МИНИСТЕРСТВО КУЛЬТУРЫ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ ГОСУДАРСТВЕННОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ «САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ КИНО И ТЕЛЕВИДЕНИЯ»

Ш. Я. ВАХИТОВ

.

СОВРЕМЕННЫЕ МИКРОФОНЫ теория, проектирование

Санкт-Петербург 2003 УДК 534 Вахитов Ш.Я. Современные микрофоны. Теория, проектирование. - СПб.: изд. СПбГУКиТ, 2003.-396. ISBN 5-94760-022-06

В монографии решается одна из важных проблем современной электроакустики - разработка комплексной теории различных видов микрофонов профессионального назначения и создание методов их оптимального проектирования, позволяющих расчетным путем, без длительной и трудоемкой процедуры поисковой работы, осуществлять разработки микрофонов.

Монография разбита на пять глав, содержащих по несколько разделов, которые, в свою очередь, состоят из подразделов, названия которых отражают принятую автором системно-структурную модель анализа аппаратуры. На этой основе автору удалось создать наглядную и физически понятную систему построения акустически сложных микрофонов, основанную на согласовании парциальных характеристик их звеньев. В начале каждой из первых четырех глав автор дает аналитический обзор работ, посвященных тем вопросам, которые далее разрабатываются в соответствующих разделах этих глав, давая возможность читателю ознакомиться с историей вопроса и частными задачами исследований.

Результаты работ Вахитова Ш.Я., ставшие основой настоящей монографии, нашли широкое практическое применение в создании около 30 новых моделей профессиональных микрофонов на большинстве предприятий России, занимающихся их разработкой и производством, они использованы также при разработке действующих в настоящее время стандартов ГОСТ 16123-88 и ГОСТ 6495-89.

Появление русскоязычной монографии по электроакустике за последние 10-20 лет стало редкостью. Поэтому выход данной работы, выполненной чрезвычайно корректно, на хорошем научном и инженерном уровне, станет, несомненно, заметным явлением для акустиков России.

Книга предназначена аспирантам и студентам старших курсов, специализирующимся по акустике и электроакустике, а также инженерамразработчикам электроакустической аппаратуры.

Рецензенты: начальник отдела электроакустики ОАО «ИРПА им. А.С. Попова», к.т.н. Р. В. Домбровский, заведующий кафедрой акустики СПбГУКиТ, профессор, д.т.н. Ю. П. Щевьев.

Рекомендовано к изданию в качестве монографии Советом факультета ABT. Протокол № 3 от 22.01.2003г.

ISBN 5-94760-022-06

© СП6ГУКиТ, 2003

Содержание

От автора	
Сведения об авторе	13
Список основных сокращений	
Введение	15
Глава 1. Системное представление микрофона и матема-	
тическая модель его приемного звена	23
1.1. Системно-структурное представление микрофона. Поста-	
новка задачи	
1.2. Аналитический обзор работ, посвященных определению	
антенных параметров микрофонов	29
1.2.1. Уточнение понятия звуковой приемной антенны	
и ее роли	29
1.2.2. Анализ работ по дифракции звука на телах,	
сходных с капсюлем микрофона	31
1.2.3. Анализ классических представлений о геометри-	
ческой разности хода звуковой волны и характеристи-	
ке направленности	38
1.3. Дифракция звука	
1.3.1. Определение коэффициента дифракции для	
фронтального торца полубесконечного цилиндра	
1.3.2. Дифракция при наклонном падении звуковой	
волны	50
1.4. Эквивалентная геометрическая разность хода звуковой	
волны и ее роль в формировании пространственных харак-	
теристик для различных типов микрофонов	59
1.4.1. Геометрическая разность хода и ее угловая	
зависимость при симметрии акустических входов.	
Учет теневой дифракции при $\theta = 180^{\circ}$	

	1.4.2. Определение геометрической разности хода и	
	ее угловой зависимости при различных вариантах	
	несимметричного второго акустического входа	70
1.5.	Выводы	73
Глав	а 2. Частотно-пространственные характеристики чув-	
ствит	ельности. Теория акустико-механических подсистем	
микр	офонов	77
2.1. C	дномембранные микрофоны односторонней направ-	
ленно	ости с фазосдвигающими гс-цепочками	77
	2.1.1. Современное состояние теории однонаправ-	
	ленных микрофонов	
	2.1.2. Разработка аналитической модели частотно-	
	пространственной характеристики чувствительности	
,	в условиях плоской волны	
	2.1.3. Частотно-пространственная характеристика	
	чувствительности направленных микрофонов в	
	сферической волне	89
	2.1.4. Частотно-пространственная характеристика на-	
	правленных микрофонов в области высоких частот	<u>96</u>
	2.1.5. Общий алгоритм расчета и оптимизации пара-	
	метров и структуры однонаправленных микрофонов	_101
2.2.)	Цвухмембранные (акустически комбинированные) кон-	
денса	торные микрофоны	103
	2.2.1. Анализ симметричных электрических эквивалент-	
	ных схем лестничного типа	
	2.2.2. Частотно-пространственная характеристика чувст-	
	вительности двухмембранного конденсаторного	
	микрофона-	- 113
	2.2.3. Особенности расчета некоторых акустико-	
	механических элементов двухмембранных микрофонов	

	с совмещенным стоком	118
	2.3. Одномембранные комбинированные конденсаторные	
	микрофоны без фазосдвигающих цепочек	120
	2.3.1. Физические предпосылки и принципы реализа-	
	ции одномембранного комбинированного микрофона	
	2.3.2. Теория колебаний мембраны под действием	
	неравномерно распределенной силы	
	2.3.3. Анализ акустико-механического звена одно-	
	мембранного комбинированного микрофона	131
77	2.3.4. Граница динамического равновесия	135
77	2.4. Теория и проектирование остронаправленных	
,,77	микрофонов интерференционного типа	
	2.4.1. Краткий обзор остронаправленных систем	142
	2.4.2. Теория комбинированного интерференционного	
	микрофона с однонаправленным капсюлем	145
	2.4.3. Экспериментальная проверка теоретических результатов	154
	2.5. Проблема адекватности и точности метода	158
	2.5.1. Достоверность эквивалентных электрических схем	
06	2.5.2. Достоверность аналитических соотношений для	
96	расчета параметров элементов эквивалентных схем	162
101	2.5.3. Вывод расчетных соотношений для определения	
101	акустических параметров воздуха в зазоре магнитной	
	системы	164
	2.5.4. Определение эквивалентной гибкости и эквивалент-	
	ной площади диафрагмы	167
	2.6. Выводы	174
	Глава 3. Вопросы теории и проектирования микрофонов для	
110	специфических условий эксплуатации	<u>1</u> 77
113	3.1. Микрофоны для систем звукоусиления	178
	3.1.1. Обоснование требований к техническим нараметрам	178

	6	
	3.1.2. Эксплуатационные испытания	187
	3.1.3. «Скрытые» микрофонные системы	191
3.2.	Микрофоны для условий повышенного уровня шума	194
	3.2.1. Идея и конструкция интерференционно-бигра-	
	диентного микрофона	195
	3.2.2. Основы теории и проектирования интерферен-	
	ционно-биградиентного остронаправленного микрофона	
3.3.	Миниатюризация микрофонов	214
	3.3.1. Причины и задачи миниатюризации	214
	3.3.2. Тенденции изменения основных электроакусти-	*
	ческих параметров ненаправленных конденсаторных	
	микрофонов при их миниатюризации	216
	3.3.3. Изменения электроакустических параметров при	
	миниатюризации однонаправленных конденсаторных	
	микрофонов	
	3.3.4. Изменения электроакустических параметров при ми-	
	ниатюризации динамических катушечных микрофонов	235
3.4.	Выводы	240
Глан	за 4. Нелинейные искажения в конденсаторных мик-	
рофс	Hax	243
4.1.	Аналитический обзор и постановка задачи	243
4.2.	Исследование факторов нелинейности преобразования звуко-	
вого	давления в смещение мембраны	250
	4.2.1. Нелинейность, обусловленная упругой характе-	
	ристикой мембраны	251
	4.2.2. Нелинейность, обусловленная адиабатическим про-	
	цессом при деформации воздуха в подмембранном объеме	254
	4.2.3. Нелинейность фрикционного фактора в подмем-	
	бранном зазоре	257

ния мембраны в электролвижушую силу	
431 Непинейность обусловленная квалратичностью	200
	261
432 Непичейность возникающая из-за асимметрии коле-	
баний емкости преоблазователя с учетом статического	
сметения	266
	200
20Bateng	272
ч.ч. Сравнительная количественная оценка различных факто-	774.
ров нелинеиности в капсклях конденсаторных микрофонов	210
4.5. Системная нелинеиная модель чувствительности кан-	077
сюлей конденсаторных микрофонов	
4.5.1. Нелинеиная модель ненаправленного конденса-	270
торного микрофона	
4.5.2. Нелинейная модель направленного конденсатор-	
ного микрофона	
4.6. Выводы	288
Глава 5. Разработка методов проектирования однонаправ-	
ленных и комбинированных микрофонов	
5.1. Методика и алгоритмы проектирования динамического	
катушечного однонаправленного михрофона	292
5.1.1. Актуальность методики и содержание технического задания	29
5.1.2. Расчет подвижной системы	
5.1.3. Расчет магнитной цепи	300
5.1.4. Расчет конструктивных и акустико-механических	
параметров капсюля	30
5.1.5. Расчет чувствительности, уровня собственного шума,	
предельного уровня и параметров антифонной катупки	

5.1.6. Поверочный расчет частотных характеристик	
чувствительности (ЧХЧ)	<u> </u>
5.2. Методика и алгоритмы проектирования одномембран-	
ных конденсаторных микрофонов	320
5.2.1. Актуальность методики и содержание техниче-	
ского задания	
5.2.2. Предварительный расчет параметров преобразо-	
вателя и размеров капсюля	322
5.2.3. Предварительный расчет акустико-механических	
параметров капсюля	326
5.2.4. Расчет элементов внутренней структуры капсюля	330
5.2.5. Методика экспериментального определения акусти-	
ко-механических параметров капсюля	
5.3. Метод проектирования одномембранных конденсатор-	
ных акустически комбинированных микрофонов	352
5.3.1. Сущность проблемы	
5.3.2. Расчет капсюля - приемника разности давлений	353
5.3.3. Расчет капсюля - приемника давления	
5.3.4. Расчет акустически комбинированного одно-	
мембранного капсюля	
5.4. Методика проектирования и алгоритмы расчета двухмем-	
бранных конденсаторных микрофонов	364
5.4.1. Обоснование выбора принципиальной конструкции	
и техническое задание	
5.4.2. Проектирование капсюля и алгоритм расчета ос-	
новных параметров	
5.4.3. Расчет динамического диапазона	
Заключение	
Список литературы	386

«Красивая теория сводит сложное к простому и открывает общий принцип, облегчающий понимание явлений».

В. Гейзенберг.

OT ABTOPA

9

Настоящая монография посвящена вопросам теории, расчета и проектирования различных типов современных микрофонов, главным образом - однонаправленных и комбинированных. Теория ненаправленных конденсаторных и динамических микрофонов с достаточной полнотой освещена в отечественной и зарубежной периодической печати и в научных публикациях. Основополагающими в этих вопросах были ранние работы А.А. Харкевича и Л.Я. Гутина, опубликованные еще в 30-х годах прошлого столетия. Что касается наиболее акустически сложных - однонаправленных и комбинированных микрофонов, то литературные данные по ним крайне лаконичны и, как правило, ограничиваются качественными утверждениями, не всегда соответствующими истине. Задача данной работы - компенсировать этот пробел, изложив с системных позиций принципы формирования комплексных частотно-пространственных характеристик указанных микрофонов, основанные на оптимальном согласовании парциальных характеристик их подсистем. Другие задачи, стоящие перед автором данной монографии, - это углубление физических представлений о процессах, происходящих в микрофонах на разных стадиях преобразования акустических колебаний воздушной среды в электрические сигналы, создание на системной основе современной теории различных типов однонаправленных и комбинированных микрофонов, а также разработка на этой основе методов их комплексного акустического проектирования.

Особенностью построения и рубрикации данной монографии является системно-структурное изложение не только исследований автора, но и анали-

_3.20

тического обзора работ, не выделенного традиционно в отдельную главу, а разбитого по структурной тематике и представленного в виде разделов в первой, второй и четвертой главах.

Несмотря на то, что монография имеет научно-техническое содержание, изложение материала в ней направлено на разъяснение физической стороны дела, особенно важной для инженеров-разработчиков электроакустической аппаратуры, поэтому, где это только возможно, автор стремится к упрощению математического аппарата, а при рассмотрении ряда вопросов сознательно пренебрегает математической строгостью изложения (например, при рассмотрении вопросов дифракции звука). Надеюсь, что математические подробности, без которых нельзя обойтись при изложении теории и расчетных методов проектирования микрофонов, нигде не заслоняют физической сущности рассматриваемых вопросов.

Не секрет, что в настоящее время российская наука, техника и производство наукоемкой продукции переживает глубокий кризис. Коснулось это и электроакустики, довольно специфической и сугубо мирной отрасли технической физики. Как известно, в советское время основные средства направлялись на развитие оборонной тематики и связанную с ней фундаментальную науку. Однако и в целом ряде «мирных» направлений технической науки делались исследования и разработки, не уступающие в целом лучшим достижениям западной науки и техники.

Хочется верить, что наука, в частности прикладная, забыта в России не навсегда, что через какое-то зримое количество лет начнется ее возрождение. Пока же «рыночная» потребность в большинстве отраслей отечественной науки близка к нулевой. Если этот общий кризис продлится еще 10 – 15 лет, то возрождать отечественную науку, как одну из передовых в мире, будет уже некому. Одна из основных причин такого положения в том, что прерывается связь поколений. Старшему поколению специалистов некому и негде передавать накопленный опыт и знания, а младшему пока нет смысла его всерьез усваивать и перенимать.

Особенно негативно указанная ситуация сказывается, как это ни парадоксально, даже не в крупных отраслях экономики, таких как космонавтика, самолето- и ракетостроение, энергетика и т.д., отраслях, где трудились и еще трудятся тысячи отличных специалистов и которые на виду у страны и ее правительства. На мой взгляд, существующее положение наиболее негативно отразится в специфических и довольно мелких направлениях прикладной науки и техники, где и в лучшие времена в стране насчитывались лишь десятки, если не единицы серьезных специалистов. Надежды на то, что их опыт и знания могут быть переданы через разрозненные статьи, опубликованные в разное время в несуществующих сейчас ведомственных журналах или через технические отчеты, в лучшем случае пылящиеся в архивах рухнувших ВНИИ и ЦКБ, по меньшей мере, наивны. Единственный, как мне кажется, реальный путь передачи опыта и знаний через поколение в таких отраслях, это максимальная концентрация и обобщение накопленного научного багажа в монографиях и книгах, подводящих итоги развития того или иного направления.

Данная монография призвана решить одну из частных отраслевых проблем, поставленных выше. У меня есть все основания считать, что в этом небольшом направлении электроакустики скромные достижения отечественной науки пока вполне соответствуют «мировому уровню», а в ряде моментов (например, в методах расчета акустико-механических элементов, методах проектирования различных типов микрофонов в целом и ряде других вопросов) и опережают его.

Монография предназначена, в первую очередь, для моих коллег - специалистов, занимающихся разработкой и производством профессиональных микрофонов на отечественных предприятиях, а также для тех, кто, надеюсь, прадет к ним на смену, т.е. для аспирантов и студентов старших курсов, специализирующихся по акустике и электроакустике. Книга может быть полезна также инженерам, занимающимся смежными вопросами, такими как разработка электростатических и рупорных громкоговорителей, электростатических и динамических головных телефонов и другой электроакустической аппаратуры.

Считаю приятным долгом выразить свою благодарность и признательность за тщательный просмотр рукописи и ряд ценных замечаний профессорам кафедры акустики СПбГУКиТ Я.Ш. Вахитову и Ю.П. Щевьеву, техническому директору ООО «ЭЛАТ» Р.В. Домбровскому и за помощь в оформлении рукоциси инженеру В.А. Юдиной, а также всем тем, кто меня поддержал в решении сделать эту работу.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Вахитов Шакир Яшэрович родился в г. Ленинграде в 1953 году. В 1976 г. закончил Ленинградский электротехнический институт (ЛЭТИ) по специальности «Электроакустика и ультразвуковая техника». С 1976 по 1995 год работал в Научно-исследовательском институте радиовещательного приема и акустики (ВНИИРПА) им. А.С. Попова. В 1984 г. защитил диссертацию на соискание ученой степени кандидата технических наук. С 1986 по 1995 г. был начальником сектора микрофонов и стереотелефонов. В настоящее время является техническим директором предприятия ООО «Микрофон М», занимается разработкой и производством профессиональных микрофонов.

Вахитов Ш.Я. – специалист в области теории и техники микрофонов, автор более 30 работ, посвященных этим вопросам. Под его руководством и при непосредственном участии разработано около 30 моделей микрофонов.

С 1989 года Вахитов занимается преподавательской деятельностью на кафедре акустики СПбГУКиТ, в настоящее время ведет курсы «Электроакустическая аппаратура» и «Расчет и конструирование электроакустической аппаратуры».

Список основных сокращений:

- ЧХЧ частотная характеристика чувствительности;
- ХН характеристика направленности;
- ЧПХЧ частотно-пространственная характеристика чувствительности:
 - ЭЭС эквивалентная электрическая схема;
 - КМ конденсаторные микрофоны;
- ОКМ однонаправленный (одномембранный);
- ДКМ двухмембранный (акустически комбинированный);
- НКМ ненаправленный;
- ОДМ однонаправленный динамический (катушечный) микрофон;
 - НЭ неподвижный электрод;
 - МЦ магнитная цепь;
 - ПС подвижная система;
- ФСЦ фазо-сдвигающая цепочка;
- СЗУ система звукоусиления;
- СЧ, НЧ, ВЧ средние, низкие, высокие частоты;
 - АОС акустическая обратная связь;
 - НИ, ГИ нелинейные, гармонические искажения;
 - ТЗ техническое задание;
 - ТСС журнал «Техника средств связи»;
 - ТРПА Техника радиовещательного приема и акустики;
 - ВНТК Всесоюзная (Всероссийская) научно-техническая конференция;
 - JAES Journal of Audio Engineering Society;
 - JASA Journal Acoustical Society of America;
 - ВРЭ журнал «Вопросы радиоэлектроники»;
 - ТКТ журнал «Техника кино и телевидения»;
 - НТС научно-технический сборник;

Введение

В профессиональной звукотехнике наиболее широкое применение нашли микрофоны с односторонней характеристикой направленности (XH), а также комбинированные (с возможностью оперативного изменения XH). По принципу преобразования сигнала это одномембранные конденсаторные микрофоны (ОКМ) и двухмембранные (ДКМ), а также однонаправленные динамические катушечные (ОДМ). По оценочным данным перечисленные типы микрофонов составляют 93 – 95% микрофонного парка в студиях звукозаписи и системах звукоусиления.

Литература по технике и теории микрофонов насчитывает значительное количество работ, посвященных тем или иным аспектам приема и преобразования звука, расчету отдельных параметров микрофонных капсюлей, моделированию их акустико-механических систем. Однако до последнего времени, как у нас в стране, так и за рубежом, разработка однонаправленных и комбинированных микрофонов, являющихся акустически наиболее сложными (по сравнению, например, с ненаправленными КМ или двусторонненаправленными), проводится, в основном, методами физического моделирования, осуществляемого путем последовательного эмпирического подбора отдельных конструктивных элементов. Последнее требует длительных и трудоемких экспериментов, эксплуатации дорогого измерительного оборудования. С другой стороны, такой подход, вопервых, не гарантирует получения оптимальных, по совокупности трсбований ТЗ, параметров; во-вторых, часто приводит к появлению неоправданно сложных для технологического воплощения результатов; в-третьих, существенно затягивает и удорожает процесс разработки.

В современных экономических условиях (отсутствия у предприятий значительных собственных средств, длительного внешнего финансирования, жесткой конкуренции со стороны зарубежных фирм) разработка успевает потерять актуальность, если от постановки задачи создания новой

модели до выпуска партии изделий проходит более 3-4 месяцев, т.к. заказчик переключается на готовую модель другой фирмы, пусть даже более дорогую и менее технически подходящую для его целей.

Разрыв существующих в настоящее время теоретических результатов и практики разработки микрофонов объясняется также тем, что решение каждой частной проблемы, пусть и в корректной с математической точки зрения постановке, осуществляется обычно на основе специфических приемов интерпретации, которые трудно согласовать между собой, когда дело касается решения инженерной задачи проектирования конкретного устройства в целом. В теоретических работах часто делается ряд недостаточно обоснованных допущений, приводящих далее, при попытках практического использования, к неправильным результатам. В других случаях математический результат получается настолько сложным для физического осмысления, что становится неприемлемым для задач проектирования, решаемых обычно инженером. Наконец, целый ряд физических явлений, имеющих место в микрофонах, игнорируется и остается до сих пор за рамками теоретического рассмотрения.

В восьмидесятые годы появился ряд работ, посвященных вопросам проектирования некоторых типов микрофонов. К сожалению, в болышинстве из них опускаются достаточно важные моменты теории, а в некоторых содержится и весьма произвольная трактовка исследуемых явлений, не выдерживающая серьезной критики.

Нужды развития данной отрасли техники, причем не столько сегодпяпшего, сколько завтращнего дня, требуют как проведения целого ряда дополнительных исследований, так и систематизации полученных ранее теоретических результатов, применительно к практическому решению задач комплексного акустического проектирования микрофонов.

Целью настоящей работы является разработка на системной основе современной теории направленных и комбинированных микрофонов, адекватно отсбражающей картину физических явлений, происходящих в про-

цессе преобразования звукового в электрический сигнал, реально влияющих на характеристики и параметры микрофонов, а также создание на этой основе методов комплексного аналитического проектирования различных типов микрофонов, позволяющих оптимально реализовать заданную совокупность электроакустических параметров и характеристик. Для достижения этой цели в работе был решен ряд задач, научная новизна которых заключается в следующем:

1. Поставлена и решена задача построения системной аналитической модели акустически сложных типов микрофонов (несимметричных приемников разности давлений и акустически комбинированных приемников), адекватно отражающая количественно значимые физические явления, происходящие на разных этапах преобразования звука в электрический сигнал.

2. Введено и обосновано новое научно-техническое понятие - частотнопространственная характеристика чувствительности (ЧПХЧ) микрофона, дающее комплексное, синтезированное представление о связи частотных и пространственных свойств акустически сложных приемников звука.

3. Развиты научные представления о ряде физических факторов, влияющих на различные параметры и характеристики микрофонов, неотмеченные или неисследованные ранее в литературе:

- выявлены и исследованы причины осевой асимметрии характеристики направленности нескольких типов приемников звука;
- исследована угловая зависимость эквивалентной геометрической разности хода различных типов направленных приемников; полученные выражения учитывают, в отличие от классических представлений, влияние поперечных размеров и особенности конструкции реальных типов микрофонов;
- выявлен и исследован ряд физических факторов, приводящих к нели нейным искажениям на разных этапах преобразования больших
 звуковых давлений в электрический сигнал в капсюлях КМ.

4. Предложены и научно обоснованы идеи создания новых типов комбинированных микрофонов:

- остронаправленной биградиентно-интерференционной микрофонной системы, предназначенной для работы в условиях сильных шумов и вибраций;
- акустически комбинированного одномембранного конденсаторного микрофона без фазосдвигающей акустико-механической цепочки.

5. Впервые в аналитическом виде получено решение следующих задач теоретической акустики, имеющих прикладное значение в области электроакустики:

- определение коэффициента дифракции при произвольном угле падения звука из переднего полупространства (0°≤ θ ≤ 90°) на чувствительную поверхность, расположенную на торце цилиндра или диска, а также для «теневой дифракции» (θ = 180°), что важно для моделирования пространственных характеристик ;
- исследование колебаний круглой натянутой мембраны под действием неравномерно распределенной по ее поверхности силы;
- исследование колебаний неоднородной круглой пластины (с жесткой центральной частью), в результате которого получены аналитические соотношения для расчета эквивалентной гибкости и эквивалентной площади куполообразной диафрагмы с тороидальным гофром, хорошо согласующиеся с классическими представлениями и данными экспериментов.

6. На базе решения ряда теоретических задач, результаты которых хороше согласуются с экспериментальными данными, создана комплексная теория направленных и комбинированных микрофонов. Получены аналитические выражения для ЧПХЧ различных типов микрофонов, определяющие функ циональную зависимость чувствительности от угла падения звука, волно вых размеров микрофона и его акустических входов, соотношения геометрической разности хода и рабочего расстояния от источника звука, час

тотной зависимости импеданса акустико-механического звена и коэффициента электромеханической связи.

7. Впервые исследован ряд вопросов теории остронаправленных микрофонных систем интерференционного и биградиентно-интерференционного типов, связанных с определением угловой зависимости ХН в области низких частот, обоснованием требований к акустико-механическому звену составляющих систему капсюлей-приемников разности давлений, конструкции интерференционной трубки.

8. Впервые проведен системный анализ причин нелинейных искажений в капсюлях КМ, позволяющий построить комплексные нелинейные аналитические модели их чувствительности. На основе аппроксимации этих моделей получены достаточно простые аналитические соотношения, позволяющие вычислить уровневую и частотную зависимости ГИ для различных типов капсюлей КМ с точностью, соизмеримой с погрешностью акустических измерений.

9. Впервые проведено системное исследование характера изменений совокупности основных электроакустических параметров микрофонов различного типа приема и преобразования при их миниатюризации.

Практическая сторона монографии состоит в разработке методов проектирования наиболее широко применяемых типов профессиональных микрофонов:

- односторонненаправленного динамического катушечного (ОДМ);
- одномембранного однонаправленного конденсаторного микрофона (ОКМ);
- двухмембранного (акустически комбинированного) конденсаторного микрофона (ДКМ);
- одномембранного акустически комбинированного конденсаторного микрофона, включающего методы проектирования ненаправленного и двунаправленного приемников звука как составные части.
 Разработанные методы позволяют:

- повысить качество разработок путем нахождения конструктивных решений, оптимально реализующих совокупность заданных электроакустических параметров;
- снизить себестоимость разработки за счет значительного сокращения трудоемкой и дорогостоящей процедуры физического макетирования микрофонов и эмпирической отработки их параметров, экономии материальных затрат, сокращения времени разработки в целом;
- произвести оценку корректности всей совокупности задаваемых заказчиком требований путем определения их реализуемости еще на предварительной стадии разработки;
- избежать сложных конструктивных решений, часто имеющих место при эмпирическом подходе к разработке;
- оптимизировать конструкцию, а значит и технологический процесс изготовления серийных изделий;
- задавать научно обоснованные требования к параметрам и характеристикам микрофонов различного назначения на стадии ТЗ, а также в нормативно-технической документации и сгандартах;
- оперативно реагировать на потребности рынка в создании и промышленном выпуске новых моделей микрофонов, конкурентоспособных на внутреннем и внешнем рынке.

В основе системного подхода, развиваемого в настоящей работе по отношению к микрофонам, лежит идея структурного анализа электроакустических аппаратов, предложенная А.А. Харкевичем. Для решения ряда частных задач в работе использовались методы теории акустического поля, в частности принцип акустической взаимности Гюйгенса и теорема Бабине, методы математической физики, теории упругости оболочек, метод электромеханических аналогий Белова, методы анализа электрических цепей, приближенные методы решения нелинейных уравнений, энергетические методы замещения распределенных систем эквивалентными им с сосредоточенными параметрами. В экспериментальной части использовались

известные методы измерения электроакустических параметров микрофонов в звукомерной заглушенной камере (ЗЗК), установках «бесконечная труба», «труба-резонатор», «камера малого объема».

При работе над монографией автор использовал замечательные не устаревающие книги и монографии по акустике и электроакустике:

Харкевича А. А. [1], Фурдуева В. В. [2, 3], Robertson А. Е. [4], Вахитова Я. Ш. [5], Иофе В. К., Королькова В.Г., Сапожкова М. А. [34], Беранека А. [37], Nakajima H. [39], Скучика Е. [48], Гутина Л. Я. [54], а также ряд работ этих и других авторов.

Монография расширяет, обобщает, систематизирует и дополняет целый ряд работ автора, выполненных под его руководством и при непосредственном участии в разное время:

- во ВНИИРПА им. А.С. Попова (1976 1995гг.);
- в ООО «Микрофон М» (1995 2002гг.);

- СПбГУКиТ (1989-2002гг.).

Монография состоит из введения, пяти глав, заключения, списка литературы.

Первая глава посвящена исследованию приемных характеристик (акустической подсистемы) различных типов направленных микрофонов, таких как дифракционная поправка и геометрическая разность хода звуковой волны, других полевых факторов, влияющих на частотнопространственную характеристику чувствительности (ЧПХЧ) микрофонов.

Вторая глава посвящена исследованию акустико-механических подсистем различных типов микрофонов, построению аналитических моделей их ЧПХЧ в целом с учетом ранее исследованных полевых факторов. В ряде разделов уделено внимание выводу аналитических соотношений для расчета ряда акустико-механических параметров, таких как эквивалентная гибкость и площадь диафрагмы динамического микрофона, определение зон динамического равновесия в конденсаторных микрофонах при разно-

родном характере стока из воздушного зазора. Рассмотрены неисследованные ранее вопросы теории остронаправленных микрофонов.

Третья глава посвящена исследованию ряда вопросов теории и проектирования микрофонов, предназначенных для специфических (внестудийных) условий эксплуатации, таких как системы звукоусиления, сильпые шумы и вибрации. Учитывая общую тенденцию миниатюризации микрофонов, проведено системное исследование изменения совокупности основных электроакустических параметров микрофонов различного типа приема и преобразования от их размеров.

Четвертая глава посвящена исследованию нелинейных искажений (НИ) капсюлей конденсаторных микрофонов, применяемых в акустических измерениях и студийной звукозаписи, где приходится иметь дело с больпими уровнями звуковых давлений. Проведен комплексный анализ физических факторов, приводящих к НИ в различных подсистемах микрофонов. Выявлен ряд неисследованных ранее причин появления НИ. В частных математических моделях этих явлений установлена аналитическая зависимость НИ от конструктивных, электрических и акустико-механических параметров микрофонов. На основе оценки количественной значимости этих факторов на различных участках динамического и частотного диапазона построены системные нелинейные модели чувствительности КМ.

