KOLA SCIENCE CENTRE RUSSIAN ACADEMY OF SCIENCES

ИНСТИТУТ
ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ПРОБЛЕМ ЭНЕРГЕТИКИ СЕВЕРА
184200, Мурманская область,г.Апатиты, ул.Ферсмана, 14

INSTITUTE FOR PHYSICAL AND TECHNOLOGICAL PROBLEMS
OF ENERGY IN NORTHERN AREAS
14, Fersman str., Apatity, Murmansk region, 184200, RUSSIA