Пятая глава ориентирована на практическое применение полученных результатов. В ней подробно излагаются методы аналитического проектирования различных типов однонаправленных и комбинированных микрофонов.

В заключении изложены основные результаты проведенных исследований, даны рекомендации по их практическому применению.

ГЛАВА 1. СИСТЕМНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МИКРОФОНА И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЕГО ПРИЕМНОГО ЗВЕНА

1.1. СИСТЕМНО-СТРУКТУРНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МИКРОФОНА. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Современный профессиональный односторонненаправленный или акустически комбинированный микрофон - сложная система, в которой в процессе превращения звукового сигнала в электрический происходит ряд различных физических процессов, тесно связанных между собой. Поэтому для полноценного анализа, создания математической модели и на ее основе метода расчетного инженерного проектирования таких микрофонов необходим системный подход. Основы такого подхода применительно к электроакустической аппаратуре были заложены А.А. Харкевичем [1], а в настоящее время получили дальнейшее развитие как в работе [5], так и в работах автора [1.09 – 1.11]. В соответствии с системными представлениями, микрофон, рассматриваемый как комплексная электроакустическая система, может быть разделен на ряд подсистем (звеньев), а именно: акустическую, акустико-механическую, электромеханическую (механоэлектрическую) и электрическую. Название каждой подсистемы определяется характером и физической природой происходящих в ней процессов.

Для более точного определения и систематизации круга задач, важпых для разработки общей математической модели системы, рассмотрим основы системного подхода.

В общем случае, чувствительность микрофона М во всем диапазоне звуковых частот может быть представлена произведением

$$M = \frac{U}{p_0} = \frac{F}{p_0} \cdot \frac{\dot{\xi}}{F} \cdot \frac{E}{\dot{\xi}} \cdot \frac{U}{E} ,$$

где p₀ - звуковое давление в свободном поле;

F - внешняя сила, действующая на входы микрофона;

ξ - колебательная скорость активной мембраны;

Е - ЭДС, создаваемая преобразователем;

U- напряжение на нагрузочном сопротивлении.

Отношения $\frac{F}{p_0}$, $\frac{\dot{\xi}}{F}$, $\frac{E}{\xi}$, $\frac{U}{E}$ представляют собой парциальные чувствительности соответственно акустической, акустико-механической, электромеханической и электрической подсистем микрофона, о которых говорилось ранее.

Оговоримся сразу, что, как будет видно из дальнейшего изложения, чисто аналитически эти парциальные чувствительности не всегда удается разделить, например, в однонаправленных микрофонах с внутренней фазосдвигающей цепочкой.

1. Свойства <u>акустической</u> подсистемы, или акустической антенны, характеризуют микрофон как приемник звука. Звуковое давление, создаваемое источниками звука, воздействует на акустический вход (или входы) микрофона. В результате взаимодействия приемника звука и звукового поля формируется механическая сила (или силы), зависящая от ряда факторов: волновых размеров и формы корпуса микрофона и его акустических входов, волнового расстояния между последними, угла падения звуковой волны относительно акустической оси микрофона, характера звукового поля.

2. <u>Акустико-механическая подсистема</u> (звено) служит для согласования в заданном диапазоне частот силы (или сил), формируемых приемником (антенной), с величиной колебательной скорости (для динамических микрофонов) или колебательного смещения (для конденсаторных) подвижного элемента преобразователя. Эту подсистему обычно представляют в виде механической модели-аналога или эквивалентной электрической схемы. Свойства этого звена определяются как его топологией, так величи-

ной и частотной зависимостью входящих в него акустико-механических злементов (масс, гибкостей, активных сопротивлений). В конструктивном отношении эти элементы представляют собой различные зазоры, щели, отверстия, объемы, пористые элементы, находящиеся обычно внутри кансюля микрофона.

Это звено определяет частотную характеристику чувствительности (ЧХЧ) микрофона и, совместно с акустическим звеном, формирует у комбинированных и однонаправленных микрофонов их характеристику направленности (ХН) в широком диапазоне частот.

3. Электромеханическая (или, точнее, механоэлектрическая в микрофонах) подсистема представляет собой электромеханический преобразователь, работающий в микрофонах в режиме генератора и преобразующий механические колебания подвижного элемента в электродвижущую силу (ЭДС). Эффективность и стабильность работы преобразователя зависит также от ряда факторов, например, в конденсаторных микрофонах от площади мембраны и неподвижного электрода, величины зазора между вими, напряжения поляризации, механических и электрических свойств материала мембраны и т.д. Эффективность преобразователя принято характеризовать коэффициентом электромеханической связи E/ξ .

4. <u>Электрическая</u> подсистема обычно представляется в виде электрической схемы, состоящей из обычных электрических элементов. Это звено выполняет функцию согласования электрической стороны преобразователя с последующим усилительным устройством (например, в конденсаторных микрофонах согласует большое емкостное сопротивление капсюля с относительно низкоомным входом последующего усилительного устройства). Это звено определяет такой немаловажный параметр, как собственный шум микрофона. Электрическое звено осуществляет также перераспределение ЭДС, наводимой в преобразователе, между нагрузкой и другими элементами электрической схемы, что, естественно, влияет на чувствительность микрофона. В некоторых моделях электрическая схема служит

для коррекции частотной характеристики (ЧХЧ) на нижних, реже, на верхних, частотах.

Тип приемника и тип преобразователя являются определяющими суть микрофона звеньями. Акустико-механическое и электрическое звеньясогласующими, основная задача которых - обеспечение минимальных потерь полезного сигнала, а также получение требуемой для данного микрофона частотно-пространственной характеристики чувствительности. Под частотно-пространственной характеристикой чувствительности (ЧПХЧ) микрофона мы будем понимать [1.14] функциональную зависимость чувствительности микрофона одновременно от двух параметров - частоты и угла падения звуковой волны относительно акустической оси, т.е. $M(f, \theta)$, а в более общем случае (сферической волны) - и от расстояния от источника звука, т.е. $M(f, \theta, R)$.

Системный подход позволяет выявить звенья, наиболее слабые с точки зрения адекватности математического моделирования, степени разработанности методов расчета, их точности и т.п., что в свою очередь дает возможность сосредоточить внимание именно на этих узлах. Этот момент является очень важным, т.к. адекватность математического моделирования и, соответственно, точность расчета характеристик и параметров системы в целом определяются, как известно, уровнем теории и расчета наиболее слабых звеньев.

Выполнение сформулированной выше цели работы не предполагает, что требуется пересмотр и ревизия соотношений и методов расчета всех элементов во всех звеньях микрофона. Расчетные формулы и соотношения, применяемые для определения большинства параметров микрофона, вполне себя оправдали. Задача заключается в том, чтобы на основс критического рассмотрения и упорядочения этих соотношений, уточнения их места и значения в общей цепи математического моделирования *системы* в целом, выявить "недостающие звенья", т.е. нерешенные или не доведенные до требуемого уровня разработки вопросы, и определить тем са-

мым круг задач, требующих своего решения для создания методов инженерного расчетного проектирования. Препятствием в создании таких методов часто является не только отсутствие необходимых работ, но и их обилие, в результате чего возникает неопределенность факторов, по которым следовало бы решать вопрос о предпочтительности тех или иных результатов. Поэтому весьма важным, на наш взгляд, является обоснованный отбор работ, результаты которых наиболее достоверны, легко "транспонируемы" для разработки методики инженерных расчетов и наилучшим образом отвечают общему уровню точности разрабатываемых математических моделей микрофонов. Наиболее сложным в такой постановке является вопрос о достоверности заимствованных нами результатов. В качестве критерия достоверности теоретических результатов, полученных разными авторами, будем принимать степень расхождения теоретических и экспериментальных результатов, а в случаях, где отсутствует возможность такого сравнения или проведения прямого эксперимента, степень близости теоретических результатов из разных источников друг с другом.

В настоящее время наиболее разработанными являются методы аналяза электрической подсистемы микрофонов (предварительного усилителя конденсаторного микрофона), проводимые известными способами расчета электронных схем. Хотя некоторые уточнения в схемах, представлениях и расчетах здесь возможны, однако они не являются определяющими в уточнения математической моделя и методов расчета системы микрофона в целом. Поэтому в настоящей работе мы считаем возможным ограничить рассмотрение электрической подсистемы входными параметрами предварительного усилителя (входным сопротивлением R_{ex} и паразитной емкостью C_n), служащими нагрузочными характеристиками для электрической стороны электромеханического преобразователя. Основные усилия будут сосредоточены на комплексном исследовании свойств и условий согласования первых трех подсистем, составляющих в конструктивном отношении капсюль микрофона.

Резюмируя изложенное, можно отметить, что решение задач оптимального проектирования (с точки зрения заданных требований и характеристик) однонаправленных и комбинированных микрофонов возможно лишь на основе системного подхода, под которым понимается следующее:

а) рассмотрение микрофона как совокупности функциональных подсистем (звеньев), разделяемых в соответствии с физическими процессами, происходящими в них при преобразовании звукового сигнала в электрический;

б) анализ уровня теоретической и расчетной разработанности звеньев, выявление недостоверности или отсутствия теоретических данных, развитие и уточнение вопросов теории и расчета применительно к каждой подсистеме;

 в) согласование методик расчета звеньев и доведение точности расчета системы в целом по крайней мере до уровня точности акустических измерений;

г) оптимизация системы посредством выявления потенциальных возможностей отдельных звеньев и согласования их характеристик путем отыскания разумных компромиссов, обеспечивающих соответствие результирующих электроакустических характеристик микрофонов требованиям, задаваемым в зависимости от назначения микрофона, а также анализ реализуемости совокупности этих требований.

Структура настоящей работы построена в соответствии с системным представлением микрофона, поэтому сочтено целесообразным критический анализ весьма разнородных работ разных авторов подчинить такому же принципу. По этой причине аналитический обзор произведен не традиционно в первой главе, а в начале каждой из первых четырех глав настоящей работы, в соответствии с местом этих работ в системно-структурном представлении.

1.2. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР РАБОТ, ПОСВЯЩЕННЫХ ОПРЕДЕЛЕНИЮ АНТЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ МИКРОФОНОВ

1.2.1. Уточнение понятия звуковой приемной антенны и ее роли

В настоящем разделе рассматриваются работы, относящиеся к акуспической подсистеме микрофона (или к антенному звену), т.е. к кругу тех задач, решение которых дает возможность определить отношение F/p_0 .

Задача сводится к определению сил, действующих на входы микрофона со стороны внешнего акустического поля. В нашем случае разница в величине сил, действующих на первый и второй акустические входы микрофона при плоском фронте падающей волны, зависит от:

 сдвига фазы давлений, который определяется пространственной весовмещенностью акустических входов, т.е. наличием между ними некоторой дистанции, выраженной при расчетах эквивалентным расстоянием d;

 дифракцией звука вокруг корпуса микрофона, степень влияния которой определяется волновым размером капсюля микрофона и углом падения звуковой волны.

Эти факторы, определяющие антенные свойства, требуют в различных типах микрофонов специфического подхода, отличного от применяемого в литературе по электроакустике. Это обусловлено целым рядом причин, которые будут рассмотрены ниже.

Характеристики антенного звена и преобразователя, как правило, являются заранее определенными, а акустико-механическая система и электряческая цепь являются звеньями, характеристики которых могут быть подчинены требованиям, вытекающим из особенностей характеристик первых двух звеньев. Определение характеристики собственно преобразователя в линейном режиме не представляет большой сложности. Поэтому в теории микрофонов, наряду с вопросами расчета акустико-механической сис-

темы, большое внимание уделяется вопросу определения антенной характеристики, которая в простейшем случае выражается в виде частотной и утловой зависимости дифракционного коэффициента, выражающего изменение силы, действующей на чувствительный элемент микрофона. Однако результаты работ, посвященных этому вопросу, очень часто не поддаются сопоставлению, так как смысл, который придают термину "акустическая антенна" разные авторы, оказывается не вполне однозначным.

А.А. Харкевич [1] дает следующее определение: "Звуковая антенна служит посредствующим звеном между звуковым полем и механической частью аппарата, т.е. звуковой антенной аппарата следует называть ту ее часть, которая непосредственно выполняет функцию излучения или приема", и далее "приемная антенна, возбуждаемая приходящим извне переменным давлением, приходит в движение с некоторой скоростью, зависящей от свойств антенны и соединенных с нею механических частей аппарата". Такая же трактовка антенны принята в работе [5].

В работе [6] под акустической антенной понимается часть электроакустического аппарата, связывающая электромеханический преобразователь с акустическим полем, т.е. некий "механоакустический преобразователь", характеризующийся как акустическими свойствами, так и "механическим сопротивлением колеблющегося устройства". Таким образом, в указайной работе под антенной понимается та часть электроакустического аппарата, которая по работам [1,5] представляет собой совокупность акустического и акустико-механического звеньев. Такая же, как в работе [6], трактовка характерна для некоторых работ, посвященных теории дифракции звука на корпусе микрофона. Автор этих работ [9,10] учитывает податливость приемной части корпуса уже при расчете поля. Подобное смешение принципиально разных физических факторов лишь запутывает физическую картину взаимосвязи явлений и затрудняет системный анализ причин, определяющих совокупную частотную характеристику микрофона. Действительно, податливость приемной части обусловлена импедансом

акустико-механического звена микрофона, т.е. *нагрузочным* фактором, в то время как звуковое поле, в сочетании с размерами и формой капсюля, формирует возбуждающую силу, т.е. *источниковый* фактор.

Подобно тому, как в теории электрических цепей свойство источника ЭДС определяется в предположении бесконечно большого значения сопротивления нагрузки, так и в теории электроакустических приемников сила, действующая на чувствительный элемент, может быть определена без учета "подпирающего" его механического сопротивления.

Поэтому в настоящей работе мы используем понятие антенны, сформулированное А.А. Харкевичем, как наиболее четко определяющее функции акустического звена аппарата в системном представлении, развиваемом в настоящей работе.

В качестве парциальной "чувствительности" приемной антенны будем рассматривать отношение силы, развиваемой звуковой волной на поверхности чувствительных элементов антенны (считая подвижный элемент абсолютно жестким), к звуковому давлению в свободном поле, т.е. в отсутствии дифракционных искажений поля корпусом капсюля микрофона. Податливость же чувствительных элементов будет учитываться в акустико-механической подсистеме микрофона при помощи ее эквивалентной схемы.

Допустимость и удобство такого метода покажем позже, на примере расчета указанным способом среднего давления на мембране, занимающей торец цилиндра полубесконечной длины, сопоставив результаты такого расчета с данными работ [9,10].

1.2.2. Анализ работ по дифракции звука на телах, сходных с капсюлем микрофона

Вопросы дифракции звуковых волн на телах различной правильной геометрической формы рассматриваются в ряде работ, выполненных, в

основном, различными методами математической физики [8, 9,10, 19, 20, 24, 26-32].

Анализ этих работ произведем путем сопоставления количественных результатов, получаемых на их основе. Кроме того, постараемся оценить их место со системологических позиций и возможность их использования в конкретных расчетах капсюля.

Одной из первых следует упомянуть работу [26], в которой определялась частотная зависимость отношения давления на жесткой поверхности к давлению в свободном поле для разных углов падения плоской звуковой волны (от 0° до 180°) в фиксированной точке на сфере, в центральной точке одного из торцов цилиндра и одной из граней куба.

Эта работа широко известна и ее данные используются многими авторами [3, 33, 34, 37], в связи с чем мы не будем излагать ее содержание. В силу ограничений, поставленных авторами работы в формулировке задачи исследования, полученные ими результаты не могут быть использованы в решении нашей задачи. Причина этого заключается в том, что средняя величина звукового давления на поверхности мембраны совпадает с давлением в центральной ее точке только при малых волновых размерах препятствия [28, 51]. В области же высоких частот, когда поперечные размеры препятствия становятся сопоставимы с длиной волны звука, при нормальном падении звуковой волны наблюдается существенная разница между средним давлением и давлением в центральной точке [24, 46, 51].

В 1955 году в работе Д.С. Джонса [8] была определена величина усредненного по площади звукового давления на круглом торце абсолютно жесткого полубесконечного цилиндра. Решение дифракционной задачи произведено методом Винера-Хопфа. Ввиду сложности общих выражений, численный результат получен только для строго нормального падения плоской волны на торцевую поверхность (рис.1.1). Поэтому нет возможности сравнить дифракционную поправку, получаемую при падении волны с других направлений с результатами работы [26]. В этой работе приводятся

также некоторые результаты работы [30], в которой получена величина дифракционной поправки для среднего давления на торце цилиндра в зависимости от направления падения волны. Результаты работы [30] для 0° практически совпадают с результатами [8], в связи с чем здесь не приводятся. В работе [8] выражается сомнение в правильности некоторых результатов работы [30], противоречащих, на взгляд ее автора, здравому смыслу, в частности, для углов падения звука 120° и 150° (рис.1.2). Кроме того, численные результаты этой работы получены для области сравнительно невысоких частот (ka < 2,5), что совершенно недостаточно для используемого ныне диапазона.

В работе [31], опубликованной в 1956 году, делается попытка найти выражение для среднего давления на торце цилиндра конечной длины. Выводятся интегральные уравнения, решение которых в общем виде автору получить не удается, в связи с чем он ограничивается решением только для цилиндра большой длины (1>> 2a) способом, использованным ранее в работе [30]. Сравнение результатов, полученных для нормального падения плоской волны на торец цилиндра при $ka = 0 \div 1$, с данными работы [30] и более ранней экспериментальной работы [43] показывает, что теоретические результаты работ как [30], так и [31] совпадают с данными работы [43] только при больших радиусах цилиндра. Уже при радиусе a = 24,2мм данные этих работ расходятся с экспериментом на некоторых частотах более чем на 2-3 дБ, что существенно выше пределов погрешности измерений. Радиусы кансюлей промышленных моделей современных микрофонов составляют 5÷20 мм, что должно, как следует из работы [31], привести к еще большему расхождению теоретических и экспериментальных результатов на высоких частотах. Капсюль однонаправленного микрофона представляет собой цилиндр, длина которого вполне соизмерима с лиаметром, а в двухмембранных и существенно меньше его. По этим причинам результаты работ [30, 31] следует считать безусловно неприменимыми для наших целей.



Рис.1.1. Среднее давление на торце цилиндра при падении плоской волны (по работе [8]): 1, 2, 3 - номера последовательных приближений.



Рис.1.2. Среднее давление на торце цилиндра для различных углов падения плоской волны (по работе [30]).

В работе [20], опубликованной в 1959 году, описан сравнительно простой метод экспериментального определения и расчета коэффициента дифракции при нормальном падении звука для конденсаторных микрофонов цилиндрической формы с одним акустическим входом (ненаправленных). Графики зависимости коэффициента дифракции в дБ от $ka = 2\pi a/\lambda$, рассчитанные для различных отношений п радиусов мембраны и корпуса микрофона, приведены сплощной линией на рис.1.3. Значения коэффициента дифракции цилиндрического микрофона при $m \le 0,2$ соответствуют полученным в работе [26] для центральной точки.

Кривая дифракционной поправки для m = 1 (когда мембрана занимает весь горец цилиндра) совпадает с кривой, полученной для этого же случая Джонсом (рис. 1.4). Тот же результат получен авторами работы [20] значительно более простым способом. Их выводы более универсальны, т.к. позволяют найти дифракционную поправку для нормального падения при условии l >> 2a, практически для любого соотношения радиуса мембраны и капсюля. Хорошее совпадение расчетных результатов с экспериментальными в работе [20] позволяет сделать вывод о возможности их применения при расчете дифракции на микрофонах указанного типа также и для случая ограниченной длины.

В работе И.Г. Петрицкой [24] решается, по существу, та же задача, что и в работе [20], но в более строгой постановке. Для сравнения с результатами работы [20] данные работы [24] приведены на рис.1.3 пунктирной линией. При m = 1 кривые, построенные по результатам обеих работ, совпадают; при m < 1 имеют некоторое расхождение, которое максимально при m = 0 (1,5 дБ). В статье [24] обобщаются также результаты работ того же автора, опубликованные ранее [9, 10], в которых решается задача рассеяния плоских звуковых волн при нормальном падении на торец полубесконечного цилиндра, характеризующегося конечным импедансом. Приведены количественные результаты для среднего (по площади



Рис.1.3. Зависимость от *ка* коэффициента дифракции *D* в дБ при разных соотношениях радиусов чувствительной поверхности и корпуса: сплошные линии по - [20], пунктирные - по [10], [24].



Рис.1.4. Зависимость от ка коэффициента дифракции волны на торце цилиндра: 1 – по работе [8]; 2,3,4 – по формуле /1.3.3/ (2 - модель в виде поршня в бесконечном экране; 3 - в виде поршня, закрытого сзади капсулой; 4 - в виде поршня в сфере).
приемной поверхности) значения звукового давления при разном характере и величине удельного механического сопротивления торца и различных соотношениях радиуса цилиндра и приемной части торца. Однако, как отмечено выше, податливость торца является фактором, который мы отнесли не к антенной, а к акустико-механической подсистеме микрофона; его влияние может быть учтено, как показано ниже, гораздо более простыми способами, чем используемые в работах [9, 10] при решении дифракционной задачи.

С точки зрения изучения и оценки дифракции при падении звуковой волны как в области акустической тени, особенно для 180°, так и в фронтальной области рассеяния (от 0° до 90°), большой интерес представляют экспериментальные данные работы [55]. В ней приводятся дифракционные поправки при различных направлениях (0°, 30°, 60°, 90°, 120°, 150°, 180°) для целого ряда измерительных микрофонов со снятой передней крышкой, т.е. данные по "чистой" дифракции, без резонанса полости. Это делает возможным непосредственное сопоставление экспериментальных результатов с теоретическими.

Кроме рассмотренных выше работ был проведен анализ еще ряда статей в основном зарубежных авторов [19, 27, 28, 29, 32 и др.]. Не останавливаясь отдельно на каждой из них, отметим, что их результаты не вносят ничего существенно нового. Ограниченность решаемой задачи [27], математическая сложность результатов, не доведенных до численного значения [32] либо вычисленных для частного случая, существенные расхождения между теоретическими и экспериментальными данными, чересчур приближенный, почти качественный, характер числовых оценок [19, 28, 29] – все это делает практически нецелесообразным или невозможным для нас использование результатов этих работ.

1.2.3. Анализ классических представлений о геометрической разности хода звуковой волны и характеристике направленности

Наряду с дифракцией, не менее важным фактором для построения адекватной математической модели акустической подсистемы направленного микрофона является правильное определение базового расстояния dмежду первым и вторым акустическими входами и его угловой зависимости $d(\theta)$. Этот фактор, вместе с дифракцией, обусловливает такой весьма важный параметр микрофона, как направленность в широком диапазоне частот.

От точности численного отображения в математической модели совокупности этих антенных факторов (дифракционной поправки и базового расстояния) зависит правильность формулировки требований к характеристике и расчету величин элементов акустико-механического звена.

В настоящем разделе мы проведем анализ существующих представлений о геометрической разности хода звуковой волны, ее угловой зависимости и роли в формировании ХН микрофонов в диапазоне низких и средних частот. Далее мы покажем недостаточность и некорректность существующих представлений как для адекватного отображения ряда физических явлений, так и для формирования математической модели направленных микрофонов различного типа [1.11, 1.11, 1.19, 1.22].

Вопросу определения базового расстояния между входами или геометрической разности хода *d* в литературе не уделяется должного внимания. Например, в работе [6] этот вопрос вообще обходится молчанием. В.В.Фурдуев [2] (стр.314) определяет *d* как расстояние между плоскими поверхностями двух чувствительных элементов, т.е. считает равным длине корпуса капсюля *l*. При этом не принимается во внимание дополнительное запаздывание, обусловленное поперечными размерами капсюля и чувствительного элемента. Между тем, пренебрежение этим фактором может

внести существенную погрешность, если размер радиуса *b* чувствительного элемента сопоставим или даже больше длины корпуса *l*, как это имеет место, например, в двухмембранных микрофонах.

В книге Олсона и Массы [38] (стр.104) указывается, что "для случая круглого экрана и плоской звуковой волны разность фаз для нормально падающей волны соответствует половине пути по воздуху между центрами противоположных сторон".

Л.Беранек [37] (стр.153-154), не давая каких-либо конкретных рекомендаций по определению d, указывает, что «если на диафрагму, находящуюся в свободном пространстве, падает звуковая волна произвольной частоты, то возникает разность давлений Δp , которую можно приближенно выразить формулой $\Delta p = K\omega \cos \theta$, где K - постоянная, ω - угловая частота звука».

В работе [7] (стр.80) автор находит разность фаз давлений с двух сторон круглой мембраны, расположенной в центре круглого экрана с заданным размером радиуса и пренебрежимо малой толщиной, для произплоской угла падения вольного волны следующим образом: $\varphi = \omega \Delta r/c_0$, где $\Delta r = a \cos \theta$, *a* - радиус экрана, θ - угол падения звука по отношению к нормали. Здесь же (стр.106) при рассмотрении работы двухмембранного микрофона при нормальном падении волны автор пишет: «Между звуковыми давлениями есть сдвиг по фазе, обусловленный разностью хода звуковых волн, которая, в свою очередь, определяется толщиной капсюля микрофона».

Как видим, здесь уже о влиянии размеров мембраны вообще не упоминается и несинфазность действующих на них давлений объясняется только толщиной капсюля микрофона *l*. Между тем в выпускаемых промышленностью моделях микрофона такого типа толщина капсюля $l = 5 \div 7$ мм, при радиусе $a = 15 \div 20$ мм, т.е. a > l в 3-4 раза.

Неопределенность этого вопроса привела к ошибкам в некоторых работах. Например, в работе [40] расстояние *d* определяется для двухмембранного микрофона как кратчайщее между мембранами, т.е. так же, как в работе [7], что приводит к неверным количественным выводам.

Из сказанного ясно, что сдвиг фаз звуковых давлений, действующих на первый и второй акустические входы направленных микрофонов, является функцией размеров как длины капсюля *l*, так и его радиуса *a*. Очевидно, что зависимость расчетной базы *d* от радиуса *a* тем больше, чем ближе форма капсюля к плоскому диску.

Наиболее обоснованные, с нашей точки зрения, и практически интересные рекомендации по определению расчетной базы даны в работе [5]. Путем вычисления интегрального значения силы, действующей на тыльную сторону мембраны при огибании ее плоской звуковой волной, падающей нормально к фронтальной поверхности, автором показано, что сдвиг фазы между фронтальной и тыловой силами соответствует расчетной базе d = a/3. В связи с этим для цилиндра длиной l и радиусом aрасчетная база при тех же условиях выражается соотношением

$$d_{\rm sx} = l + d' = l + \frac{a}{3} \quad ,$$

так что угол сдвига фазы $\varphi = \omega d_{sx}/v_0$.

Следует оговориться, что это значение расчетной базы, строго говоря, пригодно только при нормальном падении звуковой волны.

В случае, когда l >> a, оно может использоваться для приближенного определения сдвига фазы при любом угле падения θ по формуле

$$\varphi' = \frac{\omega}{v_0} d_{3\kappa} \cos\theta.$$

Однако, ввиду того, что величина d' определялась в [5] не для осевого, а радиального направления движения звуковой волны, представляется, что ее зависимость от θ может быть иной, чем это следует из приведенной формулы. Кроме того, при выводе числового коэффициента для d' пред-

полагалось, что радиусы мембран совпадают с радиусом кансюля. В действительности чаще всего радиусы мембран значительно меньше радиуса капсюля.

Поэтому для введения в разрабатываемую математическую модель расчетной базы $d(\theta)$, полученной с учетом отмеченных обстоятельств, необходимо дополнительно исследовать этот вопрос.

В современных одномембранных односторонненаправленных микрофонах (как конденсаторных, так и динамических) второй акустический вход, как правило, располагается на боковой поверхности капсюля и конспруктивно выполнен в виде отверстий или прорезей на его цилиндрической поверхности. В силу этого возникает несимметрия, как осевая, так и фронтально-тыловая, что приводит, во-первых, к определенной осевой несимметрии ХН, во-вторых, к иной угловой зависимости геометрической разности хода ХН микрофона, в сравнении с классическими представлениями. Все эти вопросы будут рассмотрены в разделе 1.4. В общем виде комбинированный и односторонненаправленный микрофон представляет собой несимметричный относительно мембраны (в ДКМ относительно активной фронтальной) приемник разности звуковых давлений, воздействующих на первый и второй акустические входы. (Схематически такой микрофон обычно представляют так, как показано на рис.1.11, см. раздел 1.4)

Для достижения тыльной стороны мембраны звуковая волна в начале проходит расстояние $d_{sx}(\theta)$, называемое эквивалентной геометрической разностью хода, которую принято представлять формулой

$$d_{\mathfrak{s}\mathfrak{k}}(\theta) = lcos\theta. \qquad (1.2.1)$$

Залем звуковая волна проходит через акустико-механическую фазосдвигающую цепочку (ФСЦ) внутри микрофона. Разность хода d_{3x} определяет внешний сдвит фазы звукового давления φ' , зависящий от угла падения θ . ФСЦ определяет внутренний сдвиг фазы φ'' звукового давления, не зависящий от угла падения звука θ , а задаваемый только фазосдвигающей цепочкой внутренней структуры микрофона.

В соответствии с этими представлениями, излагаемыми с теми или иными нюансами в учебниках и монографиях по электроакустике [2 – 7, 34, 39], характеристика направленности (ХН) микрофонов в плоской звуковой волне может быть представлена аналитически, так называемой «улиткой Паскаля»:

$$R(\theta) = \frac{A + B\cos\theta}{A + B} = \alpha + \beta\cos\theta = (1 - \beta) + \beta\cos\theta, \qquad (1.2.2)$$

где $\alpha = \frac{A}{A+B}; \quad \beta = \frac{B}{A+B}.$

. ·

Величина коэффициентов α и β определяется соотношением внутреннего и внешнего сдвига фазы звукового давления на пути к задней стороне мембраны. В реальных микрофонах эти коэффициенты в широком диапазоне частот частотнозависимы. Величины *A* и *B* могут изменяться от 0 до ∞ , а α и β , соответственно, от 0 до 1. При этом характеристика направленности R(θ) изменяется от двунаправленной (при $\alpha = 0, \beta = 1$) до ненаправленной (при $\alpha = 1, \beta = 0$). Для промежуточных значений α и β XH соответствует «кардиоиде» ($\alpha = 0,5$), «суперкардиоиде» ($\alpha = 0,75$).

Здесь мы не будем подробно останавливаться на условиях и способах формирования внутреннего сдвига фазы давления φ^* , т.к. эти и другие вопросы, касающиеся акустико-механической подсистемы микрофона, будут подробно рассматриваться в главе 2. Отметим только, что φ^* должен теоретически аппроксимироваться [5, 39] функцией e^{jAkd} , но из-за дискретности структуры и конечного числа элементов в ФСЦ эта функция аппроксимирует реальные ФСЦ фактически только на относительно низ-

ких частотах ($kd \le 1,5$), или, что то же самое, при выполнении соотношения $d < \lambda/4$. Соотношение /1.2.2/ на верхних частотах также нарушается из-за дифракции звуковой волны на входах микрофона (см. 1.3), а на низких частотах - из-за сферичности фронта звуковой волны и связанной с этим разности амплитуд давлений на первом и втором входах микрофона [1.06, 1.08, 1.10, 1.11].

Таким образом, соотношение /1.2.2/ должно выполняться на относительно низких частотах, когда размеры микрофона (его диаметр 2*a* и $d_{3\kappa}$) малы по сравнению с звуковой волной, а $d_{3\kappa}$ >>2*a*. При этом угловая зависимость геометрической разности хода должна соответствовать соотношению /1.2.1/, т.е. $d(0^{\circ}) = d(180^{\circ})$ и $d(90^{\circ}) = 0$. Очевидно также, что XH при этом, как следует из /1.2.2/, должна быть осесимметрична. Например, при XH «кардиоида» суммарный сдвиг фазы

$$\varphi_{\rm r} = \varphi'' + \varphi' = kd + kd\cos\theta = kd(l + \cos\theta). \qquad (1.2.3)$$

В соответствии с этим величина чувствительности $M(0^{\circ}) \sim 2kd$, $M(90^{\circ}) \sim kd$, а $M(180^{\circ}) \rightarrow 0$.

Все вышеперечисленное есть следствие из общепринятых [2-7, 34, 39], ставщих классическими, представлений о формировании направленности микрофонов. Однако по результатам разработки многочисленных моделей микрофонов, оказывается, что целый ряд следствий, вытекающих из этих представлений, не согласуется с практическими результатами акустических измерений, а, следовательно, такая классическая модель никак не может удовлетворительно объяснить реально имеющие место физические явления, а именно:

- не выполняются вытекающие из /1.2.2/ соотношения перепадов чувствительности при углах падения 0°, 90°, 180°;

- характеристика направленности весьма приближенно удовлетворяет со-

отношению /1.2.2/ даже для низких и средних частот, а в целом ряде моделей получается асимметричной относительно «кустической оси микрофона.

Для того чтобы разрешить эти очевидные противоречия, найти физические объяснения изложенным фактам, построить адекватную им аналитическую картину, в разделе 1.4 будут рассмотрены несколько геометрических моделей микрофонов в поле плоской звуковой волны. Эти модели отражают взаимодействие реальных современных конструкций микрофонов со звуковым полем [1.10, 1.11, 1.22, 1.30].

1.3. ДИФРАКЦИЯ ЗВУКА

1.3.1. Определение коэффициента дифракции для фронтального торца полубесконечного цилиндра

Из обзора, приведенного ранее, видно, что решению этой задачи посвящен целый ряд работ. Покажем, что получение требуемого результата возможно значительно более простым и коротким путем, основанным на использовании метода взаимности [5, 46, 50].

Пусть звуковая волна падает нормально к абсолютно жесткой торцевой поверхности полубесконечного цилиндра. В этом случае образуется поле рассеяния, являющееся разностью полного и свободного полей, а звуковое давление р на рассматриваемом торце выразится суммой давлений p₀ - в свободном поле и p_p- в рассеянной волне, т.е.

$$p = p_0 + p_p \,. \tag{1.3.1}$$

В свободном поле плоской волны $p_0 = \varsigma_0 c_0 S \xi_0$, где ξ_0 - колебательная скорость частиц воздуха в рассматриваемой точке поля.

Соотношение /1.3.1/ справедливо как для локального значения давления в какой-либо точке поверхности торца, так и для давления, усредненного по его поверхности. В обоих случаях $p_p = Rp_0$, где R - безразмерный коэффициент, зависящий от диаметра цилиндра 2*a* и частоты звука (г.е. волнового размера торцевой поверхности). На низких частотах, где длина волны $\lambda >> 2a$, давление в рассеянной волне пренебрежимо мало и $R \approx 0$; на высоких частотах, когда волновой размер $\lambda/2a << 1$, давление в рассеянной волне станет p_0 и коэффициент R = 1. В соответствии с теоремой Бабине, вытекающей из принципа акустической взаимности Гюйгенса [46, стр. 253- 273], для усредненного по поверхности торца давления p_p коэффициент R есть не что иное, как нормированное по $\varsigma_0 c_0 s$ активное сопротивление излучения R_{u_3} рассматриваемого торца, которое имело бы место при его использовании в качестве излучателя. Обозначив это нормированное значение R'_{u_3} , можем написать

$$p = p_0(l + R'_{ia})$$
. (1.3.2/

Коэффициент дифракции D_0 выражается отношением p/p_0 [1, 5, 51]. Следовательно,

$$D_0 = \frac{p}{p_0} = I + R'_{us}.$$
 (1.3.3/

Как видно из этого выражения, использование метода взаимности дает возможность замены дифракционной задачи задачей излучения, что существенно упрощает математическую основу проблемы, а физическую картину явления делает более наглядной.

Число рассмотренных в литературе вариантов излучающих антенн достаточно велико. Однако в каждом конкретном случае использования формулы /1.3.3/ необходимо производить оценку адекватности решаемой дифракционной проблемы и соответствующей задачи излучения.

На рис.1.4 приведены кривые дифракционных коэффициентов, вычисленных различными способами. Кривые 1, 2, 4 практически совпадают (с точностью до 2%), что, впрочем, не является новостью, так как это обстоятельство отмечено еще у Морза [53, стр. 365]. Несколько большее расхождение наблюдается между ними и кривой 3 (для поршня с экраном в виде капсулы с задней стороны). Это объясняется уменьшением вдвое значения $R_{\mu 3}$ для поршня без экрана по сравнению с поршнем в бесконечном экране, обусловленном увеличением пространственного угла излучения от 2 π (при бесконечном экране) до 4 π (без экрана) [2, 5, 50, 54].

Однако при определении по формуле /1.3.3/ дифракционного коэффициента использования разных кривых R'_{uo} даже при ka < 1 получается разница, не превышающая 10% (из-за возрастания в этой области относительного значения прямой волны), а при $ka \ge 3/2$ результаты определения. D_0 можно считать независящими от используемой в формуле /1.3.3/ кривой R'_{uo} .

Это обстоятельство является очень важным потому, что для расчетов R'_{ω} и D_0 можно использовать наиболее удобное и простос математическое выражение для R'_{ω} , не беспокоясь о точности расчетов, которая в любом случае не выйдет за 10% границу, определяемую точностью акустических измерений частотной характеристики чувствительности микрофона.

Вместе с тем столь малая разница значений D_0 , определяемых по формуле /1.3.3/ при разных $R'_{\mu\nu}$, создает трудности в количественной экспериментальной оценке разницы дифракционных коэффициентов для разных рассеивающих объектов, так как точность производимых с этой целью акустических измерений должна быть выше той, которая предусмотрена соответствующим стандартом [61]. Однако, несмотря на недостаточную точность измерений, наличие систематических отличий в измеряемых

- . I

значениях D_0 для разных объектов могло бы служить основанием хотя бы для качественных выводов о существовании разницы в дифракционных коэффициентах для этих объектов. Ниже мы рассмотрим метод учета податливости чувствительного элемента на торце цилиндра в акустикомеханическом звене [5] и произведем количественные сопоставления получаемых при этом результатов с данными расчетов коэффициента дифракции на импедансном торце [9, 10].

Пусть торец цилиндрического корпуса микрофона представляет собой подвижный элемент, нагруженный на комплексное сопротивление \dot{z}_{x} , обусловленное сколь угодно сложной акустико-механической системой микрофона. При падении на торец звуковой волны подвижный элемент будет совершать колебания со скоростью $\dot{\zeta}_0$, в результате чего давление p_1 у его поверхности будет отличаться от давления p в заторможенном режиме, т.к. торец в этом случае является не только отражающей поверхностью, но и излучателем, создающим давление p_2 , способствующее уменьшению основного давления p, так что

$$p_1 = p - p_2$$

Если обозначить через \dot{z}_{μ} сопротивление излучения торца, а через S-его площадь, то

$$p_2 = \frac{\dot{\xi}_0 \cdot \dot{z}_{u_2}}{S},$$
 /1.3.4/

так что

$$p_1 = p - p_2 = D_0 p_0 - \dot{\xi}_0 \cdot \frac{\dot{z}_{us}}{S} . \qquad (1.3.5)$$

С другой стороны,

$$\dot{\xi}_0 = \frac{p_1 S}{\dot{z}_{_{\mathcal{M}}}} \ .$$
 /1.3.6/

Подставив /1.3.6/ в /1.3.5/, получаем выражение для давления у поверхности подвижного торца

$$p_{I} = \frac{D_{0}p_{0}}{1 + \frac{\dot{z}_{w}}{\dot{z}_{w}}} = \frac{p}{1 + \frac{\dot{z}_{w}}{\dot{z}_{w}}}$$
 (1.3.7/

и колебательной скорости подвижного элемента

$$\dot{\xi}_{0} = \frac{D_{0} P_{0} S}{\dot{z}_{\mu} + \dot{z}_{\mu\sigma}} = \frac{pS}{\dot{z}_{\mu} + \dot{z}_{\mu\sigma}} . \qquad (1.3.8)$$

Отметим, что в формулу /1.3.7/ входит отношение сопротивления излучения и механического сопротивления акустико-механического звена микрофона. Поэтому при расчетах по этой формуле можно пользоваться как полным, так и удельными значениями этих сопротивлений.

Формулы /1.3.7/ и /1.3.8/ определяют соответствующую им эквивалентную электрическую схему - ЭЭС (рис. 1.5) ненаправленного микрофона с учетом присоединенных параметров поля (\dot{z}_{us}). В этой схеме значение $p = D_0 p_0$, рассчитанное для жесткого торца, представляет собой ЭДС «источника», сопротивление $\dot{z}_{us} = \varsigma_0 c_0 s(R'_{us} + j X'_{us})$ - его внутренний импеданс, p_1 - падение напряжения на нагрузке. Отношение p_1/p есть коэффициент передачи схемы, зависящий от величины и характера нагрузки между клеммами 2.2, а отношение

$$\frac{p_1}{p_0} = \frac{D_0}{1 + \frac{\dot{z}_{w}}{\dot{z}_{w}}} = D_{wan} , \qquad (1.3.9)$$

получаемое делением на p_0 обеих частей выражения /1.3.7/, можно трактовать, пользуясь терминологией работ [6, 9, 10], как «коэффициент дифракции с учетом импеданса торца». Из /1.3.9/ очевидно, что этот коэффициент зависит не только от D_0 , т.е. свойств акустического звена, но и



Рис.1.5. Электрическая эквивалентная схема взаимодействия ненаправленного микрофона со средой.



Рис.1.6. Скольжение звуковой волны по торцу при угле падения звука $\theta = 90^{\circ}$.

от соотношения сопротивлений \dot{z}_{w}/\dot{z}_{s} , т.е. характеристик акустикомеханической системы. Мы выделили его лишь для того, чтобы иметь возможность сравнить результаты, получаемые по формуле /1.3.9/, и результаты работы [10], полученные строгими методами решения дифракционных задач. Количественное сравнение результатов такого расчета приведено в приложении I (I.1), а также более ранних работах автора [1.03, 1.10].

Анализ приведенных количественных данных свидетельствует о том, что в целом точность учета влияния импеданса торца, как в акустическом [10], так и в акустико-механическом [5] звене, примерно одинакова. Однако применение метода взаимности для определения коэффициента дифракции [5] проще для решения инженерных задач, а также, благодаря ясности физической картины и ее наглядности, позволяет уберечься от некоторых физически абсурдных результатов, имеющих место в работах [9, 10] при, казалось бы, математически строгом решении дифракционной задачи на импедансном торце.

1.3.2. Дифракция при наклонном падении звуковой волны

Как и ранее [107, 110], полагаем, что чувствительный элемент расположен на торце достаточно длинного цилиндра радиуса a. Для большей общности результатов будем считать радиус чувствительного элемента bне обязательно совпадающим с радиусом цилиндра, т.е. $b \le a$. Поскольку импеданс чувствительного элемента значительно проще учитывать в акустико-механическом звене, полагаем также, что рассматриваемый торец является абсолютно жестким.

Задача заключается в том, чтобы найти аналитическое соотношение для коэффициента дифракции для произвольного направления падения звуковой волны в пределах от $\theta = 0^{\circ}$ до $\theta = 90^{\circ}$, где θ - угол между осью цилиндра и направлением распространения волны.

С этой целью определим сначала среднее звуковое давление, действующее на поверхность чувствительного элемента при «скользящем» направлении распространения волны, т.е. $\boldsymbol{e} = 90^{\circ}$ (рисЛ.6). В этом случае рассеяния падающей волны от торцевой поверхности не происходит; волной, рассеиваемой угловой зоной, пренебрегаем за малостью [46]; волна же, рассеиваемая цилиндрической поверхностью, в интересующую нас область пространства в соответствии с законами отражения не попадает. Поэтому звуковое поле у торцевой поверхности можно считать в основном определяющимся бегущей волной касательного направления.

Обычно [2, 33, 34] среднее давление для этого случая считают равным давлению p^{0} в точке свободного поля, совпадающей с центром этой поверхности. Однако такое предположение справедливо (и то приближенно) только на низких частотах, когда радиус торца ^{a <} % - Если же $a > y^{\wedge}$, среднее давление существенно отличается от p^{0} . В частности, при некоторых соотношениях между *а я* \mathcal{I} может принимать даже нулевое значение. Это обстоятельство качественно иллюстрируется рис. 1.7.

Пусть вдоль оси у (рис. 1.8) распространяется плоская звуковая волна

Среднее давление, действующее на площадку $s = \kappa B^2$, занимаемую чувствительным элементом, выразится интегралом по поверхности

j **4** Vi'-x¹

Вычислим сначала внутренний интеграл



Рис. 1.7. Распределение звуковой волны по поверхности торца (при 9 = 90°)



Рис.1.8. Иллюстрация к выводу формулы /1.3.11/



Здесь /?0= $p^m e^{ja}$ *- звуковое давление бегущей волны в точке поля, совпадающей с центром торца (x = O, y = 0).

Следовательно, для среднего по рассматриваемой площади давления имеем

$$p = \prod_{\kappa u u} \left[\frac{1}{4} \right] \left[\frac{\sin(k^2 b^2 - x^2) dx}{\kappa u} = \frac{1}{\kappa u} \left[\frac{1}{4} \right] \left[\frac{1}{4} \left[\frac{1}{4} \right] \left[\frac{1}{4} \left[\frac{1}{4} \right] \left[\frac{1}{4} \left[\frac{1}{$$

Произведем замену переменной x=bcosa; тогда $\langle ic = -b-sinada,$ $\mathcal{N} - b^2 \cos^2 a - 6 яша$. При этом пределы интегрирования по а будут от a = - до a = 0.

$$p \sim [sin(bk \sin a) - (bk \sin a)da - -- \sm(kbsma)(sma)da , /1.3.10/2$$

Из теории функций Бесселя [57] известно, что интегральное выражение функции Бесселя порядка (2n+1) имеет вид

$$J^{2} + l(x) - - \sqrt{sm(xsina)sm(2n + l)aaa}$$

При /? = 0 имеем:

$$J_{1}(x) = \frac{2}{\pi} \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \sin(x \sin \alpha) \sin \alpha d\alpha,$$

где $J_1(x) - функция Бесселя 1-го порядка.$

Сопоставляя это выражение с соотношением /1.3.10/, можем написать

$$\overline{p} = \frac{2p_0}{kb} \cdot J_1(kb) = p_0 \frac{2J_1(kb)}{kb} \cdot /1.3.11/$$

В некоторых случаях (например, для второго входа микрофонов с односторонней направленностью, имеющих одну мембрану или диафрагму) может представлять интерес среднее давление, образуемое волной касательного направления на поверхности, имеющей прямоугольную форму. Если принять размеры сторон прямоугольной площадки равными соответственно 2*a* (по оси *x*) и 2*b* (по оси *y*), то, проводя рассуждения, аналогичные предыдущим, получим

$$\overline{p} = \frac{p_0}{4ab} \int_{-b-a}^{b} \int_{-a}^{a} \cos ky dy dx = \frac{p_0}{ab} \int_{0}^{b} \int_{0}^{a} \cos ky dy dx.$$

Вычислив интеграл, приходим к соотношению, которое в звукотехнике принято называть «щелевой функцией»

$$\overline{p} = p_0 \cdot \frac{\sin kb}{kb}.$$
 /1.3.12/

Графики функций /1.3.11/ и /1.3.12/ представлены на рис.1.9. Они совпадают с функциями для характеристик направленности поршня в экране и сплошной линейной антенны [46].

Соотношения /1.3.3/ и /1.3.11/ позволяют определить среднее давление, а следовательно, и дифракционный коэффициент для торца цилиндра при нормальном ($\theta = 0^{\circ}$) и касательном ($\theta = 90^{\circ}$) направлениях падения волны.

Покажем, что, пользуясь этими данными, можно определить среднее давление и коэффициент дифракции $D(ka, \theta)$ для любых направлений падения звука в пределах $0^{\circ} < \theta < 90^{\circ}$.

При падении волны под произвольным углом θ к оси цилиндра для его торца, как и ранее, имеем соотношение

$$p(\theta) = p_{\theta}(\theta) + p_{p}(\theta),$$

где $p_0(\theta)$ и $p_p(\theta)$ - звуковые давления соответственно падающей и рассеянной волн. Строго говоря, это соотношение справедливо для мгновенных значений давления. Однако на отражающей поверхности, согласно условию непрерывности давления в плоскости отражения [2, 5], это соотношение применимо для амплитудных и эффективных значений давления, усредненных по площади поверхности чувствительного элемента торца, т.е.

$$\overline{p}(\theta) = \overline{p}_0(\theta) + \overline{p}_p(\theta). \qquad (1.3.13)$$

Усреднение по поверхности необходимо по той причине, что любой произвольно выбранный фронт падающей волны соприкасается с разными точками рассматриваемой поверхности не в один и тот же момент времени, а в течение некоторого промежутка Δt , зависящего от фазовой скорости $c_{\rm r}$, так что $\Delta t = 2b/c_{\rm r}$. При «скользящем» направлении волны ($\theta = 90^{\circ}$) скорость $c_{\rm r} = c_0$. При нормальном падении ($\theta = 0^{\circ}$) скорость $c_{\rm r} = \infty$, т.к. фронт волны достигает всех точек поверхности торца одновременно. Этот фактор в равной мере проявляется как для падающей, так и отражаемой волны. Таким образом, в выражении /1.3.13/ оба члена могут быть



Рис.1.9. Графики функций 2*J*₁(*kв*)/*kв* (жирная линия) и sinke/kв кая линия).



Рис.1.10. Иллюстрация к выводу формулы /1.3.14/.

найдены путем усреднения воздействия волны, фронт которой перемещаекя по торцу цилиндра с фазовой скоростью

sin0

и волновой размер чувствительного элемента будет равен *kbsinO* (рис. 1.10).

Подставив в выражение /1.3.11/ с^x вместо с⁰, получим

$$Po(\Phi^{=} Po')$$
 /1.3.14/

Для рассеиваемой волны мы должны принять во внимание, вопервых, то обстоятельство, что при нормальном падении ($6 = 0^{\circ}$)

$$P^{P}(9) = Po(8)'rL \quad \bullet$$

Во-вторых, учесть, что амплитуда рассеиваемой волны зависит от нормальной составляющей падающей волны [54]: при $0 = 0^{\circ}$ она определяется величиной г[^], а при $e = 90^{\circ}$ -равна нулю. Следовательно, при произвольном направлении падения волны

$$p^p(\theta) = p_{\gamma}/\theta - \epsilon^{-1}co^{*}\theta$$

Подставляя сюда значения pQ из /1.3.14/, имеем

$$PP(\Phi = Po'r'^{m} - cos6 - (1.3.15))$$

Используя /1.3.14/ и /1.3.15/ в выражении /1.3.13/, получим

$$\overline{p}(\theta) = p_{\theta}(1 + r'_{\mu\sigma} \cdot \cos\theta) \cdot \left| \frac{2J_{1}(kb\sin\theta)}{kb\sin\theta} \right| .$$
 (1.3.16/

.

В соответствии с принятым ранее определением коэффициента дифракции, можем написать

$$D(ka, \theta) = \frac{\overline{p(\theta)}}{p_0} = (1 + r'_{10} \cdot \cos\theta) \cdot \left| \frac{2J_1(kb\sin\theta)}{kb\sin\theta} \right|.$$
 (1.3.17/

Исследуем полученное выражение.

При $\theta = 0^{\circ} \cos\theta = 1$, $\sin\theta = 0$ и выражение /1.3.17/ принимает вид /1.3.3/. При $\theta = 90^{\circ} \cos\theta = 0$, $\sin\theta = 1$, так что выражение /1.3.17/ принимает вид /1.3.11/. Физически это понятно: при «скользящей» волне нет отражения, поэтому второй член в уравнении /1.3.13/ отсутствует. Если чувствительная поверхность представляет собой точку в центре экрана, то $kb \rightarrow 0$, $\frac{2J_1(kb\sin\theta)}{kb\sin\theta} = 1$ и выражение /1.3.17/ примет вид

$$D(ka, \theta) = 1 + r'_{us} \cos\theta. \qquad (1.3.18)$$

Для сравнения данных, получаемых по формуле /1.3.17/, с данными экспериментов [55], по этой формуле были рассчитаны для нескольких частот кривые $D(\theta)$ при ka = const и кривые D(ka) при θ = const (для нескольких углов падения).

1.4. ЭКВИВАЛЕНТНАЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ РАЗНОСТЬ ХОДА ЗВУКОВОЙ ВОЛНЫ И ЕЕ РОЛЬ В ФОРМИРОВАНИИ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ МИКРОФОНОВ

 1.4.1. Геометрическая разность хода и ее угловая зависимость при симметрии акустических входов. Учет теневой дифракции при θ = 180°

В отличие от классического представления, показанного на рис. 1.11, микрофон (или его капсюль) геометрически представляет собой цилиндр ограниченной длины, на одном торце которого (в ДКМ - на обоих торцах) находится подвижный элемент, занимающий его центральную часть, а его продольный размер *l* соизмерим с *a*. Второй акустический вход микрофона может располагаться как на втором торце, так и на боковой поверхности цилиндра. Последнее встречается значительно чаще как в современных одномембранных односторонненаправленных конденсаторных (ОКМ), так и в динамических микрофонах (ОДМ).

Из рис.1.11, *а* видно, что при нормальном падении звука ($\theta = 0^{\circ}$) величина $d_{3\kappa}$ в такой модели определяется геометрическим расстоянием *l* от подвижного элемента до отверстия второго входа, т.е. $d_{3\kappa}(\theta = 0^{\circ}) = l$.

При расположении отверстия второго входа в центральной части заднего торца корпуса (как это, например, бывает в некоторых капсюлях ОКМ и ОДМ с центральным отверстием в магните) величина $d_{3\kappa}(\theta = 0^{\circ}) =$ -l + a, как это следует из рис.1.11, б. Из рис.1.11, в и г видно, что при падении звуковой волны под углом 90° к оси микрофона величина разности хода $d_{3\kappa}$ звукового давления p_2 относительно p_1 может изменяться в пределах радиуса корпуса микрофона, т.е. от -*a* до +*a*. Таким образом,



Рис.1.11. Иллюстрация к определению разности хода $d_{3\kappa}$ при углах падения волны $\theta = 0^{\circ} (a \ u \ b)$ и $\theta = 90^{\circ} (e \ u \ c)$ при различном расположении отверстий второго входа.



Рис.1.12. Иллюстрация к определению эквивалентной геометрической базы $d_{3\kappa}$ для симметричного капсюля двухмембранного конденсаторного микрофона при угле падения волны $\theta = 0^{\circ}$

Ð

величина d(90°) сильно зависит от места расположения, количества отверстий второго входа, а также от степени их симметрии относительно оси микрофона. Очевидно, что в промежуточных положениях (между вариантами рис.1.11, в и г) величина $d_{ss}(\theta = 90^{\circ})$ может принимать любые значения, т.е. $-a \le d_{3\kappa}(\theta = 90^\circ) \le a$. Этим объясняется осевая несимметрия XH, довольно часто встречающаяся у ОКМ и ОДМ, когда второй вход реализуется небольшим количеством отверстий, отстоящих друг от друга на значительном расстоянии на боковой поверхности капсюля или микрофона. Из рис.1.14 видно, что звуковая волна, падая под углом 180° (с «тыла»), кроме пути l от второго входа проходит некоторое расстояние (аb), представляющее собой ширину экрана радиуса а вокруг подвижного элемента радиуса b, а также часть радиуса мембраны b_{эк}. Это явление приводит к тому, что величина $d_{3\kappa}(0^{\circ}) \neq d_{3\kappa}(180^{\circ})$, что довольно часто встречается в ОКМ и ОДМ и особенно заметно при a > l. XH этих микрофонов перестает отвечать выражению (1.2.2). Примером микрофона с симметричным расположением акустических входов может служить так называемый акустически комбинированный двухмембранный конденсаторный микрофон (ДКМ). Для ДКМ характерно, что величину $d_{3\kappa}$ во многом определяют поперечные размеры капсюля, а в силу симметрии (см. рис.1.12) величина $d_{\phi} = d_m$.

Чтобы определить величину геометрической разности хода, обусловленную поперечными размерами микрофона и подвижного элемента (см. рис.1.12; 1.13; 1.14), ее угловую и частотную зависимости, рассмотрим некоторые физические факторы, обуславливающие формирование «тыловой» силы, действующей на чувствительную поверхность площадки πb^2 . Эта сила представляет собой результат «обтекания» торца кольцевой волной, движущейся в радиальном направлении от периметра торца к его центру (рис.1.13). Следовательно, ее величина может быть найдена путем интегрирования по оси r (в пределах $0 \le r \le a$) сил, действующих на кольцевые элементарные площадки $2\pi r dr$, с учетом фазового запаздывания *e^{-jk(a-r)}* в бегущей волне. При этом оговорим следующие два обстоятельства.

62

1. Кольцевая волна «обтекающая» задний торец цилиндра в радиальном направлении, формируется на краю торца (r = a) в результате интерференционного взаимодействия бесконечного множества кольцевых волн, приходящих из переднего полупространства со всех возможных направлений θ , показанных на рис1.14. Это означает, что амплитуда давлений этой волны в диапазоне ВЧ отличается от амплитуды давления p_{π} свободной волны и может быть выражена с помощью тылового дифракционного коэффициента D_T , как D_{180} p_m .

Амплитуда D₁₈₀ p_m кольцевой волны, «сходящейся» со скоростью
с₀ к центру торца, от расстояния r не зависит, т.е. в процессе движения к центру остается неизменной.

Второе положение не вполне очевидно, в связи с чем мы докажем его для центральной точки торца. Согласно [5, 15], потенциал звукового поля в центре торца, создаваемый элементом $\Delta S = 2\pi a \cdot \delta$, равен:

$$\Phi = \frac{\dot{\xi}}{2\pi a} e^{j(\alpha s - ka)} \cdot \Delta S = \dot{\xi}_m e^{j(\alpha s - ka)} \cdot \delta,$$

Как видим, амплитуда потенциала (а следовательно, и давления) от радиуса *а* не зависит.

Учитывая изложенные соображения, можем определить среднее давление, действующее на чувствительную поверхность заднего торца цилиндра:

$$\bar{p} = D_{180} p_m \cdot e^{j\omega t} \cdot \frac{1}{\pi b^2} \int_0^b e^{-jk(\omega-r)} \cdot 2\pi r \cdot dr = \frac{2D_{180} \cdot p_m \cdot e^{j\omega t}}{(kb)^2} e^{-jk(\omega-b)} \cdot (1-jkb-e^{-jkb}) \cdot (1-kb-e^{-jkb}) \cdot (1-kb-$$

Из соотношения /1.4.1/ видно, что помимо сдвига фазы, обусловлен-

ного разностью (a - b) радиусов корпуса и чувствительной поверхности, существует дополнительный сдвиг, определяемый членами в скобках. Например, если ограничиться приближением

$$e^{-jkb} = 1 - jkb - \frac{(kb)^2}{2} + j\frac{(kb)^3}{6},$$

формула /1.4.1/ примет вид:

$$\overline{p} = D_{180} \cdot p_m \cdot e^{-jk(a-b)} \cdot (1-jk\frac{b}{3}).$$

Таким образом, на низких и средних частотах

$$b_{3\kappa} = \frac{b}{3},$$
 /1.4.2/

что совпадает со значением, найденным в [5] без учета, что $b \le a$ (т.е. в предположении, что a = b).

Для значений kb>1 выражение в скобках можем представить как

$$1 - jkb - e^{-jkb} = (1 - \cos kb) - j(kb - \sin kb),$$

откуда

$$tg\varphi_{sx} = \frac{kb - \sin kb}{1 - \cos kb} \quad . \tag{1.4.3}$$

Рассчитанные по этой формуле соотношения $\frac{b_{3x}}{b}$ при значениях

 $\frac{\pi}{2} \le kb \le 3\pi$ представлены в таблице 1.1. Как видно из данных таблицы, с увеличением kb величина b_{3*} уменьшается. Однако в пределах $kb \le 4$ без существенной погрешности можно принять $b_{3*} \approx \frac{b}{3}$.



Рис.1.13. «Обтекание» кольцевой волной поверхности противоположного торца.



Рис.1.14. Схема формирования «обтекания» переднего торца тыловой волной.

Таблица 1.1

Re.	kb	$\frac{\pi}{2}$	π	$\frac{3}{2}\pi$	2π	$\frac{5}{2}\pi$	2π
, , , , , , , , , , , , , , , , , , ,	$\frac{\varphi_{3K}}{kb} = \frac{b_{3K}}{b}$	0,330	0,320	0,296	0,250	0,217	0,188

Таким образом для симметричных микрофонов, например ДКМ, величину эквивалентной геометрической разности хода $d_{s\kappa}$ можно рассчитать по формуле

65

$$d_{3\kappa} = l + (a - b) + b_{3\kappa} = l + (a - \frac{2}{3}b).$$
 /1.4.4/

По этой же формуле можно рассчитать величину d_{3x} для тылового падения звука ($\theta = 180^{\circ}$) при несимметричном расположении первого и второго входа, независимо от места расположения отверстий второго входа на боковой поверхности микрофона.

В тех случаях, когда неподвижный элемент ДКМ представляет собой совокупность сквозных и глухих отверстий, эквивалентную базу можно найти по формуле

$$d_{3\kappa} = l + b_{cp} = l + \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{N} b_i$$
, /1.4.5/

где b_{cp} - среднее расстояние от ребра капсюля до сквозного отверстия в электроде;

N - количество сквозных отверстий.

Для определения зависимости d_{3x} от угла падения θ рассмотрим вначале падение плоской волны под углом θ на диск с исчезающе малой голщиной $(l \rightarrow 0)$. Из рис.1.15 очевидно, что угловая зависимость геометрической разности хода звуковой волны в одну и ту же точку диска с

k.

Ľ,

разных его сторон будет (1-sinO). Так как при фронтальном падении базой является расстояние d^{9K}- ~, то

$$< b(e) = 1(1-sin0).$$
 (1.4.6)

Учтя теперь толщину диска /, имеем

$$dJO) = lcosd + "(l-sind). \qquad \Pi A \mathcal{I}/$$

Микрофон геометрически представляет собой сочетание цилиндра длиной / и диска (торец цилиндра) радиуса *a* с чувствительной поверхностью радиуса *b*, базу которого можно найти в соответстЁии с геометрическими построениями рис.1 Л5 и рис. 1.16 следующим образом:

$$dJ6) = 4 + x \setminus -$$
 /1,4.8/

где $x = /\cos O$, $x = a - b + \frac{b}{2} = a - \frac{2}{6}$, $x = x \sin Q$ ^{тм} fa - $\frac{2}{2}$ яш[^].

Подставив эти значения 4, х* и х^г в /1.4.8/, получим

$$<4c(#) = / cosO + (d-2b)(l-sin6).$$
 II.4.9/

Аналогично для электродов ДКМ со сквозными отверстиями получим

$$dJ6) = /\cos O + -\sin O),$$
 /1.4.10/

Аналитическое определение величины тылового коэффициента дифракции *ызо* весьма затруднительно, т.к. не вполне ясно, по какой волновой поверхности следует производить интегрирование для получения интерференционного взаимодействия на чувствительной поверхности задней мембраны (г от 0 до *b*). Попытки интегрировать по фронту плоской



Рис.1.15. Иллюстрация к определению угловой зависимости разности хода волны d_{эк} на диске.



Рис.1.16. Иллюстрация к определению угловой зависимости разности хода волны d_{эк} на капсюле двухмембранного микрофона.

волны в пределах r от a до ∞ не дают удобных для расчета аналитических результатов, а численные решения не совпадают с данными экспериментов. Заметим в этой связи, что эти экспериментальные данные [55], даже на крайних высоких частотах, располагаются между значениями численно мало отличающихся между собой функций /1.3.11/ и /1.3.12/, полученных в разделе 1.3 для D_{90} (см. рис. 1.9). Таким образом, при kb < 3 для практического учета D_{180} можем использовать как ту, так и другую аналитическую форму, т.е.

$$D_{180} \approx \left| \frac{2J_1(kb)}{kb} \right| \approx \left| \frac{\sin kb}{kb} \right| . \qquad (1.4.11)$$

Очевидно, что для расчета $d_{3*}(\theta)$ при произвольном угле падения в общем случае в микрофонах с несимметричными акустическими входами (см. рис.1.17) формула /1.4.10/ неприемлема. Формулы /1.2.1/ для $d_{9*}(\theta)$, /1.2.2/ для $R(\theta)$ и /1.2.3/ для $\varphi(\theta)$ справедливы для всех типов микрофонов только при условии, что расстояние между первым и вторым входами микрофона много больше его поперечных размеров, т.е. при l >> a и в некоторых частных вариантах расположения отверстий второго акустического входа, которые мы рассмотрим ниже. В противном случае эти принятые в литературе аналитические выражения носят сугубо качественный характер. Вопрос о «теневой» дифракции был нами рассмотрен также на основе энергетического метода [1.33], что тоже дает приемлемые для практического использования результаты, не претендуя на математически строгую постановку задачи.



Рис.1.17. Иллюстрация к расчету угловой зависимости d_{эк} при несимметричном расположении акустических входов: 1 - подвижный элемент первого входа, 2 - отверстие второго входа, 3 - фазосдвигающая структура.

1.4.2. Определение геометрической разности хода и ее угловой зависимости при различных вариантах несимметричного второго акустического входа

Строго говоря, для микрофонов с несимметричным расположением акустических входов нельзя получить общее универсальное выражение для $d(\theta)$, $R(\theta)$ и $\varphi(\theta)$, справедливое при любом произвольном угле падения θ , аналогичное /1.2.1 – 1.2.3/. Как уже было отмечено, при тыловом падении звука ($\theta = 180^\circ$) в этих случаях для $d(180^\circ)$ справедлива формула /1.4.4/.

Для получения аналитических выражений $d_{3*}(\theta)$, справедливых в передней полусфере пространства, т.е. $0^{\circ} \le \theta \le 90^{\circ}$, проведем геометрические построения трех основных вариантов несимметричного расположения второго акустического входа (рис.1.17). Из рис. 1.17, *а* очевидно, что для второго акустического входа на боковой поверхности справедливо следующее соотношение:

$$d(\theta) = 1\cos\theta - a\sin\theta . \qquad (1.4.12)$$

Когда оси ближайщих отверстий второго входа расположены так, как показано на рис. 1.17, б, получим соотношение, совпадающее с /1.2.1/. Соответственно для XH, снятой в указанной плоскости, в этом случае справедливо /1.2.2/. На рис. 1.17, а, б показаны только два крайних случая расположения отверстий второго входа относительно волнового фронта. При других вариантах расположения отверстий будет справедливо следующее соотношение:

$$d(\theta) = l \cos\theta - K \sin\theta, \qquad (1.4.13)$$

где K - конструктивный коэффициент, величина которого обратно пропорциональна количеству отверстий второго входа N и зависит от их ориентации относительно нормали фронта звуковой волны φ ($0 \le K \le a$).

При расположении второго входа в центре заднего торца капсюля микрофона, как следует из построений рис.1.17, в, справедливо соотношевие

$$d(\theta) = l\cos\theta + a - a\sin\theta = l\cos\theta + a(l - \sin\theta). \qquad (1.4.14)$$

В связи с вышеизложенным, аналитическое выражение для XH микрофонов $R(\theta)$ в поле плоской звуковой волны для микрофонов с симметричным расположением акустических входов (подобным ДКМ) может быть представлено в следующем виде:

....

$$R(\theta) = A + C\cos\theta + D(1 - \sin\theta). \qquad (1.4.15)$$

А, *С* и *D* в общем случае являются частотнозависимыми коэффициентами. Соотношение между *C*, определяющим продольную составляющую $d(\theta)$, и *D*, определяющим поперечную составляющую $d(\theta)$, будет:

$$\frac{D}{C} = \frac{(a - \frac{2}{3}b)}{l}.$$
 /1.4.16/

Соотношения /1.4.14 - 1.4.16/ справедливы также для расположения вгорого акустического входа в центре заднего торца капсюля (в этом случае b_2 – раднус отверстия второго входа). При малой величине b_2 в этом случае справедливо

$$\frac{D}{C} = \frac{a}{l}.$$
 /1.4.17/

Между A и (C + D) в том и другом случаях имеют место следующие соотношения:

(C + D) = A - «кардноида»; (C + D) = 1,7A - «суперкардиоида»; (C + D) = 3A - «гиперкардиоида»; (C + D) = 0 - «круг»; A = 0 - «восьмерка».

В случае несимметричного расположения второго акустического входа относительно первого, конструктивно выполненного на боковой поверхности корпуса в виде N отверстий (см. рис. 1.17, *a*, *б*), для XH справедливо в наиболее общем случае следующее выражение:

$$R(\theta) = A + C\cos\theta - D\sin\theta \,. \qquad (1.4.18)$$

Величина соотношения при этом может изменяться в пределах $0 \le D/C \le 2a/Nl$. Для крайних случаев осевой несимметрии отверстий (N = 2), рассмотренной на рис. 1.17, $a - \frac{D}{C} = \frac{a}{l}$, а на рис. 1.17, $b - \frac{D}{C} = 0$. Отметим, что для углов падения $90^{\circ} \le \theta \le 180^{\circ}$ эти соотношения уже не вполне корректны. Аналогичные соотношения для заднего полупространства можно было бы получить из геометрических построений, но такое исследование было бы более громоздким и к тому же малоинтересным для реального использования.

Для практической разработки существенен вывод, что однонаправленный одномембранный микрофон, второй вход которого реализуется малым количеством отверстий (т.е. мала степень осевой симметрии), например двумя на боковой цилиндрической поверхности капсюля, имеет неосессимметричную XH. Так, в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, проходящих через акустическую ось микрофона при выполнении соотношений C = 1,7A (и l = 1,7a), XH, снятая в одной плоскости (D = 0),
ист быть "суперкардиоидной", а в другой "лепестком" (D = A, т.е. чувительность при $\theta = 90^{\circ}$ стремится к нулю).

Из изложенного в этом разделе следует, что в реальных конструких односторонненаправленных и комбинированных микрофонов при влячных способах реализации второго акустического входа наблюдаются едующие факторы, не учитываемые в литературе:

неравенство величины геометрической разности хода при фронтальном и тыловом падениях звуковой волны практически во всех несиммет-18-14 ричных (одномембранных) конструкциях микрофонов;

наличие геометрической разности хода в ряде несимметричных конструкций одномембранных микрофонов при угле падения $\theta = 90^\circ$ и, как следствие этого, наличие внешнего сдвига фазы звуковой волны, величина которого зависит от взаиморасположения осей отверстий второго входа и направления фронта звуковой волны:

наличие осевой асимметрии ХН, степень которой зависит от конструктивного оформления второго входа, т.е. симметрии расположения и количества отверстий на боковой поверхности микрофона. and the second second

and the second second

1.5. ВЫВОДЫ

i star star

Глава 1 посвящена исследованию акустического звена различных тив направленных микрофонов и разработке его адекватной аналитической дели, обеспечивающей, при возможной простоте и наглядности, учет ех факторов, влияющих на частотную характеристику чувствительности профона и его характеристику направленности с необходимой для житики точностью. С этой целью продслано следующее.

1. Учитывая имеющиеся в литературе расхождения в определении нятия «акустическая антенна», произведено уточнение этого понятия. юретически и на основе расчетов показана нецелесообразность включеи в число характеристик акустической антенны импеданса чувствитель-

ного элемента и возможность учета его, в более простой форме, в акустико-механическом звене.

Это позволяет четко разграничить функции антенного и акустикомеханического звеньев, обеспечив наглядность их взаимосвязей, а также упростить математическое моделирование акустического звена и, в частности, облегчить определение коэффициентов дифракции с помощью метода взаимности.

2. На основе теоремы Бабине, вытекающей из принципа взаимности Гюйгенса, и расчетно-сопоставительного анализа результатов работ по дифракции звуковых волн на жестком цилиндрическом препятствии, показана связь коэффициента дифракции при нормальном падении звука с нормированной функцией сопротивления излучения, в связи с чем при математическом моделировании акустического звена микрофона дифракционная задача может быть заменена адекватной задачей излучения, что существенно упрощает модель.

Путем расчетов найдены типы излучателей, отвечающие определенным формам капсюлей, и даны рекомендации по одределению коэффицаента дифракции при математическом моделировании акустического звена соответствующих микрофонов.

3. На основе разработанной методики проведены экспериментальные исследования, имеющие целью сопоставление коэффициентов дифракция на торце цилиндра и равновеликом по диаметру диске. На основе экспериментальных исследований установлена разница дифракционных коэффициентов для этих видов препятствий. Показано, что с практической точки зрения при составлении математической модели акустического звена этой разницей можно пренебречь.

4. Теоретически рассмотрена и решена задача о коэффициенте дифракции на торце жесткого цилиндра при наклонном падении звуковой волны из переднего полупространства. Эта задача решена на основе усреднения звукового давления с учетом фазовой скорости прохождения

мронта звуковой волны по отражающей поверхности торца цилиндра и мпределения давления рассеиваемой части падающей волны, зависящей от не нормальной составляющей.

и Получены аналитические соотношения для расчета среднего давления на отражающей поверхности при произвольном (в пределах 0°≤θ ≤ 90°) итие падения звука. Цоказано хорошее совпадение расчетных и экспериментальных данных (см. приложение 1.2).

5. Проведено исследование угловой зависимости эквивалентной геометрической разности хода звуковых давлений, воздействующих на первой на второй акустические входы микрофонов с различными типами акустичечкой антенны. Получены аналитические зависимости для расчета геометрической разности хода при произвольном угле падения звука из переднето полупространства и для тылового падения с учетом поперечных размеров капсюлей и чувствительного элемента.

¹⁶ Получены аналитические выражения для расчета эквивалентной базы ⁸при больших волновых размерах чувствительного элемента (kb≤ 3π) для ⁶симметрично расположенных акустических входов. Показано, что с воз-¹растанием волновых размеров (частоты звука) эквивалентная база, обу-¹словленная размерами мембраны, несколько уменьшается. Однако измене-¹вие это столь незначительно, что при реальных волновых размерах мем-¹бран микрофонов этим фактором вполне можно пренебречь при построепии математической модели микрофонов вплоть до верхней граничной частоты диапазона.

6. Показано что характеристики направленности подавляющего больпинства современных микрофонов не соответствуют их классическому представлению в виде «улитки Паскаля». Отвечающими традиционным представлениям можно считать только микрофоны, у которых расстояние между акустическими входами существенно превышает поперечные размеры, что в современных широкополосных микрофонах встречается крайне редко.

7. Выявлены причины осевой асимметрии характеристики направленности, имеющей место во многих моделях одномембранных однонаправленных микрофонов. Показано, что такая асимметрия проявляется заметнее при малом продольном расстоянии между акустическими входами и малом внутреннем сдвиге фазы давления в микрофоне, т.е. при стремлении разработчика получить супер- и гиперкардиоидные характеристики направленности. Причиной осевой асимметрии является неравномерное распределение отверстий второго входа по боковой поверхности капсюля микрофона (т.е. малый порядок их симметрии относительно оси микрофона). Выявлены причины неравенства геометрической разности хода при фронтальном и тыловом падении звуковой волны для несимметричных конструкций одномембранных микрофонов. Обоснована необходимость учета этих факторов при проектировании однонаправленных динамических и конденсаторных микрофонов.

Показано, что «классическая» аналитическая модель однонаправленного микрофона, базирующаяся на учете только продольного расстояния между акустическими входами и на соответствующей характеристике направленности в виде «улитки Паскаля», не соответствует реальному взанмодействию микрофона и звукового поля, а поэтому и не объясняет наличие исследованных нами факторов. Реально такая общепринятая аналитическая модель может служить лишь для качественного анализа отдельных аспектов направленности, но не может претендовать на строгую количественную оценку целого ряда факторов.

77

ГЛАВА 2. ЧАСТОТНО-ПРОСТРАНСТВЕННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ. ТЕОРИЯ АКУСТИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ПОДСИСТЕМ МИКРОФОНОВ

2.1. ОДНОМЕМБРАННЫЕ МИКРОФОНЫ ОДНОСТОРОННЕЙ НАПРАВЛЕННОСТИ С ФАЗОСДВИГАЮЩИМИ rc ЦЕПОЧКАМИ

2.1.1. Современное состояние теории однонаправленных микрофонов

Акустико-механическая подсистема (АМП) микрофона является соглаующим звеном между акустической приемной антенной микрофона и его ехано-электрической подсистемой (преобразователем). АМП определяет астотную характеристику чувствительности (ЧХЧ) микрофона, а также соисстно с антенной формирует конкретный тип характеристики направленисти (ХН) в заданном диапазоне частот.

Таким образом, АМП определяет частотно-пространственную характеристику чувствительности (ЧПХЧ) микрофонов (подробнее об этом см. главу

В электроакустике АМП принято представлять эквивалентной элекпрической схемой-аналогом (ЭЭС). Обычно ЭЭС микрофонов имеет лестплчную структуру, представленную, в приведенном к площади мембраны иде, на рис.2.1.

В симметричных двунаправленных КМ, построенных на "дифференциивном" преобразователе, а также в акустически комбинированных двухмембранных микрофонах (ДКМ) эта схема имеет вид, симметричный относипльно сил, действующих на ее акустические входы. Эквивалентные схемы одномембранных односторонне направленных микрофонов с любым



Рис.2.1. Структурная эквивалентная схема акустико-механического звена направленных микрофонов



Рис. 2.2. Обобщенная эквивалентная схема акустико-механической подсистемы однонаправленного микрофона



Рис.2.3. Схематическая конструкция капсюля однонаправленного конденсаторного микрофона:1 – неподвижный электрод; 2 и 3 – кольцо с мембраной (неподвижным электродом); 4 – полости, формирующие гибкость с₃ ФСЦ; 5 – изолятор электрода; 6 – дисковидный вкладыш для создания зазора 7, формирующего трение r₂ и массу m₂ второго входа; 8 – отверстия, соединяющие воздушные полости с целью второго входа; 9 – прокладка, формирующая подмембранный зазор; 10 - отверстия второго входа; 11 – винт; 12 – прокладка; 13 – гайка электрода; 14 – отверстия первого входа.

типом преобразователя имеют несимметричный вид. Величину, характер и попологию расположения составляющих ее акустико-механических элементов определяют параметры внутренней конструкции капсюля микрофона. Однако в силу целого ряда причин при оптимизации АМП не удается примевять весь арсенал теории синтеза электрических цепей, разработанной достаточно детально уже 20-30 лет назад [67]. Основными из этих причин являются:

 ограничения по топологии ЭЭС, например, вертикально расположенные элементы рис.2.1- z₂, z₄ и т.д. - в электроакустике реализуются гибкостями, а большинство конструктивных элементов, горизонтально расположенных в ЭЭС, не могут быть реализованы в пределах звукового диапазона отдельными параметрами (гибкостями, массами, активными потерями), а представляют собой взаимозависимые комплексные величины;

12

 невозможность разделения ряда элементов АМП и собственно электромеханического преобразователя (ЭМП). Например, мембрана КМ с одной стороны – элемент АМП, обладающий определенной гибкостью, массой и т.д., с другой – подвижный электрод ЭМП, нараметры которого не представляется изменять в широких пределах.

Впервые попытка анализа работы однонаправленного микрофона и определения требований к величине и характеру управляющих элементов АМС была сделана еще в 1939г. в работе В.К. Иоффе [59] на примере двухконтурной симметричной Т-образной ЭЭС. Следующий серьезный шаг в этом направлении был сделан только через четверть века в фундаментальной монографии Накаямы и Ямамото [39]. На базе теории электрических четырехполюсников авторами разработана общая теория фазосдвигающих цепей (ФСЦ), под которыми понимается часть АМП, располагаемая на ЭЭС между вторым акустическим входом и задней поверхностью мембраны микрофона (рис.2.2). На схеме ФСЦ рис.2.2 F_1 и F_2' означают силы, действующие на первый и второй акустические входы, z_1 - механический импеданс мембраны, A, B, C, D – параметры четырехполюсника, выполняющего роль ФСЦ.

80

Результаты этой работы хорошо известны и отражены в ряде отечественных публикаций [5, 67]. Поэтому остановимся лишь на ее основных результатах, в соответствии с которыми чувствительность микрофона при произвольном угле падения звука θ можно представить как

$$M(\theta) = S_1 \frac{A - e^{-jkkx\theta}}{Az_1 + B} \dot{K}_{xx} \cdot \frac{R_n}{\dot{Z}_c + R},$$

где S₁ – площадь мембраны,

К_{эм} - коэффициент электромеханической связи,

Z. и R_и - собственное и нагрузочное электрические сопротивления,

$$A = \frac{U_2}{U_3}\Big|_{n=0}; \qquad \frac{B}{A} = \dot{Z}_{12}\Big|_{n_2=0}.$$

Конкретные значения параметров A, B, z_{32} зависят от типов ФСЦ, варианты которых подробно анализируются в монографии [39]. К сожалению, работа не свободна от характерного для специалистов в области электрических цепей формализма, выражаемого в игнорировании проблем выполнимости на акустическом и механическом уровне условий, полученных на основе анализа электрических схем. Например, не учитываются такие весьма важные факторы, определяющие величину и частотную зависимость сил F_1 и F_2 , как:

- дифракционные явления как в переднем, так и заднем полупространстве микрофона;
- конечность расстояния от приемника до источника звука, сказывающаяся в НЧ диапазоне;
- фронтально-тыловая и осевая асимметрия геометрической разности хода.

В силу изложенного, аналитическая модель, предложенная в работе [39], оказалась пригодной лишь для осмысления фазовых факторов формирования XH микрофона, но неприменимой для решения практических задач проектирования и разработки микрофонов. Развитием этой теории применительно к проектированию МФ (синтезу конкретных моделей конденсаторных и динамических микрофонов по совокупности заданных требований) являются работы, выполненные во ВНИИРПА им. А.С.Понова в 80-х годах [67, 1.03 – 1.11, 1.19, 1.22].

Анализ полной ЭЭС микрофона (см. рис.2.1), состоящей обычно из 6-10 контуров, весьма громоздок и мало информативен для физического осмысления и решения задач проектирования. Однако не все элементы АМС микрофона играют значимую роль в формировании его электроакустических параметров. Поэтому удается существенно упрощать ЭЭС, учитывая только те параметры, которые являются управляющими в заданном диапазоне частот. Это позволяет существенно облегчить задачу проектирования, а физическую картину сделать более наглядной. Точность расчетов по такой упрощенной ЭЭС, пренебрегающей влиянием второстепенных элементов в области ВЧ, получается вполне соизмеримой с точностью акустических измерений, что совершенно достаточно для целей анализа и проектирования.

2.1.2. Разработка аналитической модели частотно-пространственной характеристики чувствительности в условиях плоской волны

На рис.2.3 и 2.4 приведены примеры конструкций капсюлей современных однонаправленных микрофонов конденсаторного (ОКМ) и динамического (ОДМ) типов, относящихся по антенным свойствам к разряду несимметричных приемников разности давлений. В отличие от рассмотренных А. Харкевичем [1] простейших типов – приемников давления и симметричного приемника разности давлений (градиента первого порядка) – здесь не удается в общем виде представить раздельно коэффициенты передачи акустической и акустико-механической подсистем. По этой причине приходится прибегать к объединению указанных характеристик, не затрагивая присущих им специфических физических процессов.



Рис.2.4. Базовая конструкция капсюля современного однонаправленного динамического микрофона. 1 – купол и 2 – подвес диафрагмы (воротника); 3 – звуковая катушка; 4 – прокладка крепления воротника; 5 – постоянный магнит, 6 – керн; 7 – фланец; 8 – магнитный стакан; 9 – ВЧ накладка; 10 – отверстия, объединяющие внутримагнитный 12 и подворотниковый объемы; 11 – отверстие ВЧ накладки (первого входа); 13 – отверстия второго входа с тканью 16, формирующей активное сопротивление r_2 ; 14 – антифоновая катушка; 15 – монтажный объем.



Рис.2.5. Структурная (а) и эквивалентная (б) схемы однонаправленных микрофонов



Рис.2.6. Эквивалентные электрические схемы конденсаторных микрофонов для низких и средних частот: a) круговая XH; б) «восьмерка»

Структурная схема рассматриваемых типов микрофонов представлена на рис.2.5,а. На рис.2.5,б приведсна упрощенная ЭЭС их АМП. Выражение для ЧПХЧ в таком случае приобретает вид

$$M(\omega,\theta) = \frac{\xi_1}{p} \cdot K_{\mathfrak{s}\mathfrak{M}} K_{\mathfrak{s}}, \qquad (2.1.1)$$

где K_{3M} – коэффициент электромеханической связи, K_3 – коэффициент передачи электрического звена.

Для *К*_{эм} справедливы следующие выражения, соответственно для конденсаторного и динамического преобразователей:

$$K_{w} = \frac{U_{o}}{j\omega\delta}$$
 (a), $K_{w} = Bl$ (6), /2.1.2/

где U_{θ} – напряжение поляризации, δ - ширина зазора между мембраной и неподвижным электродом, B – магнитная индукция, l – длина проводника звуковой катушки в зазоре магнитной цепи.

Используя эти значения в /2.1.1/ и раскрывая для каждого из микрофонов коэффициенты K_э, получим соответственно для ОКМ и ОДМ:

$$M(\omega,\theta) = \frac{\xi_1}{P} \cdot \frac{U_0}{\delta} \cdot \frac{R_{\mu}K_{\mu}}{R_{\mu} + \dot{Z}_{\nu}} \quad (a), \quad M(\omega,\theta) = \frac{\dot{\xi}_1}{P} \cdot \frac{Bl \cdot R_{\mu}}{R_{\mu} + \dot{Z}_{\nu}} \quad (b). \qquad /2.1.3/$$

Отметим, что R_n обычно существенно больше, чем собственное сопротивление, т.е. $R_n >> z_c$. Из /2.1.3/ следует, что соотношения ξ_l/p и $\dot{\xi}_i/p$ целиком определяют ЧПХЧ для ОКМ и ОДМ в свободном поле.

Для раскрытия этих соотношений проведем анализ ЭЭС (см. рис.2.5,б), составив уравнения контуров:

$$\dot{\xi}_{1} \left(\dot{z}_{1} + \dot{z}_{3} \right) + \dot{\xi}_{2} \dot{z}_{3} = F_{1},$$

$$(a)$$

$$\dot{\xi}_{1} z_{3} + \dot{\xi}_{2} \left(\dot{z}_{2} + z_{3} \right) = F_{2}.$$

$$(b)$$

Из уравнения (a) следует $\dot{\xi}_{2} = \left[F_{1} - \dot{\xi}_{1}(\dot{z}_{1} + z_{c})\right]/z_{3}$. Подставив это значение в (б), получим

$$\dot{\xi}_{1}\dot{z}_{3} + \left(\frac{F_{1}}{z_{3}} - \dot{\xi}_{1}\frac{z_{1} + z_{3}}{z_{3}}\right)(\dot{z}_{2} + z_{3}) = F_{2}.$$
 (2.1.5/

Учтем значения сил, действующих на акустические входы в плоской волне

$$F_1 = D_1(f,\theta) \cdot pS_1, \qquad F_2 = D_2(f,\theta) \cdot pS_1 e^{-j\theta d \cos \theta}.$$

Здесь $D_1(f, \theta)$ и $D_2(f, \theta)$ – дифракционные коэффициенты для первого и второго входов при произвольном θ . Подставив эти выражения в /2.1.5/ и раскрыв отношение $\dot{\xi}_1/p$, имеем

$$\frac{\xi_1}{p} = S_1 \frac{D_1(f,\theta)(1+z_2/z_3) - D_2(f,\theta)e^{-jkd\cos\theta}}{z_2 + z_1(1+z_2/z_3)}.$$
 (2.1.6/

Диапазон низких и средних частот ограничим сверху следующими условиями :

$$kd = \omega/v_{o} \cdot d < \pi/6$$
, $ka = \omega/v_{o} \cdot a < 0.5$, /2.1.7/

 $bk = a \gamma v_0$ – волновое число, d – размер геометрической базы, a – радиус

В частотном диапазоне, ограниченном соотношением /2.1.7/, дифраквные явления не оказывают заметного количественного влияния. Поэтои для плоской волны можно полагать $D_1(\theta) \approx D_2(\theta) \approx 1$. Тогда выражение и F_2 упрощается:

$$F_{2} = F_{1}e^{-jkd\cos\theta} \approx pS_{1} \cdot \left[\left(1 - \frac{k^{2}d^{2}\cos^{2}\theta}{2} \right) + jkd\cos\theta \right]. \qquad (2.1.8)$$

Комплексный акустико-механический импеданс первого входа $z_1 = r_1 + j(\omega m_1 - 1/\omega c_1)$ включает в себя механические параметры подвижой системы (мембраны в КМ и диафрагмы – в ДМ), активное и инерционное противления примыкающих к ПС зазоров (подмембранного или между ЗК керном); импеданс второго входа $z_2 = r_2 + j\omega m_2$ - параметры зазора между падышем и НЭ в КМ или отверстий в стенке стакана ДМ, затянутых ткако, формирующей r_2 ; внутрикорпусный импеданс $z_2 = 1/j\omega c_3$, где c_3 - кофициент гибкости внутрикорпусного объема.

В КМ на низких частотах $r_1 >> am_1$, $am_2 << r_2$, $r_2 << 1/ac_1$. Поэтоу/2.1.6/ упрощается и принимает вид

$$\frac{\xi_1}{p} = S_1 \frac{r_2 c_3 + d/c_0 \cdot \cos\theta}{(r_1 + r_2) + 1/j\omega c_1} = S_1 \frac{\tau_{x} + \tau_{z} \cos\theta}{(r_1 + r_2) + 1/j\omega c_1}.$$
 (2.1.9/

Здесь введем следующие обозначения: $\tau_{\pi} = r_{2}c_{3}$, $\tau_{d} = d/c_{c}$. В дальнейшем будем называть τ_{rc} временем *структурной* задержки, τ_{d} – временем базовой здержки.

Подставив /2.1.9/ в /2.1.3,а/, получим

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_{i}U_{o}}{\delta} \cdot \frac{\tau_{x} + \tau_{a}\cos\theta}{(r_{i} + r_{z}) + 1/j\omega c_{i}} \cdot \frac{R_{s}K_{y}}{R_{s} + 1/j\omega C_{s}}.$$
 (2.1.10/

В ДМ, подвижная система (ПС) которых в основной части ЧД управляется массой, выражение /2.1.6/ приводится к виду

$$\frac{\dot{\xi}_{1}}{p} = S_{1} \cdot \frac{\tau_{n} + \tau_{d} \cos\theta}{m_{12} (1 - \omega_{12}^{2} / \omega^{2}) + r_{12} / j\omega}, \qquad (2.1.11)$$

где $m_{12} = m_1 + m_2$, $r_{12} = r_1 + r_2$, $\omega_{12}^2 = 1/m_{12}c_1$.

Используя это соотношение в /2.1.3,6/, имеем

$$M(\omega,\theta) = S_1 \cdot B \cdot l_n \cdot \frac{\tau_n + \tau_a \cos\theta}{m_{12}(1 - \omega_{12}^{\prime} / \omega^2) + r_{12} / j\omega c} \cdot \frac{R_n K_p}{R_n + R_m}.$$
 (2.1.12/

Для верхней части ЧД, определяемого условием /2.1.7/, функцию $e^{-jkdcos\theta}$ следует представить более точно. Тогда

$$F_{1} \cdot \left(1 + \frac{z_{2}}{z_{3}}\right) - F_{2} \cdot e^{-j\omega\omega\omega\theta} \approx pS_{1} \cdot \left[1 + j\omega\tau_{\pi} - \frac{\omega^{2}}{\omega_{23}^{2}} - \cos(kd\cos\theta) + j\sin(kd\cos\theta)\right] \approx$$
$$\approx pS_{1} \cdot \left[\left(\frac{\omega^{2}\tau_{d}^{2}}{2}\cos^{2}\theta - \frac{\omega^{2}}{\omega_{23}^{2}}\right) + j\omega(\tau_{\pi} + \tau_{d}\cos\theta)\right]. \qquad (2.1.13)$$

Здесь $\omega_{23}^{1} = 1/m_{2}c_{3}$, τ_{rc} и τ_{d} определяются /2.1.9,a/.

Для получения горизонтальной ЧХЧ необходимо, чтобы вещественная часть последнего выражения была равна нулю, т.е.

$$\tau_{d}^{2}\cos^{2}\theta = 2/\omega_{y}^{2}.$$
 /2.1.14/

Тогда характеристика направленности представится соотношением

$$\dot{R}(\theta) = \frac{M(\theta)}{M(0)} = \frac{\tau_{\kappa} + \tau_{d} \cos\theta}{\tau_{\kappa} + \tau_{d}}, \qquad (2.1.15)$$

соответствующим классической формуле для "улитки Паскаля" (см. выражение/1.2.2/).

Для наглядности данные, характеризующие направленные свойства микрофона в зависимости от соотношения величин структурного $\tau_{rc} = r_2 c_3$ и $\tau_d = d/c_0$ времени задержки, сведены в таблицу 2.1. Следует иметь в виду, что эти данные соответствуют идеализированной аналитической модели микрофона, не учитывающей серию акустических факторов, приводящих к непостоянству XH с частотой, а в ряде случаев (см. главу 1, а также [1.06], [1.14] и [1.22]) – к асимметрии направленности.

В последующем анализе нам необходимо также учесть, что в профессиональной литературе по микрофонам нет четкой границы между характеристиками направленности, определяемыми как "суперкардиоида" и 'гиперкардиоида".

Поэтому для практических целей будем полагать, что микрофоны, у которых в *опорной* части ЧД (примерно от 250 до 4000 Гц) перепад чувствительностей "фронт-фланг" не превышает перепад "фронт-тыл", являются суцеркардиоидными, в противном случае – гиперкардиоидными.

Покажем на примере ОКМ, что характеристики направленности "круг" и "восьмерка" можно рассматривать в качестве простейших частных случаев частотно-пространственных характеристик однонаправленных микрофонов.

Если принять $r_2 \rightarrow \infty$ (т.е. $\tau_{rc} \rightarrow \infty$), общее выражение /2.1.10/ примет (в области НЧ и СЧ) вид

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_1 U_0}{\delta} \cdot c_1 \cdot \frac{R_n K_y}{R_n + 1/j\omega C_1}, \qquad (2.1.16,a)$$

Вид ХН	Аналитическая форма ХН	Соотношение между т _{rc} и т _d	Коэффициент направленности Ω
Круг	1	$\tau_{rc} \rightarrow \infty$	1
Субкардиоида (полукруг)	$\frac{3}{4} + \frac{1}{4}\cos\theta$	$\tau_{rc} = 3 \tau_d$. ~ 1,7
Кардиоида	$\frac{1}{2} + \frac{1}{2}\cos\theta$	$\tau_{rc} = \tau_d$	3
Суперкардиоида	$\frac{3}{8} + \frac{5}{8}\cos\theta$	$\tau_{rc} = 3/5 \cdot \tau_d$	~ 3,7
Граничная "супер- гипер"	$\frac{1}{3} + \frac{2}{3}\cos\theta$	$ au_{rc} = 1/2 \cdot au_d$	~ 3,8
Гиперкардиоида	$\frac{1}{4} + \frac{3}{4}\cos\theta$	$\tau_{rc} = 1/3 \cdot \tau_d$	4
Косинусоида («восьмерка»)	cosθ	$\tau_{rc} \rightarrow 0$	3

88

Таблица 2.1. Разновидности характеристик направленности

Таблица 2.2. Формулы для расчета чувствительности в опорной зоне

Характеристика	Формулы для чувствительности		
направленности	конденсаторного	динамического	
	микрофона	микрофона	
"Круг",	S. ILC K	· S, D/ K */	
$R(\theta) = 1$	$\frac{1}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_2} \frac{\delta_2}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_2} \frac{\delta_2}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_2} \frac{\delta_2}{\delta_1} \frac{\delta_2}{\delta_2} \frac{\delta_2}$	$\frac{1}{\omega_{0}m_{1}} \cdot Bl_{n} \cdot K_{n} + 7$	
"Восьмерка",	$S_{*}U_{\circ} \tau_{d}$	S, pl , K	
$R(\theta) = \cos\theta$	$\frac{\delta_1}{r_1} \cdot \frac{r_2}{r_1} \cdot \kappa_2$	$\frac{\cdot D\iota_{a}\cdot \iota_{d}\cdot K_{y}}{m_{y}}$	
Однонаправленная	$S I \tau \pm \tau$	S	
(любая)	$\frac{K_{\mu}O_{\phi}}{S} \cdot \frac{V_{\mu}+V_{\sigma}}{K} \cdot K_{\mu}$	$\frac{B_{a}}{m} \cdot Bl_{a} \cdot (\tau_{a} + \tau_{a}) \cdot K_{a}$	
$R(\theta) = \alpha + (1 - \alpha)\cos\theta$	$\boldsymbol{v}_1 = \boldsymbol{r}_{12}$	<i>m</i> _{!1}	
"Кардиоида"	$S_{\mu}U_{\mu}=2\tau_{\mu}$	S, p, o v	
$R(\theta) = \frac{1}{2}(1 + \cos\theta)$	$\frac{\delta_1}{\delta_1}$, $\frac{\delta_2}{r_{12}}$, K_2	$\frac{1}{m_{12}} \cdot Bl_n \cdot 2\tau_d \cdot K_s$	

*/ Частота $\omega_{13} = 1/\sqrt{m_1c_3}$, где c_3 – коэффициент гибкости воздуха под

куполом диафрагмы.

т.е. функция направленности превращается в единицу, что соответствует XH выяде окружности.

Чтобы получить XH в виде "восьмерки", активное сопротивление r_2 второго входа следует устремить к нулю. Тогда $\tau_{rc} \rightarrow 0$ и формула /2.1.10/ предстанет в виде

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_1 U_0}{\delta} \cdot \frac{\tau_d \cos\theta}{r_1 + 1/j\omega c_1} \cdot \frac{R_s K_s}{R_s + 1/j\omega C_s}.$$
 (2.1.16,6/

Очевидно, что при идентичности электрических параметров и размеров иембраны одинаковая чувствительность обоих типов микрофонов может быть достигнута при условии

$$c_3 = \frac{r_d}{r_1}$$
. /2.1.17/

На рис.2.6 представлены ЭЭС, являющиеся частными случаями схемы, вображенной на рис.2.5, для соответствующих типов приемников.

2.1.3. Частотно-пространственная характеристика чувствительности направленных микрофонов в сферической волне

Во всех выкладках предыдущих разделов предполагалось, что разница сил F_i и F_2 , действующих соответственно на первый и второй входы, обусловлена лишь фазовым фактором, связанным с запаздыванием силы F_2 по отношению к F_i на время $\tau_d = d/c_0$ – базовой задержки, так то $F_i/F_i = e^{-j \omega r_d \cos \theta}$.

Практически нормирование ЧХЧ и ХН микрофонов осуществляется в звукомерных камерах (заглушенных) при расстояниях $R = 0.5 \div 1.0$ м от источника звука (измерительного громкоговорителя) до микрофона. В реальных условиях эксплуатации микрофона (например, перед оратором, в руках эстрадного вокалиста и т.п.) его располагают почти вплотную к излучателю звука. По этим причинам предположение о плоской форме фронта волны становится нскоррсктным, так как расстояние l между акустическими входами (т.е., фактически, база d без учета путей запаздывания в поперечном направлении) теперь уже соизмеримо по величине с R и пренебрежение сферической формой фронта приводит к существенным ошибкам. Учет сферичности фронта означает, что в соотношении сил F_l и F_2 следует учитывать не только фазовый фактор, но и *амплитудный*, т.е. изменение амплитуды давления в сферической волне на пути l: $R/R + l \approx 1 - l/R$, так что при угле θ между осью микрофона и направлением волны

$$\frac{F_2}{F_1} = \left(1 - \frac{l\cos\theta}{R}\right) \cdot e^{-jkd\cos\theta}$$

Ограничиваясь первыми членами разложения в ряд функции $e^{-jkdcos\theta}$, получим

$$F_2 \approx F_1 \cdot \left(1 - jkd\cos\theta - \frac{l\cos\theta}{R} + jkd\cdot\frac{l}{R}\cdot\cos^2\theta\right)$$

Поскольку на низких частотах, где наибольшим образом проявляется влияние сферичности фронта, $kd \ll 1$, а отношение l/R — меньше единицы независимо от частоты, то с незначительной погрешностью можно игнорировать 4-й член выражения в скобках. Введя его в таком виде в выражение /2.1.6/, имеем

91

$$\frac{\dot{\xi}_{1}}{P} = S_{1} \cdot \frac{\left(1 + \dot{z}_{2}/\dot{z}_{3}\right) - \left(1 - jkd\cos\theta - l/R \cdot \cos\theta\right)}{\dot{z}_{1} \cdot \left(1 + \dot{z}_{2}/\dot{z}_{3}\right) + \dot{z}_{2}}.$$
(2.1.18/

Ранее было показано, что в области низких частот модуль отношения $|z_1/z_1| <<1$. Поэтому в знаменателе /2.1.18/ этим отношением можно ренебречь, а в числителе – раскрыть как

$$\frac{z_2}{z_3} = \frac{r_2}{1/j\omega c_3} = j\omega r_2 c_3 = j\omega \tau_{rc}.$$

С учетом указанных подстановок выражение /2.1.18/ использовано в 2.1.3/ и /2.1.4/, в результате чего получены следующие соотношения для увствительностей ОКМ и ОДМ в поле сферической волны:

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_1 U_0}{\delta} \cdot \frac{\tau_{rc} + \tau_d \cos\theta + \frac{l}{R} \cdot \frac{\cos\theta}{j\omega}}{r_{12} + 1/j\omega c_1}, \qquad (2.1.19,a)$$

$$M(\omega,\theta) = S_1 \cdot Bl_n \cdot \frac{\tau_{rc} + \tau_d \cos\theta + \frac{l}{R} \cdot \frac{\cos\theta}{j\omega}}{m_{12} \cdot (1 - \omega_{12}^2 / \omega^2) + r_{12} / j\omega}.$$
 (2.1.19,6/

адесь l_n – длина провода ЗК, $r_{12} = r_1 + r_2$, $m_{12} = m_1 + m_2$.

В последней формуле время структурной задержки τ_{rc} вычисляется пованому, в зависимости от использованной в конструкции микрофона фазоцвигающей структуры: для ФСЦ *первого* типа $\tau_{rc} = m_2/r_3$, второго - $\tau_{rc} = r_2c_3$ [5,39].

Выражения /2.1.18/ и /2.1.19/ позволяют определить перепады чувстви-

тельностей, вычислить XH и их логарифмические эквиваленты на любой частоте. Так для перепадов чувствительностей имеем:

- "фронт-фланг" (0°-90°)

$$M_{\phi\phi} = \frac{M(0^{\circ})}{M(90^{\circ})} = \frac{\tau_{\kappa} + \tau_{d} + l/j\omega R}{\tau_{\kappa}}, \ \left|M_{\phi\phi}\right| = \frac{\sqrt{(\tau_{\kappa} + \tau_{d})^{2} + (l/\omega R)^{2}}}{\tau_{\kappa}}; \qquad /2.1.20/$$

- "фронт-тыл" (0°-180°)

$$M_{\phi r} = \frac{\tau_{\kappa} + \tau_{d} + l/j\omega R}{\tau_{\kappa} - \tau_{d} - l/j\omega R}, \qquad |M_{\phi r}| = \sqrt{\frac{(\tau_{\kappa} + \tau_{d})^{2} + (l/\omega R)^{2}}{(\tau_{\kappa} - \tau_{d})^{2} + (l/\omega R)^{2}}}.$$
 (2.1.21/

Для характеристики направленности

$$R(\theta) = \frac{\left(\tau_{\pi} + \tau_{d} \cos\theta\right) + l\cos\theta / j\omega R}{\left(\tau_{\pi} + \tau_{d}\right) + l / j\omega R},$$

$$|R(\theta)| = \sqrt{\frac{\left(\tau_{\pi} + \tau_{d} \cos\theta\right)^{2} + \left(l\cos\theta / \omega R\right)^{2}}{\left(\tau_{\pi} + \tau_{d}\right)^{2} + \left(l / \omega R\right)^{2}}}.$$
(2.1.22/

Для микрофонов с заданной в плоской волне XH (см. табл.2.1) эти выражения принимают более простой вид. Так для кардиоиды ($\tau_{re} = \tau_d$) при $l = d_{\phi}$:

$$M_{\phi\phi} = \frac{2\tau_d + d/j\omega R}{\tau_d}, \quad |M_{\phi\phi}| = \frac{\sqrt{1 + 4k^2 R^2}}{kR},$$
$$M_{\phi\tau} = \frac{2\tau_d + d/j\omega R}{d/j\omega R}, \quad |M_{\phi\tau}| = \sqrt{1 + 4k^2 R^2},$$

где $k = \omega/c_0$.

Из сопоставления /2.1.18/ и /2.1.19/ с /2.1.14/ следует, что при учете сферичности волны фронтальная ЧХЧ приобретает подъем на НЧ, который может быть вычислен по формулам

$$\frac{M_{c\phi}}{M_{ce}} = \frac{\tau_{ce} + \tau_{d} + l/j\omega R}{\tau_{ce} + \tau_{d}}, \quad \left|\frac{M_{ce}}{M_{ce}}\right| = \frac{\sqrt{\left(\tau_{ce} + \tau_{d}\right)^{2} + \left(l/\omega R\right)^{2}}}{\tau_{ce} + \tau_{d}}.$$
 (2.1.23/

В частности, для микрофона с кардиоидной XH (когда l = d) имеем

$$\frac{M_{eq}}{M_{m}} = \frac{2\tau_{d} + d/j\omega R}{2\tau_{d}}, \quad \left|\frac{M_{eq}}{M_{m}}\right| = \frac{\sqrt{1 + 4k^{2}R^{2}}}{2kR}, \quad (2.1.24,a)$$

для восьмерки

$$\frac{M_{sp}}{M_{sp}} = \frac{\tau_{s} + d / j \omega R}{\tau_{d}}, \qquad \left| \frac{M_{sp}}{M_{sp}} \right| = \frac{\sqrt{1 + k^2 R^2}}{kR}. \qquad (2.1.24, 6)$$

В ненаправленных микрофонах из-за отсутствия второго входа форма фронта не оказывает влияния на ЧХЧ.

Из полученных соотношений очевидно также, что чем "острее" XH, тем более сильное влияние оказывает сферичность фронта волны на ЧХЧ в области НЧ, т.к. обострение XH достигается уменьшением отношения τ_{rc}/τ_d .

Анализ выражений /2.1.10/, /2.1.12/, /2.1.18/ и /2.1.19/ позволяет сформулировать условие "горизонтальности" частотной характеристики вплоть до нижней граничной частоты ω_n :

$$\tau_{rc} + \tau_{d} > l/\omega_{r}R$$
, /2.1.25/

$$r_{12} > 1/\omega_{s}c_{1}$$
 (a), $\omega_{s}m_{12} > \sqrt{r_{12}^{2} + (1/\omega_{s}c_{1})^{2}}$ (6). /2.1.26/

В последнем соотношении условие (а) относится к ОКМ, (б) – к ОДМ. В дальнейшем частотный диапазон, ограничиваемый снизу условиями

/2.1.25/ и /2.1.26/, сверху – условием /2.1.7/, будем называть опорной зоной
 ЧД или средними частотами.

В этой зоне реализуется оптимальное согласование параметров звеньев микрофонной системы, в результате чего достигается требуемая равномерность ЧХЧ, а ХН и Ω сохраняются практически постоянными. Достигается это вследствие обеспечения малого влияния:

- дифракционных явлений, начинающих ощутимо проявляться на более высоких частотах;
- сферичности формы фронта волны, в поле которой находится микрофон, ощутимо проявляющейся на более низких частотах;
- второстепенных акустико-механических элементов, которые в пределах отмеченного (опорного) диапазона не оказывают управляющего влияния.

Для большинства моделей однонаправленных микрофонов опорная зона занимает полосу от 250 – 500 до 3000 – 5000 Гц. В таблице 2.2 приведены формулы для расчета чувствительности в опорной зоне микрофонов с различными XH.

Рассмотрим теперь поведение системы за пределами опорной зоны.

Низкими частотами будем называть частотную область, находящуюся ниже нижней границы опорной зоны. Здесь гибкость c₁ подвижной системы становится одним из управляющих элементов и пренебрежение ее влиянием становится недопустимым. Поэтому в поле **плоской** волны (или *дальнем* поле источника) ЧХЧ приобретает *падающий* к НЧ вид, крутизна которого зависит от типа микрофона: в ОКМ она приближается к 6 дБ/окт, а в ОДМ зависит от преобладающего в рассматриваемом диапазоне характера механического импеданса – при активном стремится к 6 дБ/окт, упругом – к 12 дБ/окт.

В поле сферической волны (в *ближнем* поле источника) этот спад мои быть скомпенсирован (частично или полностью) силой, возникающей изизменения амплитуды давления на участке длиной *l* между входами микона.

На рис.2.7 показаны изменения формы фронтальной ЧХЧ при разных тношениях расстояния R (от источника до испытуемого микрофона) и веимы акустико-механических параметров ОКМ с кардиоидной ХН (см. 4.19/). Частота ω_{11} выбирается из условия

$$r_{12} = 1/\omega_{11}c_1$$
или $\omega_{11} = 1/r_{12}c_1$.

Акустико-механические параметры микрофона, предназначенного для боты в ближенем поле источника, следует выбирать так, чтобы выполнялось ловис

$$R > \frac{v_0}{2} \cdot r_{12} \cdot c_1, \qquad (2.1.27)$$

В противном случае ЧХЧ будет иметь подъем в области НЧ. Поэтому ря разработке микрофонов для звукоусиления $(0,2 \text{ M} \le R \le 0,5 \text{ M})$ и, тем бож, для эстрадного вокала $(R \le 0,2 \text{ M})$ следует выбирать подвижные системы величиной гибкости c_1 , существенно меньшей, чем для студийных микроонов. При этом достигается не только выравнивание ЧХЧ, но и другие поожительные результаты: уменьшение чувствительности микрофона к провым и вибрационным помехам, спектр которых (помех) имеет четко праженный НЧ характер.

2.1.4. Частотно-пространственная характеристика направленных микрофонов в области высоких частот

При строгом подходе для анализа ЧПХЧ в области ВЧ следовало бы воспользоваться полной ЭЭС микрофона. На рис.2.8 представлена полная ЭЭС капсюля микрофона, конструкция которого изображена на рис.2.3. Как видно, даже для такой, довольно простой конструкции, ЭЭС получается весьма громоздкой для анализа, даже с помощью ЭВМ. Однако, учитывая реальные в номинальном диапазоне соотношения величин акустикомеханических элементов, а именно

$$c_{\pi} >> c_{\alpha} / c_{3}$$
 (a), $\sqrt{(r_{\alpha}')^{2} + (\omega m_{\alpha}')^{2}} < \frac{1}{\omega c_{\alpha}}$ (6),
/2.1.28/

$$\sqrt{\left(r_{\omega}'\right)^{2}+\left(\omega m_{\omega}'\right)^{2}} << \sqrt{r_{\omega}^{2}+\left(\omega m_{\omega}\right)^{2}} \quad (B),$$

математическую модель ЧПХЧ для всего номинального дианазона можно свести к выражению /2.1.6/, а ЭЭС - к рис.2.5. При этом результаты расчетов по полной и упрощенной ЭЭС будут отличаться существенно меньше, чем возможные погрешности измерений.

Для детального анализа акустических величин в ВЧ области по /2.1.6/ можно воспользоваться нашими результатами, полученными в главе 1 (для $D_i(f, \theta)$ и $D_2(f, \theta)$ — выражением /1.3.17/,для определения d(θ) — выражением /1.4.12/ и /1.4.14/ - в зависимости от конструкции второго входа). Однако для практических задач вполне достаточно знать ЧХЧ при углах падения звука $\theta = 0^\circ$, 90° и 180°. Это вполне однозначно определит тенденцию ЧПХЧ. Таким образом, задача сводится к расчету фронтальной ($\theta = 0^\circ$), тыловой ($\theta = 180^\circ$) и фланговой ($\theta = 90^\circ$) ЧХЧ.

97

Для определения фронтальной величины $D_l(f, 0^\circ)$ при расчете соответствующей ЧХЧ хорошо совпадающие с результатами измерений данные даих результаты расчетов по формуле

$$D_{i}(0^{\circ}) = 1 + r_{o}' = 2 - \frac{J_{i}(2ka)}{ka} \qquad (2.1.29)$$

Для ряда моделей микрофонов (в зависимости от формы капсюля) более точные результаты вычисления D_1 дают результаты учета r_{u_3} ' для поршия вкожухе малого объема или в сферическом капсюле [5].

Для расчета выражения $D_2(f)$ для второго акустического входа в ОКМ и ОДМ, где второй вход реализуется в виде ряда отверстий на боковой поверхности микрофона (рис.2.9,а), следует пользоваться формулой /1.3.11/, т.е. в нашем случае

$$D_{2}(0^{\circ}) = \frac{2J_{1}(kb_{2})}{kb_{2}}.$$
 (2.1.30/

Для второго входа, реализуемого в виде серии прямоугольных прорежй (рис.2.9,б), точнее использовать соотношения /1.3.12/, т.е.

$$D_{2}(0^{\circ}) = \frac{sinkh_{2}}{kh_{2}}.$$
 /2.1.31/

.

В этих формулах b_2 – радиус отверстий второго входа, а $2h_2$ – ширина прямоугольных прорезей.

Подставив в /2.1.6/ комплексные выражения для z_1 , z_2 и z_3 , получасм следующее соотношение:



Рис.2.7. Варианты фронтальной ЧХЧ кардиоидного микрофона в дальнем и ближнем полях: 1- в поле плоской волны; 2 – в поле сферической волны при условии $R = U_0 \tau_{II}/2$; 3 – то же при $R > U_0 \tau_{II}/2$; 4 – то же при $R < U_0 \tau_{II}/2$, $\tau_{II} = (r_I + r_2)c_I$.



Рис.2.8. Полная ЭЭС однонаправленного конденсаторного микрофона (см. рис.2.3), приведенная к площади мембраны: m_{01} , r_{01} – параметры воздуха в отверстиях 14 предмембранной крышки; c_{01} – гибкость воздуха в предмембранной полости; m_{st} , c_{st} – эквивалентные параметры мембраны; m_3' , r_3' , c_3' – акустические параметры воздуха в зазоре между мембраной 3 и электродом 1; c_n' – гибкость воздуха в полостих 4 электрода; m_{02}' , r_{02}' , c_{02}' – параметры воздуха в отверстиях электрода 8; m_{st}' , r_{st}' – параметры воздуха в щели 7; m_{ox}' , r_{ox}' – параметры воздуха в отверстиях 10 второго входа; c_{ox}' – гибкость воздуха в объеме 15; F_1 и F_2 – силы, формируемые давлениями у первого и второго входов.



Рис.2.9. Варианты оформления второго входа в корпусах современных однонаправленных микрофонов: a – радиус микрофона; b_1 – радиус чувствительного элемента (мембраны, диафрагмы); b_2 – радиус отверстий н $2h_2$ – общая ширина прорезей второго входа; d_{ϕ} и d_7 – геометрическая разность хода при фронтальном и тыловом падения звука.

$$\frac{\dot{\xi}_1(0^\circ)}{p} = S_1 \cdot \frac{\left[D_1(0^\circ)B_1(\omega)(1-\omega^2/\omega_{23}^2) - D_2(0^\circ)\cos kd_{\phi}\right]}{\left[r_{12} + \omega^2 c_3(r_1m_2 + r_2m_1)\right] + j\omega[(m_{12} + r_1r_2c_3) - \omega^2 m_1m_2c_3]} +$$

$$+\frac{j[D_{1}(0^{\circ})B_{1}(\omega)\omega\tau_{n}+D_{2}(0^{\circ})sinkd_{\phi}]}{[r_{12}+\omega^{2}c_{3}(r_{1}m_{2}+r_{3}m_{1})]+j\omega[(m_{12}+r_{1}r_{2}c_{3})-\omega^{2}m_{1}m_{2}c_{3}]}.$$
 (2.1.32/

сь $\omega_{22}^3 = (m_2 c_3);$ $\tau_{rc} = r_2 c_3;$ $r_{12} = r_1 + r_2;$ $m_{12} = m_1 + m_2,$ $B_1(\omega)$ – поправка, условленная резонансом предмембранного объема c_{01} и предмембранных верстий (в решетке) m_{01} и r_{01} .

Для простейшего случая, когда предмембранная полость представляет бой углубления цилиндрической формы радиусом *b* и глубиной *h*, величи-*B_i(ω)* можно найти по графикам, приведенным в литературе [4, 33], или по рмуле

$$B_{1}(\omega) = \sqrt{(1 - \omega^{2} m_{01} c_{01})^{2} + (\omega r_{01} c_{01})^{2}} . \qquad (2.1.33)$$

Расчет ЧХЧ для углов приема $\theta = 180^{\circ}$ и $\theta = 90^{\circ}$ отличается от рассмотвного лишь тем (см. /2.1.31/), что выражение для сил в /2.1.6/ изменяется в пветствии с изменением величины и направления запаздывания, т.с. для $\theta = 180^{\circ}$: $e^{-jkdcos\theta} = coskd + jsinkd$; для $\theta = 90^{\circ}$: $e^{-jkdcos\theta} = 1$.

Для первого входа:

$$D_{i}(180^{\circ}) = D_{i}(90^{\circ}) \approx \frac{2J_{i}(kb_{i})}{kb_{i}}.$$
 /2.1.34,a/

Для второго входа движение звуковой волны относительно отверстий пается скользящим, изменяется лишь направление прихода, поэтому мои полагать, что

$$D_2(0^\circ) = D_2(90^\circ) = D_2(180^\circ) = \frac{2J_1(kb_2)}{kb_2}.$$
 /2.1.34,6/

Таким образом, в /2.1.32/ для $\dot{\xi}_1/p(180^\circ)$ и $\dot{\xi}_1/p(90^\circ)$ изменится лишь -числитель, так

- для θ = 180° числитель $\dot{\xi}_1(\theta)/p$ будет

$$= S_{i} [D_{i} (180^{\circ})(1 - \omega^{2} / \omega_{zi}^{2}) - D_{2} (180^{\circ}) \cos kd_{i}] + + jS_{i} [D_{i} (180^{\circ}) \omega \tau_{re} - D_{2} (180^{\circ}) \sin kd_{r}].$$
 (2.1.35/

- для $\theta = 90^{\circ}$ числитель будет

$$= S_{1} [D_{1} (90^{\circ})(1 - \omega^{2} / \omega_{\mu}^{2}) - D_{2} (90^{\circ})] + j S_{1} D_{1} (90^{\circ}) \omega \tau_{w}. \qquad /2.1.36/$$

При выводе соотношений /2.1.35/ и /2.1.36/ предполагалось, что:

- степень открытости корпуса в местах нахождения отверстий второго входа достаточна для свободного доступа волны;
- сами отверстия располагаются симметрично относительно оси микрофона.

Отметим также, что для расчета ЧХЧ при $\theta = 180^{\circ}$ необходимо учитывать несимметрию геометрической разности хода при $\theta = 0^{\circ}$ и $\theta = 180^{\circ}$. Это обстоятельство нашло отражение в /2.1.35/ путем замены d_{ϕ} на d_{r} . Более детально этот вопрос рассмотрен нами в разделе 1.4. Применяя формулу /1.4.4/ из главы 1, в рассматриваемом случае следует полагать, что

$$d_r = d_{\phi} + \left(a - \frac{2}{3}b_1\right).$$
 /2.1.37/

2.1.5. Общий алгоритм расчета и оптимизации параметров и структуры однонаправленных микрофонов

На основе комплексных математических моделей ЧПХЧ /2.1.32/ -2.1.37/, построенных на основе теоретических результатов главы 1 и разде-108 2.1.1 – 2.1.4, предложен следующий алгоритм расчета (пока в общем вице) и оптимизации конструкции (структуры) и параметров одномембранных однонаправленных микрофонов.

- На основе требований технического задания (ТЗ), а также новых идей, намеченных к внедрению в разрабатываемой модели, создается предварительный эскиз конструкции капсюля с указанием тех основных размеров, которые вытекают из ТЗ.
- 2. На основе общей структуры АМП строится ЭЭС и производится предварительный расчет акустико-механических, электрических и реализующих их конструктивных параметров капсюля с учетом выбранных в п.1 начальных значений геометрических размеров.
- 3. Определяется выполнимость совокупности требований ТЗ по чувствительности и ХН на СЧ (в опорной зоне частот) на основе данных, полученных в п.2, соотношения между структурным т_{гс} и базовым т_d временами задержки.
- 4. Определяется выполнимость требований ТЗ по неравномерности ЧХЧ на основе расчета предварительных значений нижних f₁, и верхних f₁, и f₂, резонансных частот, а также других акустико-механических параметров, определяющих начало и крутизну спада ЧХЧ.
 - 5. В случае невыполнения каких-либо требований ТЗ (по чувствительности, ХН, неравномерности ЧХЧ) по результатам расчетов в п. 3 и 4 корректируются отдельные геометрические размеры, материалы, толщины элементов, определяющих формирование указанных параметров.
 - Откорректированные значения акустико-механических параметров вводятся в программу расчета ЧПХЧ (совокупности ЧХЧ при θ = 0°, 90°,

180°). Производится расчет ожидаемой ЧПХЧ, результаты которого сопоставляются с совокупными требованиями ТЗ.

- При необходимости результаты расчетов по п. 6 подвергаются автоматической оптимизации с более тщательным подбором значений параметров и проверкой их конструктивной реализуемости.
- Если требуемую ЧПХЧ получить не удается путем параметрической оптимизации хотя бы в одном поддианазоне частот (НЧ, СЧ и ВЧ), то производятся соответствующие структурные усложнения конструкции капсюля и далее процедура повторяется.

Для выполнения указанной процедуры параметрической оптимизации капсюля микрофона целесообразно номинальный диапазон частот разделить на три поддиапазона, в каждом из которых присутствует ряд физических закономерностей, несвойственных для других поддиапазонов. Для более полного представления о целесообразности такого разбиения на поддиапазоны уточним некоторые терминологические представления.

Под НЧ областью понимается поддиапазон от нижней заданной граничной частоты до частоты 250 - 500 Гц, конкретное значение которой зависит от назначения и размеров микрофона. Например, для ОДМ эта частота должна быть не ниже двойного – тройного значения частоты резонанса подвижной системы f_{11} . Эта область (НЧ) характеризуется, во-первых, существенной зависимостью ЧПХЧ от расстояния R (от микрофона до источника звука); во-вторых, заметным влиянием на ЧХЧ второстепенных (с акустической точки зрения) элементов устройства капсюля: упругости мембраны в ОКМ, внесенного активного сопротивления и упругости воротника диафрагмы в ОДМ.

Поскольку для НЧ области характерна зависимость величины спада ЧХЧ на частоте f_n от расстояния R «микрофон-источник», при разработке крайне желательно знать возможный разброс неравномерности ЧХЧ при изменении R, в связи с чем расчет частотной характеристики следует произво-

дить как для плоской волны (т.е. $R \to \infty$), так и для сферической, при наименьшем рабочем расстоянии.

Опорная зона (O3) начинается от верхней границы предыдущей, попадающей, как правило, на частоты 250 - 500 Гц, и заканчивается на границе ВЧ области, отмечаемой обычно частотами 2000 - 4000 Гц, соответствующими $0,3 - 0,5f_{23}$ (верхней резонансной частоты). Эта область характеризуется сравнительно неизменными по частоте характеристиками чувствительности и направленности, определяющим влиянием на чувствительность основных управляющих элементов (активного сопротивления в ОКМ и инерционного в ОДМ), независимостью ЧХЧ от рабочего расстояния R.

Наконец, область ВЧ включает в себя полосу от верхней границы ОЗ до верхней границы f_{σ} заданного ТЗ частотного диапазона. Для нее характерво влияние на ЧХЧ и ХН неосновных элементов второго входа: массы m₂, частоты резонанса f_{23} (этой массы с гибкостью c_3 внутрикорпусного объема), частоты резонанса предмембранной полости и т.п. Существенное влияние на ЧХЧ и ХН оказывают в этой области дифракционные явления, т.к. второй вход оказывается практически закрытым и «рабочим» остается лишь первый.

Универсальная комплексная математическая модель ЧПХ однонаправленных микрофонов и разработанные нами алгоритмы расчета и оптимизации приведены в главе 5.

2.2. ДВУХМЕМБРАННЫЕ (АКУСТИЧЕСКИ КОМБИНИРОВАННЫЕ) КОНДЕНСАТОРНЫЕ МИКРОФОНЫ

2.2.1. Анализ симметричных электрических эквивалентных схем лестничного типа

Акустико-механические подсистемы (АМПС) двухмембранных конденсаторных микрофонов (ДКМ) можно рассматривать так же, как АМПС одномембранных (см. раздел 2.1). Однако здесь такой подход не только не обеспечивает ожидаемой компактности результатов анализа, но иногда их существенно усложняет.

Причины этого следующие:

- Электрическую эквивалентную схему ДКМ, даже при существенных упроцениях, не удается свести к двухконтурной схеме с ФСЦ.
- В области НЧ (в условиях как плоской, так и сферической волн) влияние упругости второй мембраны оказывается настолько существенным, что создает значительные отличия поведения подвижной системы ДКМ от поведения ПС ОКМ.
- Анализ АМПС ДКМ не с общих позиций теории ФСЦ, а с частных позиций, основанных на использовании особенностей, создаваемых симметричностью капсюля и его ЭЭС, позволяет существенно упростить и минимизировать математические модели для расчета эквивалентных смещения мембраны и чувствительности микрофона.

В настоящем разделе приводятся краткие результаты наших работ [1.01-1.11], выполненных в 80-х годах при разработке теории двухмембранных конденсаторных микрофонов.

Не рассматривая мелких нюансов конструкций капсюлей ДКМ, отметим, что в принципиальном отношении различаются два их типа – с *раздельным* стоком и *совмещенным* стоком. В *первых* электроды снабжаются чередующимися, равномерно распределенными по их поверхности сериями *глухих полостей* и *сквозных отверстий*, в результате воздействия которых мембраны «разбиваются» на мозаику элементарных «капсюлей», одни из которых обладают свойствами приемников давления, другис – градиентов давления. Сочетание их качеств позволяет формально получить любую форму XH от «восьмерки» до «круга». Но возможность реализации всей совокупности частотно-пространственных характеристик (абсолютной величины чувствительности, ЧХЧ и XH) оказывается в них по ряду причин существенно ограниченной.

Теория таких микрофонов была разработана нами и опубликована в дитированных выше работах, в связи с чем в настоящей работе ограничимся по ним лишь приведенными пояснениями и замечаниями.

Более высокие электроакустические параметры и характеристики могут быть реализованы в капсюлях с *совмещенным* стоком (рис.2.10), в конструкциях электродов которых сквозные отверстия высверливаются в донышках полостей, выполняемых либо в пазовом, либо в цилиндрическом варианте (на рис.2.10 представлен первый вариант).

АМПС в обоих типах капсюлей отображается симметричными ЭЭС, однако, в отличие от капсюлей с раздельным стоком, где для расчета составляющих сил давления и разности давлений приходится пользоваться двумя независимыми эквивалентными схемами [1.01, 1.02, 1.10], в капсюле с совмещенным стоком симметричная ЭЭС представляет АМПС в полном виде [1.04, 1.06, 1.09-1.11].

Предлагаемый ниже анализ и его результаты универсальны, т.е. пригодны для любых симметричных ЭЭС, независимо от того, что они отображают – полную АМПС микрофона или одну лишь градиентную часть.

Полная симметричная ЭЭС капсюля, изображенного на рис.2.10, представлена на рис.2.11.

Рассмотрим поочередно три варианта симметричных ЭЭС: двух-, трехи четырехконтурные, представленные соответственно на рис.2.12, 2.13 и 2.14.

Уравнения, составленные по методу контурных токов для схемы 2.12,а, имеют вид

$$F_{1} = \dot{\xi}_{1} \cdot (z_{0} + z_{2}) - \dot{\xi}_{2} z_{2}, \qquad (2.2.1)$$

$$-F_{2} = -\dot{\xi}_{1} \cdot z_{3} + \dot{\xi}_{2}(z_{0} + z_{3}). \qquad (2.2.2)$$

Сложив почленно правые и левые стороны, получаем

/2.2.3/

после вычитания

$$F.+F, =(\pounds + \pounds,) \cdot \& + 2^*,) - /2.2.4/$$

Решив /2.2.3/ и /2.2.4/ относительно искомых скоростей («контурных токов»), имеем

$$= \frac{p - F}{2} \frac{L}{2 + y} + \frac{F + F}{y} \frac{q}{4}, \qquad (2.2.5)$$

$$f_{2} = IJ - IJ - IJ - \frac{1}{2z^{0}} - \frac{1}{2 - (z^{0+2}z^{3})}$$
(2.2.6/

Такой же вид решения можно найти, разбив двухконтурную схему (см. рис.2.12,а) на две одноконтурные (см. рис.2.12,6 и 2.12,в) с использованием в них эквивалентных сил

$$F-F = F + F$$

 $F' = -\frac{F}{2} S = F'' - - -\frac{F}{2}$. (2.2.7/

Решение для «токов» и £" этих схем имеет вид

При этом колебательные скорости ^ и ${\tt t}_{_2}$, определяющие фронталь-

вую и тыловую чувствительности, могут быть определены как

$$\dot{\xi}_1 = \dot{\xi}' + \dot{\xi}'', \qquad \dot{\xi}_2 = \dot{\xi}' - \dot{\xi}'',$$

что совпадает с формулами /2.2.5/ и /2.2.6/.

Рассмотрим теперь трехконтурную схему, представленную на рвс.2.12,а. Для симметрирования центральное сопротивление в горизонтальной цепи представлено в виде двух последовательно включенных сопротивлений z_2 :

В соответствии с принятым методом получаем три уравнения:

$$F_{i} = \dot{\xi}_{i} \cdot (z_{o} + z_{i}) - \dot{\xi}_{z} \cdot z_{i}, \qquad (2.2.8)$$

$$(\dot{\xi}_1 + \dot{\xi}_3) \cdot z_1 = \dot{\xi}_2 \cdot 2(z_1 + z_a),$$
 (2.2.9/

$$F_{2} = \dot{\xi}_{2} \cdot z_{1} - \dot{\xi}_{3} \cdot (z_{0} + z_{1}).$$
 /2.2.10/

/2.2.11/

Складывая и вычитая /2.2.8/ и /2.2.10/, имеем

$$F_1 + F_2 = (\dot{\xi}_1 - \dot{\xi}_3) \cdot (z_0 + z_1),$$
 a)

$$F_1 - F_2 = \left(\dot{\xi}_1 + \dot{\xi}_2\right) \cdot \left(z_0 + z_1\right) - \dot{\xi}_2 \cdot 2z_1.$$
 6)

Исключив $\dot{\xi}_{z}$ с помощью уравнения /2.2.9/, получим



Рис.2.10. Схематическая конструкция капсюля ДКМ с совмещенным стоком: 1- неподвижный электрод; 2 – мембрана; 3 – подмембранный зазор; 4 - концентрические пазы (подмембранные полости); 5 – межэлектродный зазор; 6 – отверстия, соединяющие объем 4 с зазором 5.



Рис.2.11. Обобщенная симметричная ЭЭС двухмембранного конденсаторного микрофона с электродами совмещенного стока.



Рис 2.12. Замещение единой двухконтурной симметричной ЭЭС (а) двумя расчетными схемами: б) – с разностной и в) – с суммарной силами.
$$\dot{\xi}_{1} - \dot{\xi}_{3} = \frac{F_{1} + F_{2}}{z_{0} + z_{1}}, \qquad \dot{\xi}_{1} + \dot{\xi}_{3} = \frac{F_{1} - F_{2}}{z_{0} + z_{12}}, \qquad z_{12} = \frac{z_{1} \cdot z_{2}}{z_{1} + z_{2}}.$$
 (2.2.12/

Решая эти уравнения относительно $\dot{\xi}_1$ и $\dot{\xi}_3$, имеем окончательно

$$\dot{\xi}_{i} = \frac{F'}{z_{o} + \frac{z_{i} \cdot z_{i}}{z_{i} + z_{i}}} + \frac{F''}{z_{o} + z_{i}}, \qquad (2.2.13)$$

$$\dot{\xi}_{3} = \frac{F'}{z_{0} + \frac{z_{1} \cdot z_{2}}{z_{1} + z_{2}}} - \frac{F''}{z_{0} + z_{1}}.$$
 (2.2.14/

 $[\cdot]$

Как видно из этих соотношений, для трехконтурной схемы (см. рис.2.13,а) решение также может быть получено более простым путем из двух схем 2.13,6 и 2.13,в с эквивалентным источником сил *F* 'и *F* '':

$$\dot{\xi}'' = \frac{F'}{z_0 + \frac{z_1 \cdot z_2}{z_1 + z_2}}, \qquad \dot{\xi}'' = \frac{F''}{z_0 + z_1},$$

где F' и F'' определяются формулами /2.2.7/.

Как и ранее, искомые скорости

.

$$\dot{\xi}_1=\dot{\xi}^{\prime\prime}+\dot{\xi}^{\prime}\,,\quad \dot{\xi}_2=\dot{\xi}^{\prime\prime}-\dot{\xi}^{\prime}\,.$$

Наконец, для четырехконтурной схемы можем написать систему

$$F_{1} = \dot{\xi}_{1} \cdot (z_{0} + z_{1}) - \dot{\xi}_{2} \cdot z_{1}, \qquad (2.2.15)$$



Рис.2.13. Замещение единой трехконтурной ЭЭС (а) двумя схемами: б) -- с разностной и в) -- с суммарной силами.



Рис.2.14. Замещение единой четырехконтурной ЭЭС (a) двумя схемами: б) – с разностной и в) – с суммарной силами



Рис.2.15. Устройство капсюлей конденсаторного микрофона: а) ненаправленного; б) с двухсторонней направленностью; в) комбинированного,

мембрана; 2 – кольцевая прокладка; 3 – электрод; 4 – крышка с внешним корпусом;
 изолятор; 6 – внутренний закрытый корпус; 7 – внутренний градиентный корпус; 8 – внутренний закрытый корпус с градиентным вкладышем 9.

$$0 = \dot{\xi}_{1} \cdot z_{1} + \dot{\xi}_{2} \cdot (z_{1} + z_{2} + z_{3}) - \dot{\xi}_{3} \cdot z_{3}, \qquad (2.2.16)$$

$$0 = -\dot{\xi}_{2} \cdot z_{3} + \dot{\xi}_{3} \cdot (z_{1} + z_{2} + z_{3}) - \dot{\xi}_{4} \cdot z_{1}, \qquad (2.2.17)$$

$$-F_{2} = -\dot{\xi}_{1} \cdot z_{1} + \dot{\xi}_{4}(z_{0} + z_{1}). \qquad (2.2.18)$$

Проводя преобразования, аналогичные предыдущим и не приводимые цесь ввиду их утомительной громоздкости, получаем

$$\dot{\xi}_{1} = \frac{F'}{z_{0} + \frac{z_{1} \cdot z_{2}}{z_{1} + z_{2}}} + \frac{F''}{z_{0} + \frac{z_{1} \cdot (z_{2} + 2z_{3})}{z_{1} + (z_{2} + 2z_{3})}}, \qquad (2.2.19)$$

$$\dot{\xi}_{3} = \frac{F'}{z_{0} + \frac{z_{1} \cdot z_{2}}{z_{1} + z_{2}}} - \frac{F''}{z_{0} + \frac{z_{1} \cdot (z_{2} + 2z_{3})}{z_{1} + (z_{2} + 2z_{3})}}.$$
(2.2.20/

Структура этих соотношений также свидетельствует о том, что четырехконтурная симметричная ЭЭС ДКМ (см. рис.2.14,а) для расчетов может быть заменена двумя сравнительно простыми ЭЭС, представленными на рис.2.14,б и 2.14,в, колебательные скорости которых вычисляются по формулам

$$\dot{\xi}' = \frac{F'}{z_0 + \frac{z_1 \cdot z_2}{z_1 + z_2}}, \qquad \dot{\xi}'' = \frac{F''}{z_0 + \frac{z_1 \cdot (z_2 + 2z_3)}{z_1 + (z_2 + 2z_3)}}, \qquad (2.2.21)$$

вкоторых F' и F'' выражаются соответственно полуразностью и полусуммой реальных сил F_1 и F_2 , а реальные скорости равны

112
$$\dot{\xi}_{1} = \dot{\xi}' + \dot{\xi}'', \quad \dot{\xi}_{1} = \dot{\xi}' - \dot{\xi}''.$$
 /2.2.22/

Обобщая полученные результаты на многоконтурные цепочные симметричные схемы, можем сформулировать следующие правила:

- Расчетные соотношения для колебательных скоростей крайних контуров многоконтурных симметричных ЭЭС двухмембранных микрофонов могут быть получены из двух отдельных схем, в каждой из которых действует только одна сила, определяемая соотношениями /2.2.7/.
- Полагая, что на симметричную ЭЭС действуют синфазные составляющие реальных сил F₁ и F₂, одинаковые по величине, приходим к схемам типа (б), позволяющим вычислить формальную скорость ξ'.
- Полагая, что на симметричную ЭЭС действуют только противофазные составляющие реальных сил F₁ и F₂, одинаковые по величине, приходим к схемам типа (в), позволяющим вычислить вторую формальную скорость *ξ*¹¹.
- Суммируя и вычитая значения формальных скоростей в соответствии с формулами /2.2.22/, получаем значения реальных скоростей
 *ξ*₁ и
 *ξ*₂ фронтальной и тыловой мембран ДКМ.

Предлагаемый метод существенно облегчает расчетную часть проектирования ДКМ, повышает степень достоверности ее результатов и упрощает алгоритмы расчетов на ЭВМ.

Для флангового падения звука задача еще более облегчается в связи с тем, что при $\theta = 90^{\circ}$

$$\xi'' = \xi_1, \quad \xi' = 0.$$

2.2. Частотно-пространственная характеристика чувствительности двухмембранного конденсаторного микрофона

На рис. 2.10 приведена уже рассматривавшаяся ранее (см. раздел 2.2.1) схематическая конструкция капсюля современного двухмембранного конденсаторного микрофона. Основной особенностью конструкции являются элекгроды с *совмещенным стоком*, благодаря которому ЭЭС микрофона можно представить единой цепочечной схемой, симметричной относительно межэлектродного зазора, обозначенного на рис.2.10 цифрой 5. В обобщенной форме такая схема приведена на рис.2.11, а частные случаи (по нарастанию сложности) – на рис.2.12, 2.13 и 2.14.

Задачей настоящего раздела является построение аналитической моделя капсюля ДКМ.

На рис.2.11 приняты следующие обозначения:

 $z_{s} = r_{s} + j \left(\omega m_{s} - \frac{1}{\omega c_{s}} \right)$ - полное механическое сопротивление мембраны,

где r_{μ} – сопротивление излучения, m_{μ} и c_0 – масса (с учетом массы присоединенного воздуха) и гибкость мембраны;

 $z_{v} = r_{0} + j\omega(m_{0}' + m_{1})$ - активное и инерционное сопротивление слоя между мембраной и Н \dot{J} (с учетом инерционной составляющей m_{1} сопротивления пазов 4 в Н \bar{J});

 $z_i = 1/j\omega c_1$ - упругое сопротивление воздуха в пазах НЭ;

 $z_s = 1/j\omega c_s$ - упругое сопротивление воздуха в щели 5 между половинками HЭ:

 $z_{2} = r_{1} + j \omega m_{2}$ - активное и инерционное сопротивление в той же щели между ближайшими отверстиями;

 $z_s = 1/j\omega c_s$ - упругое сопротивление воздуха в слое 3 между мембраной и НЭ.

Обычно в такой конструкции НЭ $|z_s| >> |z_1|$, $|z_3| >> |z_1|$ и $|z_1| >> |z_c''|$ во

113

ł.

всем диапазоне звуковых частот. Поэтому без существенной ощибки можем исключить из рассмотрения z_3 и z_5 , как это обычно и делается. Можно не учитывать также и величину сопротивления отверстий 6 в силу его малости по сравнению с включенными последовательно с ним сопротивлениями z_2 акустической щели 5. Позже, при расчете конкретной конструкции, можно будет оценить погрешность такого допущения более точно, но обычно z_3 и z_5 превышают величины z_1 и z_0' по крайней мере на два порядка (даже на верхней границе звукового диапазона).

Из предыдущих рассуждений ясно, что фактически мы перешли к ЭЭС рис.2.13 при $z_0 = z_M + z_0$ '. Колебательные скорости $\dot{\xi}_{\phi}$ и $\dot{\xi}_{\tau}$, определяющие фронтальную и тыловую чувствительности, можно представить как сумму и разность скоростей $\dot{\xi}'$ и $\dot{\xi}''$, полученных из схем 2.13,6 и 2.13,в, т.е. в соответствии с выражениями /2.2.13/ и /2.2.14/.

Перепишем входящие в /2.2.13/ и /2.2.14/ комплексные величины в удобной для анализа и расчета форме. Для наглядности расчетные формулы сведем в таблицу 2.3.

Чтобы обеспечить частотную независимость ξ_{ϕ} , необходимо выполнение ряда условий:

- в знаменателе выражения ξ'' упругое сопротивление должно преобладать над активным, т.е. 1/ωc₁ > r₀;
- в знаменателе выражения $\dot{\xi}'$, напротив, определяющим должно быть активное сопротивление, т.е. $(r_0 + r_2) > 1/\alpha c_0$;
- величина упругого сопротивления подмембранных полостей должно быть примерно на два порядка выше упругого сопротивления мембраны, т.е. 1/*wc*₁ >> 1/*wc*₀;
- активные сопротивления зазора и щели должны преобладать над инерционными составляющими, т.е. r₀ > ωm₀ и r₂ > ωm₂, и быть одного порядка, т.е. r₀ ≈ r₂.

С учетом этих обстоятельств эквивалентные смещения мембран в плокой волне при p = 1 Па на НЧ (ka < 0,5) могут быть найдены после несложвых преобразований /2.2.13/ и /2.2.14/ в следующем виде:

$$\xi_{\phi} = \xi' + \xi'' = S_{i} \left(c_{i} + \frac{\tau_{a}/2}{r_{o} + r_{z} - 1/j\omega c_{o}} \right), \qquad (2.2.23)$$

$$\xi_{r} = \xi' - \xi'' = S_{i} \left(c_{i} - \frac{\tau_{d}/2}{r_{o} + r_{2} - 1/j\omega c_{o}} \right), \qquad (2.2.24)$$

$$\xi_{\infty} = \xi' = S_1 c_1.$$
 (2.2.25/

С учетом конечности расстояния от микрофона до источников звука, и учитывая влияние сферичности фронта звуковой волны на низких частотах [1.06; 1.08-1.11], выражения /2.2.23/ и /2.2.24/ преобразуют к виду /2.2.26/ и /2.2.27/ соответственно. Здесь *l* — толщина капсюля ДКМ, *R* - растояние от источника звука до микрофона, *l'* = *l/R*.

$$\xi_{\phi} = \xi'' + \xi' = \left(\frac{\tau_{a} + l' / j\omega}{2(r_{o} + r_{z} + 1 / j\omega c'_{o})} + c_{i}\right) S_{i}, \qquad (2.2.26)$$

$$\xi_r = \xi'' - \xi' = \left(\frac{\tau_a + l' / j\omega}{2(r_o + r_a + 1 / j\omega c'_o)} - c_1\right) S_1. \qquad (2.2.27)$$

Влияние сферичности фронта звуковой волны на частотнотостранственную характеристику микрофонов с различным типом акустико-механических систем подробнее рассмотрено в главе 3.

После подстановки в /2.2.13/ и /2.2.14/ всех комплексных значений сил в акустико-механических элементов для высоких частот, приведенных в

116

табл.2.3, парциальные смещения ξ' и ξ'' на высоких частотах (при действии единичного звукового давления) выразятся соотношениями

$$\xi' = \frac{\frac{D_{o} + D_{180}}{2} \cos \frac{kd}{2} + j \frac{D_{o} - D_{180}}{2} \sin \frac{kd}{2}}{r_{\mu} + r_{o}' + j \omega (m_{o}' + m_{\mu} + m_{1}) - j / \omega c_{1}} \cdot \frac{S_{1}}{j \omega}, \qquad (2.2.28)$$

$$\xi'' = \frac{\left[\frac{D_o - D_{100}}{2}\cos\frac{kd}{2} + j\frac{D_o + D_{100}}{2}\sin\frac{kd}{2}\right] \cdot \frac{S_1}{j\omega}}{r_{\mu} + r_o' + j\omega(m_o' + m_{\mu} + m_1) + \left(\frac{r_2 + j\omega m_2}{1 + (r_2 + j\omega m_2)j\omega c_1}\right)}.$$
 (2.2.29/

Смещения, определяющие фронтальную и тыловую чувствительность, т.е. ξ_{ϕ} и ξ_{7} , а также ξ_{90} , определяющая фланговую чувствительность, вычисляются по формулам

$$\xi_{\phi} = \xi'' + \xi', \quad \xi_{\tau} = -\xi'' + \xi',$$

$$\xi_{\infty} = \frac{S_1 D_{\infty} / j\omega}{r_0 + j\omega m_0 - j / \omega c_1}.$$
 (2.2.30/

где $r_0 = r_{us} + r_0', \quad m_0 = m_0' + m_M + m_I.$

Проделав несложные преобразования, можно показать, что в ненаправленном режиме при идентичности характеристик левой и правой половинок силы F_1 и F_2 в формулах просто поменяются местами.

Полученные выражения позволяют осуществить расчет амплитудночастотных и фазочастотных характеристик двухмембранного микрофона с электродом совмещенного стока в различных режимах работы: однонаправленном, ненаправленном и двунаправленном.

Заметим, что неподвижный электрод такого типа может быть реализован не только в виде концентрических канавок с равномерно распределенТаблица 2.3.

Обозначе-	Общая фор-	Частные формы для:			
ния	ма	НЧ	ВЧ		
F_l/S_l	$D_{0}e^{jkd/2}$	$1+j\frac{kd}{2}$	$D_{\circ}\cos\frac{kd}{2}+jD_{\circ}\sin\frac{kd}{2}$		
F_2/S_1	D ₁₈₀ e ^{-jiid/2}	$1-j\frac{kd}{2}$	$D_{iso}\cos\frac{kd}{2} - jD_{iso}\sin\frac{kd}{2}$		
$\frac{F_1 - F_2}{2S_1}$		$j\frac{kd}{2}$	$\frac{D_{0} - D_{180}}{2} \cos \frac{kd}{2} + j \frac{D_{0} + D_{180}}{2} \sin \frac{kd}{2}$		
$\frac{F_1 + F_2}{2S_1}$		1	$\frac{D_{0} + D_{180}}{2} \cos \frac{kd}{2} + j \frac{D_{0} - D_{180}}{2} \sin \frac{kd}{2}$		
z ₀ '		$r_{o}'-j\frac{1}{\omega c_{o}'}$	$(r_{o}'+r_{s})+j\omega(m_{o}'+m_{s}+m_{i})$		
ZI		$-j\frac{1}{\alpha c_1}$	$-j\frac{1}{\omega c_1}$		
<i>z</i> ₂	-	<i>r</i> ₂	$r_2 + j\omega m_2$		
$\frac{F_1 - F_2}{2S_1}$	для <i>θ</i> =90°	0	0		
$\frac{F_1 + F_2}{2S_1}$	для <i>θ</i> =90°	1	D ₉₀		

ными сквозными отверстиями, выходящими в зазор 5 (см. рис.2.1), но и полостями цилиндрической формы со сквозным отверстием на дне каждой полости.

Встречаются также и комбинированные электроды, в которых одна часть полостей или канавок имеет сквозные отверстия, а другая выполняется замкнутой. Эквивалентная схема микрофона с таким НЭ строго говоря не может быть представлена одной ЭЭС. Сквозные элементы такого микрофона нужно представлять схемой, рассмотренной в данном разделе, замкнутые же – в качестве ячеек давления. Однако мы не будем заниматься здесь подробным анализом такой конструкции, так как ее нельзя признать рациональной ни с точки зрения устройства, ни технологии изготовления капсюлей.

2.2.3. Особенности расчета некоторых акустико-механических элементов двухмембранных микрофонов с совмещенным стоком

Не останавливаясь на известных расчетных формулах элементов AM подсистемы микрофона с раздельным стоком [5, 12], покажем здесь, как следует рассчитывать специфические элементы слоев 3 и 5, изображенных на рис.2.10.

Суммарное (активное и инерционное) сопротивление z_0 слоя 6 между мембраной и НЭ следует рассчитывать как сопротивление зазора между подвижной и неподвижной поверхностями, приведенное к участку мембраны, действующему непосредственно на щель [5] (стр.123), т.е. исключая площадь отверстия.

Следовательно,

$$z_{o}' = r_{o}' + j\omega m_{o}' = (r_{yo} + j\omega \rho_{yo})V \cdot v_{1}^{2} = \left(\frac{12\mu}{\delta_{0}^{2}} + j\omega\frac{6}{5}\rho_{o}\right)px\delta_{o}\frac{(px)^{2}}{(2p\delta_{o})^{2}} =$$

$$= \left(\frac{3\mu}{\delta_0^3} + j\omega \cdot 0.3\frac{\rho_0}{\delta_0}\right) \cdot px^3, \qquad (2.2.31)$$

где V – объем воздуха в щели, ν_i – коэффициент трансформации при приведении площади стока из щели (2*px*) к площади участка мембраны над щелью (*px*), *p* – длина щели, *x* – ширина щели между соседними канавками, δ_0 – высота зазора, $\rho_0 = 1,23$ кг/м³ – плотность воздуха, $\mu = 1,7 \cdot 10^{-5}$ кг/сек·м – коэффициент вязкости воздуха.

119

Расчет параметров r₂ и m₂ слоя 5 (между двумя половинками неподвижного электрода) также требует пояснений.

Так как отверстия в канавках распределены по задней поверхности неподвижного электрода S_{n_2} (обращенной к щели 5, см. рис.2.10) равномерно, можно считать, что электрод разбит на равные площади стока (по числу отверстий 2n в обеих половинках НЭ). Следовательно, площадь стока S_2 , приходящуюся на одно отверстие, можем найти по формуле

$$S_2 = \frac{S_{\infty}}{2n}$$
. /2.2.32/

Зная раднус отверстия, можем рассчитать полное сопротивление слоя по соответствующим формулам работ [5, 12]:

$$2z_{2} = 2n \left[\frac{6\mu (\pi a_{2}^{2})^{2}}{\pi \delta_{2}^{2}} + j\omega \frac{0.6\rho_{o}(\pi a_{2}^{2})}{\pi \delta_{2}} \right] \cdot \Phi_{2}, \qquad (2.2.33)$$

где $a = \sqrt{S_2 / \pi}$ - эквивалентный радиус площади стока в одно отверстие,

 δ_2 – ширина зазора между половинками НЭ, a_0 – радиус отверстия,

$$\Phi_2 = \ln \frac{a_1}{a_0} - \frac{1}{4} \left[1 - \left(\frac{a_0}{a_2}\right)^2 \right] \cdot \left[3 - \left(\frac{a_0}{a_2}\right)^2 \right].$$

2.3. ОДНОМЕМБРАННЫЕ КОМБИНИРОВАННЫЕ КОНДЕНСАТОРНЫЕ МИКРОФОНЫ БЕЗ ФАЗОСДВИГАЮЩИХ ЦЕПОЧЕК

2.3.1. Физические предпосылки и принципы реализации одномембранного комбинированного микрофона

В конденсаторных микрофонах ненаправленный капсюль получается в том случае, когда неподвижный электрод (НЭ) закрыт со стороны, противоположной мембране, замкнутой полостью, как, например, это показано на рис.2.15,а. Двусторонненаправленный капсюль можно реализовать, например, в конструкции, показанной на рис.2.15,6, где НЭ (представляющий собой диск со сквозными отверстиями) и мембрана помещены в акустически симметричный корпус капсюля, открытый с двух сторон.

Как известно [2, 4, 5, 84], на раннем этапе микрофоностроения односторонняя ХН реализовывалась путем суммирования выходных сигналов ненаправленного и симметричного двунаправленного капсюлей (так называемый электрически комбинированный однонаправленный микрофон). Однако такой способ имеет ряд недостатков:

- невозможность получения в капсюлях с «круговой» и «восьмерочной» направленностью одинаковых амплитудной и фазовой частотных характеристик;
- пространственная несовмещенность капсюлей.

Указанные причины приводили к тому, что хорошую кардиоидную ХН в подобных электрически комбинированных микрофонах удавалось получить только в узком диапазоне частот. По этой причине подобные микрофоны не нашли широкого применения в профессиональных целях. После появления однонаправленных микрофонов с фазосдвигающими акустикомеханическими цепочками (см. разделы 2.1 и 2.2) электрически комбиниро-

ваные микрофоны практически повсеместно были сняты с производства и всезли из эксплуатации.

На современном этапе при использовании методов адекватного матеизгического моделирования микрофонов появилась возможность создания комбинированного одномембранного однонаправленного микрофона без фазосдвигающей цепочки, свободного от перечисленных недостатков. Идея конструкции такого микрофона – совмещение в одном капсюлс свойств двупаправленного и ненаправленного микрофона – схематически показана на рис.2.15,в. Если часть отверстий в НЭ (со стороны, противоположной мембране) закрыть глухой полостью, а часть (со сквозными отверстиями) оставить открытой, то образуются соответственно приемники давления и градиента давления. Их оптимальная комбинация в одном капсюле позволит реализовать любую однонаправленную ХН – кардиоиду, суперкардиоиду, гиперкардиоиду и т.д.

В сравнении с распространенными в настоящее время конструкциями калсюлей (как двухмембранных, так и одномембранных с ФСЦ) предлагаемый капсюль обеспечит ряд технологических преимуществ, главные из которых:

- простота конструкции;
- наличие лишь одной поверхности электрода, требующей высокой точности обработки (для сравнения, в двухмембранных капсюлях необходима высокоточная обработка *шести* поверхностей, в одномембранных – минимум *трех*).

По этим причинам существенно снижаются затраты на его производство, упрощается сборка и настройка капсюля при сохранении высоких и устойчивых электроакустических показателей, что будет способствовать повышению конкурентоспособности предлагаемой модели.

Идея конструкции такого капсюля возникла в результате теоретических и экспериментальных исследований, выполненных нами в начале 80-х годов [1.01, 1.02, 1.10, 1.11]. Не останавливаясь на них подробно, приведем

здесь некоторые соображения и основные результаты, имеющие отношение к рассматриваемым вопросам. В электроде такого микрофона просверливаются сквозные отверстия, с которыми чередуются глухие полости. Вследствие такого чередования при колебаниях мембран образуется два типа воздушных потоков, один из которых связан с движением воздуха через сквозные отверстия, а второй – со стоком в глухие полости. При этом формируются два вида сил, действующих на мембрану: на участках, прилегающих к сквозным отверстиям, образуются силы, вызываемые разностью давлений с двух сторон капсюля, а на смежных (прилегающих к полостям) – силы, обусловленные звуковым давлением.

Принятая в литературе трактовка работы такого микрофона [2, 3, 4, 6, 7] основывается на предположении, что мембрана ведет себя как абсолютно жесткий поршень. Такое предположение позволяет применить принцип векторного суммирования указанных двух типов сил, игнорируя пространственное несовпадение участков их приложения на мембранах, т.е. считать всю группу сил, действующих на каждую из мембран, прилагаемой как бы к одной точке, учитывая лишь направление векторов сил. В этом случае при прямом падении волны обе группы сил действуют на мембрану согласно, т.е. векторы сил складываются, а при действии тыловой волны – вычитаются, в связи с чем, при равенстве абсолютных значений сил, они скомпенсируются и мембрана будет неподвижной, т.е. электрического сигнала на выходе микрофона не будет. Приведенное объяснение принципа действия было названо нами концепцией силовой компенсации.

Основная и очевидная слабость этой концепции заключается в том, что мембрана, представляющая собой распределенную колебательную систему, не является жестким поршнем и может рассматриваться как таковой при выполнении по крайней мере одного важного условия – равномерного распределения возбуждающей силы по поверхности мембраны. В нашем случае его можно считать в какой-то мере выполняющимся для прямой волны, и то при условии, что абсолютные значения градиентных сил и сил давления одинако-

вы. Что касается волны, падающей с тыла, то создаваемые ею силы давления и градиентные силы действуют, во-первых, в противоположных направлениях и, во-вторых, на *разные* участки, смещенные по площади мембраны. При таких условиях распределенная система не может оставаться неподвижной: она будет совершать колебания, приняв колебательную форму, отвечающую характеру распределения сил по ее поверхности. Теория этого явления, физически представляющегося очевидным, приводится в следующем разделе.

2.3.2. Теория колебаний мембраны под действием неравномерно распределенной силы

Предположим, что мембрана находится под действием силы, изменяющейся по величине и направлению действия при перемещении по координатам *r* и *θ*. Функция распределения может быть задана произвольно, так как в реальных условиях она зависит от характера распределения отверстий и полостей по площади электрода. Теоретически эту функцию удобно представить произведением

$$\frac{p_0}{\tau} \cdot J_0\left(n\frac{r}{a}\right) \cdot \cos q\theta,$$

где τ - сила натяжения мембраны, a - её радиус, p_0 - значение давления в центре мембраны, J_0 - функция Бесселя первого рода нулевого порядка, n и q числа, определяющие соответственно радиальный и кольцевой шаги решетки изменения силы.

Тогда уравнение вынужденных колебаний мембраны можно записать в следующем виде:

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial y}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 y}{\partial \theta^{22}} + k^2 y = -\frac{p_0}{\tau} \cdot J_0 \left(n \frac{r}{a} \right) \cdot \cos q \theta \,. \tag{2.3.1}$$

Здесь *у* - комплексная амплитуда смещения точек мембраны, *к* - волновое число.

Так как должно выполняться условие компенсации встречных сил, функция распределения силы в правой части уравнения должна быть подобрана так, чтобы её интегральное значение по площади мембраны равнялось нулю. В принятой цилиндрической системе координат dS = r - dO - dr, так что

$$L = \iint_{a} \frac{P_{o}}{m} \cdot J_{o} \left(\frac{n}{r} \right) \cdot \cos q \theta \cdot dS = \frac{P_{o}}{TO} \int_{a}^{2\pi} \cos q \theta \cdot d\theta \int_{a}^{a} J_{o} \left(\frac{n}{r} \right) \cdot r \cdot dr = 0.$$
 (2.3.2/

Это условие может быть выполнено при соответствующем выборе *n* и *q*. Функция распределения силы выбрана довольно произвольно, так кГк нас интересуют в данном случае не количественные результаты, а аналитическое доказательство принципиальной возможности такого вида колебаний мембраны, о котором говорилось ранее. Поэтому для получения аналитического решения упростим математическую задачу:

1. Рассмотрим случай центральной симметрии, что вполне может соответствовать реальному распределению сил по поверхности мембраны микро-

фона. Тогда cosaO = 1 и $\frac{1}{\partial B^2} = 0$.

2. Ограничимся частотной областью a $< (OQ^{+}$ т.е. областью, в которой мембрана управляется упругостью, обусловленной силой натяжения г, что позволяет пренебречь в уравнении /2.3.1/ инерционным членом κ^{+} у. В данном случае интересна именно эта частотная область, так как на частотах co > o $_o/o^{i}$ форма колебаний мембраны зависит не только от распределения силы, но и от совпадения частоты силы с какой-либо из собственных частот мембраны.

С учётом указанных выше упрощений уравнение /2.3.1 / примет вид

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial y}{\partial r} \right) = -\frac{p_a}{\tau} \cdot J_o \left(n \frac{r}{a} \right).$$
 (2.3.3/

Произведя замену переменной *z = nr/a*, проинтегрируем уравнение /2.3.3/ с учётом граничных условий, отражающих симметрию колебаний мембраны и условие закрепления

$$\frac{\partial y}{\partial r}\Big|_{r=0} = 0 \quad (a), \qquad y\Big|_{r=0} = 0 \quad (b), \qquad /2.3.4/$$

$$r\frac{\partial y}{\partial r} = -\frac{p_0}{\tau} \int_0^r (J_0\left(n\frac{r}{a}\right)rdr = -\frac{p_0}{\tau} \cdot \frac{a^2}{n^2} \int_0^r (J_0(z) \cdot zdz = -\frac{p_0a^2}{\tau \cdot n^2} \cdot z \cdot J_1(z) + c_1 =$$

$$= -\frac{p_{\circ}}{\tau} \cdot \frac{a}{n} \cdot r \cdot J_{\circ}\left(n\frac{r}{a}\right) + c_{\circ}. \qquad (2.3.5)$$

Используя условие /2.3.4,а/ находим, что $c_I = 0$. После новторного интегрирования имеем:

$$y = -\frac{p_{o}}{\tau} \cdot \frac{a}{n} \int_{0}^{r} J_{1}\left(n\frac{r}{a}\right) dr = -\frac{p_{o}}{\tau} \cdot \frac{a^{2}}{n^{2}} \int_{0}^{r} J_{1}(z) dz = \frac{p_{o}a^{2}}{\tau \cdot n^{2}} \cdot J_{o}(z) + c_{2} =$$
$$= \frac{F_{o}}{n^{2}\pi \cdot r} \cdot J_{o}\left(n\frac{r}{a}\right) + c_{2}. \qquad (2.3.6)$$

Применив условие /2.3.4,6/, получим:

$$c_{2} = -\frac{F_{o}}{n^{2}\pi \cdot \tau} \cdot J_{o}(n) \qquad n \qquad y = \frac{F_{o}}{n^{2} \cdot \pi \cdot \tau} \left[J_{o}\left(n\frac{r}{a}\right) - J_{o}(n) \right]. \qquad (2.3.7)$$

Аналогичное решение можно получить, выбрав вместо J₀ любую другую периодическую функцию. При этом изменится лишь шаг решетки сил *n* и распределение её максимумов и минимумов. В данном случае шаг решетки

может быть любым, при выполнении условия /2.3.2/ или в нашем случае

$$\int_{0}^{a} J_{0}\left(n\frac{r}{a}\right) \cdot r \cdot dr = a J_{1}(n) = 0, \qquad (2.3.8)$$

т.е. при *n* = 3,832; 7,016; 10,174 и т.д.

Решение /2.3.7/ означает, что распределение смещений участков мембраны под действием вынуждающей силы, интегральное значение которой равно нулю, повторяет закон распределения силы на поверхности мембраны с изменениями, определяемыми выполнением граничных условий.

Таким образом, теоретические результаты подтверждают высказанное ранее предположение о возможности непоршневых колебаний мембраны в области $\omega < \omega_{0l}$.

Изложенные обстоятельства позволили нам выдвинуть новую трактовку механизма работы комбинированного микрофона, названную нами концепцией электростатической /емкостной/ компенсации. Смысл ее можно пояснить следующим образом. Для возникновения на выходе капсюля переменного напряжения необходимо изменение емкости между мембраной и электродом. При тыловом падении волны различные участки мембраны движутся в противоположных направлениях. Следовательно, когда участки, приближающиеся к электроду, способствуют увеличению мгновенного значения емкости, другие, удаляющиеся, вызывают ее уменьшение. Если прирост и уменьшение емкости происходят на одну и ту же величину, изменения емкости скомпенсируются, общий заряд гальванически связанных участков не изменится и переменное напряжение на выходе не возникнет. Если же прирост и убыль емкости по какой-либо причине неодинаковы, электростатическая компенсация будет лишь частичной и на выходе появится переменное напряжение звуковой частоты.

Описанный механизм электростатической компенсации подсказывает методику её экспериментального доказательства. Если на мембране проис-

ходит взаимная силовая компенсация, то электростатические параметры преобразователя (например, величина площади металлизации мембраны) не могут оказать никакого влияния на характеристику направленности, т.к. силы компенсируются за счёт соответствующего подбора числа отверстий и полостей в электроде. Мембрана при этом будет неподвижной и выходное напряжение не появится при любой площади "пятна" металлизации.

Не так обстоит дело в случае электростатической компенсации. Как правило, распределить равномерно по всей площади электрода отверстия и полости не удаётся. Поэтому при изменении площади "пятна" металлизации будет нарушаться соотношение между суммарными емкостями участков градиента давления и участков давления, в результате чего с изменением площади металлизации будет изменяться степень взаимной компенсации прироста и убыли емкости. Это должно привести к изменению характеристики направленности микрофона от кардиоиды к кругу (если преобладает площадь металлизации, охватывающая ячейки давления) или от кардиоиды к косинусоиде (при преобладании площади, охватывающей ячейки со сквозными отверстиями).

Для экспериментальной проверки изложенных положений было использовано два двухмембранных микрофона МК-13М. Распределение сквозных отверстий и глухих полостей по поверхности НЭ в микрофонах этой модели неравномерно (сквозные отверстия сосредоточены, в основном, в центральной части НЭ, а глухие – по периферии).

По этой причине изменение размеров "пятна" металлизации должно приводить к изменению характеристики направленности микрофона при условии, что справедлива выдвигаемая нами концепция электростатической компенсации. Таким образом, опыты по экспериментальному доказательству предлагаемой трактовки сводятся к снятию частотных характеристик микрофонов под углами падения звука $\theta = 0^\circ$, $\theta = 90^\circ$ и $\theta = 180^\circ$ при разных площадях металлизации мембраны.

Эксперименты проводились в заглушенной камере № 3 ВНИИРПА :

им. А.С. Попова. Частотные характеристики чувствительности снимались при углах падения звука 0°, 90⁰ и 180° согласно действующему в то время ГОСТ 16123-79 [61]. В процессе экспериментов мембраны микрофона заменялись другими с меньшим диаметром "пятна" металлизации. В ходе экспериментов контролировалась емкость капсюля и резонансная частота мембраны. Результаты измерений сведены в таблицу 2.4 и представлены на рис.2.16, где в качестве примера приведены частотные характеристики капсюля № 38 при максимальном и минимальном диаметрах металлизации мембраны.

Как видно из данных таблицы, при уменьшении диаметра металлизации происходит:

а) уменьшение чувствительности микрофона во всем частотном диапазоне;
б) изменение соогношения чувствительностей при углах падения 0°, 90° и 180°: соотношение «фронт-тыл» уменьшается, а «фронт-фланг» растет.

Уменьшение чувствительности является вполне закономерным и обусловлено уменьшением емкости капсюля. Характер же изменения соотношения чувствительностей в направлении 0°, 90° и 180° свидетельствует о том, что характеристика направленности микрофона при уменьшении диаметра металлизации деформируется от кардиоиды к косинусоиде.

Распределение сквозных отверстий и глухих полостей в электродах использовавщихся капсюлей неравномерно: в центральной части площади электрода сосредоточено больше сквозных отверстий, а в периферийной – глухих полостей (см. таблицу 2.4 и рис.2.16). При уменьшении диаметра «пятна» металлизации от 28 до 14 мм число отверстий уменьшается приблизительно в два раза, а полостей – в четыре раза, т.е. происходит относительное увеличение в металлизированной части мембраны числа ячеек - градиентов давления. Одновременно с этим средний перепад чувствительностей «фронт-тыл» в диапазоне 150 – 2500 Гц уменьшается от 18 ÷ 18,5 дБ до 9 ÷ 10,5 дБ, в то время как соотношение «фронт-фланг» увеличивается от 6 дБ до 9,0 ÷ 9,5 дБ, что говорит об изменении ХН от кардиоиды к суперкардиоиде. Это соответствует увеличению градиентного фактора (по сравнению с

Диаметр пятна металлизации, мм			28	23	20	15
Число глухих отверстий, N'			60	49	39	15
Число сквозных отверстий, N''			21	21	21	12
Отношение N'/N''			2,85	2,34	1,86	1,25
Номер частотной характе-		Электрод № 8	1	3	5	7
		Электрод № 38	2	4	6	8
Чувствительность по фронту на 1000 Гц, мВ/Па Электрод № 8 Электрод № 8		Электрод № 8	11,0	10,0	8,0	4,0
		Электрод № 38	13,6	10,0	8,5	5,0
Перепад чувствитель- ностей «фронт-тыл» дБ	На 1000 Гц	Электрод № 8	23	20	15	11
		Электрод № 38	22	18	13	9
	Средний по 4-м часто- там	Электрод № 8	18	16	13	10,5
		Электрод № 38	18,5	14	12	9

Таблица 2.4.

.



Рис. 2.16. Частотные характеристики капсюля M-13M при диаметрах золочения: а)-28 мм; б)-15 мм. 0 дБ соответствует M = 14 мВ/па.



Рис. 2.17. Модель конструкции одномембранного комбинированного микрофона.

фактором давления) приблизительно в два раза, что хорошо согласуется с относительным соотношением числа отверстий и полостей, охватываемых не всей мембраной, а лишь металлизированной (следовательно, заряженной) ее частью.

Таким образом, результаты исследований, как теоретических, так и экспериментальных, позволяют сделать выводы, носящие концептуальный характер, т.е. справедливые для любого конденсаторного микрофона (ДКМ и ОКМ), где относительно независимо функционируют ячейки давления и градиента давлений. Указанные группы ячеек функционируют подобно *независимым* микрофонам, у которых металлические покрытия мембран имеют *гальваническую связь* и работают на *общую* нагрузку. Акустикомеханическое звено такого микрофона *следует моделировать с помощью двух разных эквивалентных схем*. Обоснованию этого вопроса, а также не менее важному вопросу – разделению подмембранных потоков воздуха, посвящены следующие разделы.

2.3.3. Анализ акустико-механического звена одномембранного комбинированного микрофона

На основе качественных трактовок и теоретических исследований, изложенных в разделах 2.3.1 и 2.3.2, нами был предложен и макетно реализован новый тип одномембранного конденсаторного микрофона, схематическая конструкция которого представлена на рис.2.17. Электрод микрофона имеет две группы отверстий: *центральных*, параметры которых (масса и трение) обозначены m_4 и r_4 , и периферийных – m_6 и r_6 . Первые являются сквозными и открывают доступ к задней стороне центральной части мембраны, формируя таким образом градиентную составляющую сил, действующих на мембрану. Вторые соединяют периферийную часть подмембранного объема с замкнуюй кольцевой полостью, гибкость воздуха в которой обозначена c_6 . В соответствии с таким разделением мембрана представлена на рис.2.17 в виде двух

инерционных элементов: центрального диска массой m₁ и периферийного кольца т₂, соединенных между собой гофрированной пружиной с₁. Кольцевой элемент m₂ подвешен по внешнему контуру к корпусу пружиной с₂. Площади S₁ и S₂ центральной и периферийной части, а также импедансы «подпирающих» их элементов подобраны так, что воздух из центральной части подмембранного слоя, обозначенного параметрами т₃, с₃ и r₃, вытесняется при колебаниях мембраны в центральную группу сквозных отверстий, из периферийной части – в периферийные отверстия, выходящие в полость с₆. Кольцевое сечение, разделяющее подмембранный слой на центральную и периферийную части, образуется автоматически в результате импедансов, преодолеваемых потоками воздуха центрального И периферического направлений. Bonpocy определения радиусов колец динамического равновесия посвящен специальный раздел (см. 2.3.4).

Таким образом, в центральной части мембраны со сквозными отверстиями m₄r₄ формируются силы, обусловленные градиентом давления, в периферийной – самим давлением.

В соответствии с рассмотренным механизмом колебаний мембраны и подмембранных структур, единая сила F, действующая на мембрану, разделяется на две силы: F_1 (в центральной части), фаза и величина которой зависят от направления падения звуковой волны, и F_2 (в периферийной части), не зависящую (в опорной области) от направления волны.

На рис.2.18 представлены ЭЭС, отображающие импедансы элементов и структур кансюля, их взаимодействие и работу системы в целом и позволяющие построить адекватную математическую модель акустикомехапической подсистемы кансюля.

Полная ЭЭС (рис.2.18,а) представляет капсюль как единую систему, в которой сила F с помощью трансформаторной связи I разделяется на силу F_1 , обусловленную разностью давлений, и силу F_1 , обусловленную давлением. Каждая из этих сил действует в своей цепи элементов, однако через трансформаторную связь участвует в создании единой средней скорости мембраны

і с определяемой алгебраической суммой частичных скоростей ε΄, и ε΄, (с учетом зависимости фазы и величины скорости ε΄, от направления прихода волвы).

Трансформаторная связь типа I предполагает не только раздельную связь силы $F c F_1$ ' и F_1 '', но и связь сил F_1 ' и F_1 '' между собой. В реальности такая связь исключается образованием контура динамического равновесия. Поэтому более целесообразным и удобным для расчетов является представление акустико-механического звена рассматриваемого микрофона двумя раздельными схемами: для центральной (рис.2.18,6) и периферийной (рис.2.18,в) частей электрода и мембраны (схемы представлены в виде, приведенном через трансформаторы II и III к площадям S_1 и S_2 соответственно центральной и периферийной частей мембраны).

Влияние ряда элементов, учтенных для полноты в схемах (б) и (в), практически не проявляется не только в НЧ и СЧ областях частотного диапазона, но и на высоких частотах. Поэтому при составлении окончательных расчетных схем следует принять во внимание, что практически во всем ЧД калсюля

$$c_1 >> c_6; \quad c_6 >> c_5; \quad r_3 >> 1/(\omega c_1); \quad 1/(\omega c_3) >> r_3;$$

 $1/(\omega c_5) >> \omega m_2; \quad 1/(\omega c_4) >> (\omega m_4)/2; \quad 1/(\omega c_4) >> r_4/2.$

Учитывая эти соотношения, в схемах (б) и (в) можно игнорировать. пибкости c_3 , c_4' и c_5 , а элементы, остающиеся в последовательных цепях, объединить. В результате приходим к двум несложным ЭЭС: (г) – для расчета частотно-пространственной характеристики центральной (градиентной) части; (д) – для периферийной части (приемника давления).

B STHX CXEMAX $m_{14} = m_1 + m_3 + m_4$; $r_{34} = r_3 + r_4$ '; $m_{26} = m_2 + m_5 + m_6$ '; $c_{26} = c_2 c_6 / (c_2 + c_6)$; $r_{56} = r_5 + r_6$ '.



Рис. 2.18. ЭЭС комбинированного одномембранного микрофона (рис. 2.17): а) общая схема; б) и в) - частные схемы для центральной и периферийной частей мембраны; г) и g)-они же в приближенном виде

134

.

Соотношения /2.3.9/ для величин механических и акустических параметров выполняются практически во всех современных моделях широкополосных направленных КМ. Эти вопросы были подробно исследованы нами и результаты опубликованы в работах [1.02, 1.09-1.11]. Тем не менее при проектировании новых моделей следует проверять их выполнение в заданном ЧД, особенно если в реализуемой модели используется мембрана с малым диаметром или сильным натяжением, т.к. параметры, получающиеся при обычных размерах мембраны (диаметр – не меньше 15 мм, материал – полимерная пленка толщиной 3 – 5 мкм, натяжение - слабое), могут существенно (в несколько раз) отличаться от таковых при использовании малых размеров и сильном натяжении.

2.3.4. Граница динамического равновесия

Между ненаправленной и градиентной частью НЭ рассматриваемого микрофона должна существовать граница, которую будем называть границей *динамического равновесия*. Ее положение должно изменяться в зависимости от типа XH, которую желательно получить.

Введем понятие радиуса линии динамического равновесия – это радиус окружности, в пределах которой (ввиду равенства механических сопротивлений слоя воздуха в обоих направлениях) частицы воздуха остаются неподвижными [12]. По линии этой окружности будет распределяться воздушный поток, образующийся при колебаниях мембраны. В нашем случае часть его будет уходить на периферию НЭ, обеспечивая работу ненаправленной части капсюля, а часть – стекать в центральные отверстия, формируя его градиентную часть. В дальнейшем все величины, относящиеся к расчету центральной (градиентной) части и периферийной (давления), будем индексировать соответственно буквами «ц» и «п».

Рассмотрим сначала простейший случай, приняв мембрану за жесткий поршень с равномерно распределенным по поверхности смещением. В каче-

стве вычисляемой XH примем кардиоиду. Чувствительности периферийной (рис.2.17) и центральной (градиентной) частей выразятся соответственно соотношениями

$$M_{o} = \frac{S_{a} \cdot c_{v} \cdot U_{o}}{\delta_{1}}, \qquad M_{o} = \frac{S_{a} \cdot \tau_{a} \cdot U_{o}}{\delta_{1} \cdot r_{1}}, \qquad (2.3.10)$$

где c_v – гибкость объема, U_0 – поляризующее напряжение, S_n и S_u – площади соответственно периферийной и центральной частей электрода, $\tau_d = d/c_0$ – время базовой задержки (d – размер базы, c_0 – скорость звука).

Если считать условие равной чувствительности ($M_0 = M_8$) выполняющимся при равенстве площадей $S_n = S_y$, то можем написать

$$\frac{S_n \cdot c_v \cdot U_0}{\delta_1} = \frac{S_n \cdot \tau_d \cdot U_0}{\delta_1 \cdot r_1} \Longrightarrow c_v \cdot r_1 = \tau_d.$$
 (2.3.11/

Обозначим радиус динамического равновесия a_{∂} , полный радиус электрода – a. Тогда $S_{a} = S_{a} = \pi (a^{2} - a_{\partial}^{2}) = \pi a^{2}/2$, откуда следует, что

$$a_{o} = a/\sqrt{2}$$
. /2.3.12/

Однако в общем случае равенство площадей не является гарантией одинаковости чувствительностей. Поэтому с более корректной позиции следует принять, что чувствительности при этом будут находиться в некотором соотношении *H*, т.е.

$$H = M_{*} / M_{\circ}$$
 или $H = \tau_{d} / (r_{v}c_{v}).$ /2.3.13/

Назовем эту величину относительной производительностью гради-

ентной части капсюля (в сравнении с неградиентной частью). Поскольку при выводе /2.3.13/ принято $S_n = S_q$, физически величину *H* можно трактовать как число, выражающее чувствительность единицы площади градиентной части капсюля через таковую неградиентной части.

Для получения кардиоидной XH должно выполняться условие $M_{\partial}S_{4} = -M_{\partial}S_{n}$. Следовательно,

$$\frac{S_{*}}{S_{*}} = \frac{M_{*}}{M_{*}} = \frac{1}{H}$$
 или $S_{*} = \frac{S_{*}}{H} \implies a_{*} = \frac{a}{\sqrt{1+H}}$. /2.3.14/

Рассмотрим теперь случай непоршневого движения мембраны. Ввиду неодинакового смещения мембраны на разных участках необходимо рассматривать не равенство площадей, а равенство объемных смещений, вычисляемых с помощью функции распределения смещения элементарных колец мембраны по координате r [5]: $\xi = \xi_0 (1 - r^2/a^2)$.

Производя интегрирование по поверхности, найдем объемное смещение центральной и периферийной частей мембраны:

$$V_{q} = \int_{0}^{a_{q}} \xi \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot r_{s} \cdot dr_{s} = 2\pi \cdot \xi_{0} \cdot \frac{a_{o}^{2}}{4} \left(2 - \frac{a_{o}^{2}}{a^{2}}\right), \qquad (2.3.15,a)$$

$$V_{a} = \int_{a_{0}}^{b} \xi \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_{a} \cdot dr_{a} = 2\pi \cdot \xi_{0} \cdot \left(\frac{a^{2}}{4} - \frac{a^{2}}{2} + \frac{a^{4}}{4a^{2}}\right) = 2\pi \cdot \xi_{0} \cdot \frac{a^{2}}{4} \left(1 - \frac{a^{2}}{a^{2}}\right)^{2} \cdot (2.3.15, 6/16)$$

Пусть требуемая характеристика направленности – кардиоида, т.е. периферийная и центральная части имеют равную производительность. Для начала примем, что чувствительности обеих частей равны. Тогда должны быть равны и объемные смещения.

137

ł

$$V_{a} = V_{a} \implies 2\pi\xi_{a} \left(\frac{a^{2}}{4} - \frac{a^{2}_{a}}{2} + \frac{a^{4}_{a}}{4a^{2}}\right) = 2\pi\xi_{a} \left(\frac{a^{2}_{a}}{2} - \frac{a^{4}_{a}}{4a^{2}}\right),$$
$$\frac{a^{2}}{4} = a^{2}_{a} - \frac{a^{4}_{a}}{2a^{2}} \quad \text{WIM} \quad a^{4}_{a} - 2a^{2} \cdot a^{2}_{a} + a^{4}/2 = 0.$$

Примем $a_{\partial}^2 = x$ и решим уравнение $x^2 + px + q = 0$, т.е. $x^2 + 2a^2x + a^4/2 = 0$. Решение имеет вид

$$x_{1,2} = -\frac{p}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{p}{2}\right)^2 - q} = a^2 \left(1 \pm \frac{1}{\sqrt{2}}\right).$$

Выбирая отрицательное решение как единственное, имеющее физический смысл, заменив x на a^2 , получаем относительно a_d следующее решение:

$$a_a = a\sqrt{1 - 1/\sqrt{2}} \approx 0.54a$$
. /2.3.16/

Найдем теперь соотношение площадей периферийной S_n и центральной (градиентной) S_4 частей мембраны, к которым должны приводиться все акустико-механические параметры соответственно составляющих давления и градиента давления. Воспользовавшись /2.3.16/, получим

$$\frac{S_n}{S_n} = \frac{1}{\sqrt{2}-1} \approx 2,41.$$

Аналогичным образом найдем отношение площадей периферийной и центральной частей мембраны к ее площади в целом:

$$\frac{S_n}{S} = \frac{1}{\sqrt{2}} \approx 0.707$$
 (a), $\frac{S_n}{S} = \left(1 - \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \approx 0.293$ (6). /2.3.17/

Естественно, эквивалентные смещения периферийной ξ_n и центральной ξ_q частей мембраны в нашем микрофоне (см. рис.2.17) будут отличаться от жвивалентного смещения мембраны в целом [5] (т.е. от $\xi_s = \xi_0/2$). Очевидно также, что эти смещения при равной производительности должны быть обратно пропорциональны их части площади при поршневом приближении (где справедливо $S_n = S_q = S'/2$), т.е.

$$\frac{\xi_{s}}{\xi_{s}} = \frac{0.5}{0.293} \approx 1.71$$
 (a), $\frac{\xi_{\pi}}{\xi_{s}} = \frac{0.5}{0.707} = 0.707$ (6). /2.3.18/

Соответственно коэффициент электромеханической связи для центральной части будет 1,71, а для периферийной 0,71 от U₀/ωδ₁. В этом случае чувствительности центра и периферии будут соответственно равны:

$$M_{s} = \frac{\tau_{s} S U_{o}}{2r_{i} \delta_{1}}$$
 (a), $M_{o} = \frac{S c_{\nu} U_{o}}{2 \delta_{1}}$ (6). /2.3.19/

Учтем теперь возможное неравенство производительностей центральной и периферийной частей, выраженное соотношением /2.3.13/. Тогда для выполнения условия равенства чувствительностей при получении кардиоидной XH следует, что коэффициент относительной производительности $H = = \frac{1}{V_y}/V_n$. Тогда

$$H \cdot 2\pi \cdot \xi_{\circ} \cdot \left(\frac{a_{\circ}^{2}}{2} - \frac{a_{\circ}^{4}}{4a^{2}}\right) = 2\pi \cdot \xi_{\circ} \left(\frac{a^{4}}{4} - \frac{a_{\circ}^{2}}{2} + \frac{a_{\circ}^{2}}{4a}\right),$$
$$\frac{a_{\circ}^{4}}{4a^{2}} (1+H) - \frac{a_{\circ}^{2}}{2} \cdot (1+H) + \frac{a^{2}}{4} = 0, \qquad a_{\circ}^{4} - 2a^{2}a_{\circ}^{2} + \frac{a^{4}}{(1+H)} = 0.$$

Решая эти уравнения, получаем окончательное выражение для вычисжния радиуса динамического равновесия при неравных производительно-

стях составляющих кансюля;

$$a_{\alpha} = a \left[1 - \sqrt{\frac{H}{1+H}} \right]^{\frac{1}{2}}.$$
 /2.3.20/

Индекс «к» введем здесь, чтобы отличить два разных радиуса динамического равновесия – для кардиоиды (к) и суперкардиоиды (с).

Рассмотрим случай, когда требуемая XH — супсркардиоида, т.е. $V_y = 2V_n$. Учитывая производительности составляющих, можем записать

$$HV_{q} = 2V_{p}, \quad H\left(\frac{a_{\infty}^{2}}{2} - \frac{a_{\infty}^{4}}{4a^{2}}\right) = 2\left(\frac{a^{2}}{4} - \frac{a_{\infty}^{2}}{2} + \frac{a_{\infty}^{4}}{4a^{2}}\right), \quad a_{\infty}^{4} - 2a^{2} \cdot a_{\infty}^{2} + \frac{2a^{4}}{2+H} = 0.$$

Решение этого уравнения имеет вид

$$a_{\alpha} = a \left[1 - \sqrt{\frac{H}{2+H}} \right]^{\frac{1}{4}}.$$
 (2.3.21/

При равенстве производительностей, т.е. H = 1, формула /2.3.20/ приводится к виду /2.3.16/. При H > 1 величина a_0 меньше, чем это следует из /2.3.16/, при H < 1 – больше. Это согласуется с физическим смыслом, т.е. если производительность градиентной части выше, то для нее следует оставлять меньшую площадку, чем получаемую по формуле /2.3.16/. При равной производительности двух частей площади мембраны, подставив H = 1 в. /2.3.21/, получим

$$a_{\alpha} = a \sqrt{1 - \frac{1}{\sqrt{3}}} \approx 0,65a$$
. /2.3.22/

Сравнив результат /2.3.22/ с /3.3.16/, видим, что для получения XH "суперкардиоида" в рассматриваемом типе микрофона величина центральной

шощадки должна быть больше (*a_{dc}* = 0,65*a*), чем для ХН "кардиоида" (*a_к* = 40,54*a*) (при одинаковой производительности составляющих в том и другом случае).

Аналогичным образом могут быть найдены радиусы динамического равновесия a_0 мембраны и НЭ для любой наперед заданной ХН и выбранного из предварительного расчета оптимального соотношения производительностей составляющих градиента и давления. Покажем это.

Пусть заданная ХН выражается известным соотношением

$$R(\theta) = \frac{1}{1+B}(1+B\cos\theta).$$
 (2.3.23/

Чувствительность составляющих соответственно:

J

$$M_{\circ}=\frac{1}{1+B}, \qquad M_{\circ}=\frac{B}{1+B}.$$

Известно также, что оптимальная, с точки зрения получения требуемой ЧХЧ, производительность составляющих градиента и давления согласно /2.3.13/ и условию /2.3.23/: $HV_y = BV_n$. Откуда, воспользовавшись условиями /2.3.15/, имеем

$$H\left(\frac{a_{\delta}^{2}}{2}-\frac{a_{\delta}^{4}}{4a^{2}}\right)=B\left(\frac{a^{2}}{4}-\frac{a_{\delta}^{2}}{2}+\frac{a_{\delta}^{4}}{4a^{2}}\right),$$

HITH $a_{\delta}^{4}\left(\frac{H+B}{H}\right) - 2a^{2}\left(\frac{H+B}{H}\right)a_{\delta}^{2} + \frac{B}{H}a^{4} = 0.$

Решив его, получаем обобщенное выражение для вычисления радиуса окружности динамического равновесия при произвольно заданной XH:

$$a_{a} = a \left[1 - \sqrt{\frac{H}{H+B}} \right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (2.3.24/

142

В частных случаях это выражение преобразуется при H = B = 1 к виду /2.3.16/, при $B = 1 - \kappa$ виду /2.3.20/, при B = 2 - к виду /2.3.21/.

Таким образом, полученное соотношение является универсальным, т.к. позволяет по любой заданной XH найти величину площадей градиентной части капсюля S_{u} и части давления S_{n} . Все акустико-механические параметры составляющих градиента и давления должны быть приведены к соответствующим площадкам мембраны. Аналогичным образом (см. /2.3.17/ и /2.3.18/) можно найти эквивалентные смещения центральной ζ_{u} и периферийной ζ_{n} частей мембраны.

Формулы, необходимые для расчета АМП градиентной и ненаправленной части микрофона, а также их частотных характеристик, здесь не приводятся, т.к. они являются частными случаями от расчета однонаправленного микрофона (см. раздел 2.1) и их вывод не представляет существенных трудностей.

2.4. ТЕОРИЯ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОСТРОНАПРАВЛЕННЫХ МИКРОФОНОВ ИНТЕРФЕРЕНЦИОННОГО ТИПА

2.4.1. Краткий обзор остронаправленных систем

В случаях, когда нет возможности применить микрофон в непосредственной близости от источника сигнала, в условиях повышенных внешних шумов и т.п. применяют остронаправленные микрофоны или микрофонные устройства. Их используют в звукозаписи (натурные съемки, голоса живой природы, студии кино и телевидения и т.д.), при репортажах с мест событий, в системах звукоусиления, в специальных целях.

В соответствии с международными и отечественными стандартами [61, 62, 87] "остронаправленными" принято называть микрофоны, у которых коэффициент направленности $\Omega > 4$ (соответственно индекс направленности $I_{s} > 6$ дБ).

143

Острая ХН практически реализуется тремя различными способами.

Фокусирующие микрофоны рефлекторного типа.

В таких микрофонах капсюль, имеющий собственную ненаправленную нли однонаправленную XH (чаще - субкардиоиду), помещается в фокусе параболического отражателя [4, 71, 84], фронтальной поверхностью к параболе. Наиболее полно теория таких систем представлена в работе [71]. Эти микрофоны имеют довольно узкое применение (например, запись голосов штиц в природе) из-за присущих им принципиальных недостатков:

- сильной неравномерности ЧХЧ, которая имеет подъем с ростом частоты примерно 6 дБ на октаву;
- частотной зависимости XH, изменяющейся от практически ненаправленной на HЧ до узкого лепестка на ВЧ;
- больших размеров, особенно поперечных, так как система начинает работать как направленная, когда ее диаметр становится больше длины звуковой волны.

Поэтому при реализуемых размерах (диаметр от 0,3 до 1 м) такая система не позволяет в НЧ части спектра выделить полезный сигнал на фоне шумов.

Остронаправленная система биградиентного типа.

Такую систему иначе называют приемником "градиента второго порядка" [4, 5, 84]. Эта система представляет собой группу из двух идентичных пространственно разнесенных на расстояние Н и соосно ориентированных микрофонов (или капсюлей) с восьмерочной, кардиоидной или другими однонаправленными ХН. Электрически такую пару включают встречно. На рис.2.19 представлена структурная схема такой приемной системы. Подробнее она будет рассмотрена ниже. Здесь отметим, что ЧХЧ такой системы будет линейна относительно частоты на НЧ (пропорционально частоте возрастать) и достигать максимума на частоте, соответствующей $h = \lambda/2$. ХН бикардиоидной системы в указанном диапазоне выражается формулой

$$R(\theta) = \frac{1}{2}(1 + \cos\theta)\cos\theta.$$

На более высоких частотах ЧХЧ представляет собой "гребенку" с максимумами на частотах, соответствующих $h = (2N + 1) \cdot \lambda/2$, и минимумами при $h = 2N \cdot \lambda/2$ (где N = 0, 1, 2...), в ХН появляются боковые лепестки. Чтобы избежать "гребенки" на ВЧ, один из микрофонов пары отключают с помощью фильтра низких частот (ФНЧ) с частотой среза около $f_c = V_0/2h$. Поэтому ЧХЧ и ХН такой системы на ВЧ определяются индивидуальными характеристиками микрофона. Основными недостатками такой системы, из-за которых они не нашли широкого применения, являются:

- неравномерный характер ЧХЧ и узкий диапазон частот;
- частотнозависимый характер XH, приобретающей на BЧ боковые лепестки, а при отключении одного из микрофонов – расширяющейся.

Наиболее распространенными среди остронаправленных систем являются микрофоны "бегущей волны", иначе называемые интерференционными или просто "пушками". Устройство такого микрофона и общие принципы работы достаточно подробно описаны в литературе [3, 4, 5, 34, 70]. В современном виде он состоит из трубки с отверстиями (или прорезями), на заднем торце которой расположен капсюль, обычно электродинамического или конденсаторного типа. Схематически такой микрофон изображен на рис.2.20. Отверстия в трубке - звукопроводе закрывают тканью или пористым материалом, акустическое сопротивление которого возрастает по мере приближения к капсюлю. В некоторых конструкциях прибегают также к постепенному уменьшению диаметров отверстий, что позволяет, во-первых, выровнять амплитуды парциальных звуковых давлений, поступающих в трубку из разных отверстий и претерпевающих затухание по мере движения к мембране, и, вовторых, избежать резких резонансных явлений, связанных с отражением волны в трубке от боковых отверстий и мембраны, приводящим к интерференционным пикам и провалам частотной характеристики.
2.4.2. Теория комбинированного интерференционного микрофона с однонаправленным капсюлем

Для сохранения взаимосвязи теории рассматриваемого здесь микрофона "бегущей волны" с капсюлем кардиоидного типа и общей теории интерференционных акустических антени повторим кратко известные теоретические положения [5].

Согласно рис.2.20,а звуковая волна, падающая на рассматриваемую систему под углом θ к оси трубки, достигнет *i*-го отверстия с разностью хода $(i - 1) \cdot d \cos \theta$ (считая первым отверстие, ближайшее к капсюлю). Для достижения диафрагмы волна, проникшая через это отверстие, должна пройти внутри трубки расстояние $(n - i) \cdot d$, где d – шаг отверстий, n – общее число отверстий.

Следовательно, давление у диафрагмы от волны, проникшей из i-ой приемной точки, выразится соотношением

$$p_{i} = p_{m} e^{j[\omega - (n-1)kd]} \cdot e^{j(r-1)kd(1-\cos\theta)}.$$

Полное давление, действующее на диафрагму приемника, выразится суммой составляющих от i = 1 до i = n:

$$p = p_{m} e^{j(\alpha - kH)} \sum_{i=1}^{n} e^{j(i-1)kd(1-\cos\theta)}, \qquad (2.4.1)$$

где d – расстояние между отверстиями, $H = (n - 1) \cdot d$ – длина антенны, p_m – амплитуда парциальной звуковой волны, $k = \omega/c_0$ – волновое число. Обозначим $u = kd(1 - \cos\theta)$. Последовательность величин $e^{i(i - 1)u}$ есть геометрическая прогрессия со знаменателем e^{iu} , так что

$$\sum_{i=1}^{n} e^{j(i-1)u} = \frac{e^{juu} - 1}{e^{ju} - 1} = \frac{\sin nu/2}{\sin u/2} \cdot e^{j(n-1)u/2}.$$



Рис.2.19. Структурная схема бикардиоидной приемной системы: (a) – схема; (б) - результирующая XH



Рис.2.20. Иллюстрации к вычислению геометрической разности хода системы «направленный капсюль – антениа бегущей волны»: (а) – для произвольного угла θ , (б) – для $\theta=0^{\circ}$; (в) – для $\theta=90^{\circ}$; (г) для $\theta=180^{\circ}$.

Использование этого преобразования в /2.4.1/ приводит к общему выражению для угловой зависимости суммарного давления парциальных звуковых волн, действующих на фронтальную сторону мембраны капсюля при угле падения θ .

$$P_{e}(\theta) = p_{e} e^{(\omega - t/t)} \cdot e^{-1/(n-1)t/2} [(\sin nu/2)/(\sin u/2)] + \frac{12.4.21}{(2.4.21)}$$

Введенные для Н и и выражения преобразуют /2.4.2/ к виду:

$$p_{\phi}(\theta) = p_{\bullet} \cdot e^{j\omega t} e^{-jk t \left(1 - \cos\theta\right)/2} \cdot \sin\left[nkd(1 - \cos\theta)/2\right]/\sin\left[kd(1 - \cos\theta)/2\right]. \quad (2.4.3)$$

При $\theta \to 0^{\circ}$, $(1 - \cos\theta) \to 0$ и $u \to 0$ функция $((\sin nu/2)/(\sin u/2)) \to n$, отсюда $|p(0^{\circ})| = p_{\pi}n$. Следовательно, XH такого микрофона (без учета действия второго входа капсюля) имеет вид:

$$R(\theta) = \left| p(\theta) / p(0^{\circ}) \right| = \sin[nkd(1 - \cos\theta) / 2] / n \cdot \sin[kd(1 - \cos\theta) / 2]. \quad (2.4.4)$$

Если шаг d выбран существенно меньше, чем половина длины звуковой волны на верхней граничной частоте, и n достаточно велико $(n \to \infty)$, то

$$sin[n \cdot kd(1 - \cos\theta)/2] \approx sin[kH(1 - \cos\theta)/2],$$
$$n \cdot sin[kd(1 - \cos\theta)/2] = n \cdot kd(1 - \cos\theta)/2 \approx kH(1 - \cos\theta)/2. \qquad (2.4.5)/2$$

Такую антенну можно считать сплошной, а ее XH выразится соотношением

$$R(\theta) = \frac{2\sin[kH(1-\cos\theta)/2]}{kH(1-\cos\theta)}.$$
 (2.4.6/

Поскольку $k = \omega c_0$, то знаменатель этого выражения представляет со-

бой линейную функцию частоты, в связи с чем боковых максимумов, равных основному, возникнуть не может. Основной же "лепесток" может сформироваться лишь при условии $H \ge \lambda$. В эксплуатации трубки длиной более 1 м не применяются. Поэтому нижняя граница направленного действия составляет обычно $f_n = 300$ Гц и выше. Для улучшения направленности на более низких частотах прибегают к использованию капсюлей с односторонней направленностью, реализуемых традиционным способом, т.е. с использованием второго входа (см. п.2.1 и табл.2.1).

Однако опыт разработок интерференционных микрофонов показал, что при использовании сочетания "однонаправленный капсюль + интерференционная антенна" в области НЧ (H < λ) получение XH, определяемых для свободного капсюля соотношениями коэффициентов, приводимых в табл.2.1, требует пересмотра в сторону расширения, т.е. получения более "тупой" начальной XH. Это обстоятельство, практически хорошо известное разработчикам, не имеет теоретического объяснения. Ниже мы приводим наш анализ, восполняющий этот пробел [1.30, 1.31].

Приняв для области НЧ

$$\frac{\sin nu/2}{\sin u/2} = \frac{nu}{u} = n$$

и учитывая /2.4.5/, можем выразить суммарное давление парциальных волн, приходящих от всех отверстий к фронтальной стороне диафрагмы капсюля, как

$$p_{\phi} = n \cdot p_{m} e^{j\omega} \cdot e^{-jkH} \cdot e^{-jkH(1 \cdot \cos\theta)/2} = p_{1} \cdot e^{-jkH(1 + \cos\theta)/2}, \qquad (2.4.7)$$

где $p_i = n \cdot p_m e^{j\omega t}$.

Для звукового давления, действующего на отверстия второго входа (при падении волны под углом θ к оси микрофона), согласно рис.2.20,а можем написать

149
$$p_{z} = p_{1} \cdot e^{-ik(H+h)\cos\theta}$$
. /2.4.8/

Следовательно, давление, действующее на тыльную сторону диафрагмы капсюля через его фазосдвигающую цепочку с фазовой задержкой φ , выразится соотношением

$$p_{\tau} = p_{1} \cdot e^{-j\varphi^{\tau}} = p_{1} \cdot e^{-j[k(H+h)\cos\theta + \varphi^{\tau}]} = p_{1} \cdot e^{-j\omega[(\tau_{H} + \tau_{h})\cos\theta + \tau_{\tau_{0}}]}.$$
 (2.4.9/

Здесь τ_n и τ_h – время задержки на геометрических базах H и h, τ_{rc} – структурнос время задержки в капсюле. Согласно принятым в п.2.1 обозначениям

$$\tau_{H} = H/c_{o}, \quad \tau_{h} = h/c_{o}, \quad \tau_{re} = rc,$$
 (2.4.10/

где c_0 – скорость звука в воздухе.

Введем понятие эквивалентной геометрической разности хода $d_{M}(\theta)$ для микрофона в целом, т.е. системы "капсюль + трубка". С этой целью определям разность давлений, действующих между фронтальной стороной диафрагмы и корпусными отверстиями капсюля, т.е.

$$p_{\phi} - p_{2} = jk \cdot d_{\mu}(\theta) \cdot p_{1} = p_{1} \cdot \left[e^{-jkH(1+\cos\theta)/2} - e^{-j(H+k)\cos\theta}\right] \approx$$
$$\approx p_{1} \cdot \left[1 - j\frac{k}{2} \cdot H(1+\cos\theta) - 1 + jk(H+k)\cos\theta\right] =$$
$$= jk \cdot p_{1}\left[H(\cos\theta - 1)/2 + h\cos\theta\right].$$

Отсюда следует, что

$$d_{\star}(\theta) = \frac{H}{2}(\cos\theta - 1) + h\cos\theta \,. \qquad (2.4.11)$$

Полученное выражение (для эквивалентной геометрической базы системы "капсюль + трубка") позволяет объяснить явление обострения XH кап-

ł.

сюля вследствие влияния интерференционной антенны. Для этого рассмотрим изменение $d_{M}(\theta)$ при разных углах падения волны:

$$d_{\mu}(\theta = 0^{\circ}) = h,$$
 /2.4.12/

$$d_{\mu}(\theta = 90^{\circ}) = H/2,$$
 /2.4.13/

$$d_{\mu}(\theta = 180^{\circ}) = II + h.$$
 /2.4.14/

Эти соотношения очевидны из рис.2.20,6, в и г: при $\theta = 0^{\circ}$ парциальные волны достигают фронтальной поверхности диафрагмы в одной и той же фазе, при $\theta = 90^{\circ}$ величина d_{\varkappa} является средним арифметическим расстояний от всех отверстий трубки и, наконец, при $\theta = 180^{\circ}$ величина d_{\varkappa} складывается из геометрической базы *h* капсюля и средним арифметическим двойных расстояний от отверстия до диафрагмы (до отверстия – с наружной стороны, и до диафрагмы – с внутренней стороны трубки).

Соотношение /2.4.11/ для эквивалентной геометрической базы позволяет найти аналитическое выражение XH системы "капсюль + трубка" на низких частотах. С этой целью в преобразованиях, аналогичных /2.4.7/ - /2.4.11/, следует вместо p_2 использовать давление p_T , действующее на диафрагму с задней стороны, введя тсм самым структурное запаздывание τ_{rc} , определяемое формулой /2.10/. Тогда

$$R(\theta) = \frac{M(\theta)}{M(0^\circ)} = \frac{p_{\theta}(\theta) - p_{\tau}(\theta)}{p_{\phi}(0^\circ) - p_{\tau}(0^\circ)} = \frac{\tau_{\kappa} + \tau_{\mu}/2 \cdot (1 - \cos\theta) + \tau_{\mu}\cos\theta}{\tau_{\kappa} + \tau_{\mu}}, \quad /2.4.15/$$

где $M(\theta)$ и $M(0^{\circ})$ – чувствительность микрофона при падении звука под углами θ и 0°.

Воспользовавшись /2.4.15/, найдем выражения для перепада чувствительностей «фронт-флани» и «фронт-тыл» :

$$\frac{M(0^{\circ})}{M(90^{\circ})} = \frac{\tau_{\kappa} + \tau_{s}}{\tau_{\kappa} - 1/2 \cdot \tau_{\mu}}, \qquad (2.4.16)$$

$$\frac{M(0^{\circ})}{M(180^{\circ})} = \frac{\tau_{n} + \tau_{k}}{\tau_{n} - (\tau_{n} + \tau_{k})}.$$
 /2.4.17/

Обычно от капсюля на НЧ стремятся получить максимально возможные «перепады» чувствительностей (0° - 90°) и (0° - 180°), что соответствует значению коэффициента направленности $\Omega \approx 4$ и перепадам чувствительностей $M(0^\circ)/M(90^\circ) \approx M(0^\circ)/M(180^\circ) = 3$. Подставив последнее значение в 2.4.16/, получим требуемое для такого капсюля время структурной задержки:

$$\tau_{m} = \frac{1}{2} \left(\tau_{h} + \frac{3}{2} \tau_{H} \right).$$
 /2.4.18/

Подстановка этого значения в /2.4.17/ позволяет получить ожидаемую кличину перепада «фронт-тыл» в системе «капсюль + трубка», равную

$$\left|\frac{M(0^{\circ})}{M(180^{\circ})}\right| = \frac{|3(H/2+h)|}{|-(H/2+h)|} = 3,$$

т.е. такую же, как для перепада «фронт-фланг».

Воспользовавшись соотношением /2.4.18/, можем также сравнить величины времени структурной задержки, необходимого для получения аналогичных зарактеристик перепада для микрофона "бегущей волны" и отдельно его кап-

$$\frac{\tau_{\kappa}}{\tau_{\kappa}'} = \frac{3}{2} \cdot \frac{H}{h} + 1.$$
 (2.4.19)

Из этого соотношения следует, что чем длиннее трубка микрофона "бегущей юлны", тем большей (для получения приемлемой XH на низких частотах)

должна быть величина времени структурной задержки со стороны второго входа капсюля. В подавляющем большинстве капсюлей микрофонов нет возможности оперативно менять величину гибкости воздуха внугреннего объема. Это означает, что с увеличением длины акустической антенны пропорционально ей должно увеличиваться активное сопротивление второго акустического входа. Тот же качественный вывод можно сделать, задавшись получением на низких частотах кардиоиды или гиперкардиоиды, хотя аналитическое выражение будет несколько отличаться от /2.4.19/.

Рассмотрим еще одну проблему, касающуюся остронаправленных микрофонов с антенной типа бегущей волны, также совершенно не освещенную в литературе, а именно - осевую симметрию их ХН. В нашей работе [1.22] уже было показано, что угловая зависимость и симметрия ХН реальных моделей односторонненаправленных микрофонов может достаточно сильно отличаться от классических представлений о ХН, определяемых формулой /2.3.23/. Так, симметрия ХН в значительной мере определяется соотношением продольного расстояния от первого до второго акустического входа и поперечных размеров (диаметра) микрофона, а также конструктивным оформлением второго акустического входа.

Как правило, асимметрия XH микрофона является в эксплуатация крайне нежелательным фактором, особенно, когда она проявляет себя неожиданно. Например, когда в настроенной системе звукоусиления (СЗУ) при незначительном повороте или смещении микрофона проявляется паразитная акустическая обратная связь (АОС) в виде гудения или "подзвона". В отдельных случаях асимметрия XH может являться и положительным фактором, например, когда требуется узкая XH в вертикальной плоскости и довольно широкая в горизонтальной. В качестве примера можно привести вариант настольного или трибущого микрофона, в котором сужсние XH в вертикальной плоскости позволяет уменьщить влияние первых сильных отражений от поверхностей стола, трибуны или потолка на частотную характеристику звукового тракта и тем самым повысить устойчивость СЗУ к АОС. Но и этог

случай предполагает, что специалистам, использующим микрофон, известно описанное его свойство, исключающее возможность поворота его корпуса вокруг базовой оси. В горизонтальной плоскости чрезмерное сужение XH вызывает оперативные эксплуатационные неудобства: даже при незначительном смещении головы оратора с оси микрофона происходит заметное изменение как уровня сигнала, так и его тембра.

Указанные неприятности могут проявляться в интерференционных инкрофонах в большей степени, чем в обычных однонаправленных, т.к. акиметрия их ХН в определенных условиях может быть выражена значительно сильнее. Поясним сказанное с помощью рис.2.21, на котором изображены три возможных варианта падения звуковой волны на микрофон под угтом $\theta = 90^{\circ}$ к его акустической оси и при разном (по окружности трубки) положении отверстий: а – "лобовом" (со стороны падения волны); б – боковом (скользящая волна); в – тыловом (зона "тени" от трубки). Из сравнения вариантов видно, что все парциальные давления при повороте трубки вокруг базовой оси проходят расстояния, варьирующиеся в зависимости от углового положения отверстий: от вычитания радиуса (считая основным расстояние до оси трубки) до его прибавления. Поэтому к выведенной ранее формуле /24.13/ следует сделать поправки на величину радиуса трубки *а* в зависимости от поворота ее вокруг оси:

$$d(90^\circ) = \frac{H}{2} - \cos \varphi \cdot a$$
, /2.4.20/

где φ - угол между осями отверстий и направлением прихода волны. Очевидно, что при изменении φ от 0° до π коэффициент при *а* изменяется от (-1) до 1.

Поскольку по круговому контуру капсюля отверстия второго входа располагаются равномерно, будем считать, что расстояние, проходимое тыловой волной p_{τ} , от угла ϕ не зависит и фазовый сдвиг его при $\theta = 90^{\circ}$ определяется лишь структурным временем запаздывания τ_{rc} . Повторив

преобразования, проделанные при выводе формулы /2.4.16/, получим

$$\frac{M(0^\circ)}{M(90^\circ)} = \frac{\tau_{\pi} + \tau_{\lambda}}{\tau_{\pi} - 1/2 \cdot \tau_{\mu} + \cos\varphi \cdot a}.$$
(2.4.21/

2.4.3. Экспериментальная проверка теоретических результатов

Для экспериментальной проверки теоретических результатов предыдущего раздела был выбран микрофон С580Е1, серийно выпускаемый фирмой АКС. Это относительно небольшой (Ø 13 x 120 мм без держателя) конденсаторный микрофон с интерференционной трубкой длиной около 90 мм (т.е. $H = \lambda/4$ приблизительно на частоте 1000 Гц), предназначенный для конферени-систем, лекций и т.п., т.е. в основном для систем речевого звукоусиления. Отверстия в интерференционной трубке-звукопроводе располагаются с одной ее стороны, как и в ряде других моделей подобных микрофонов этой фирмы. Поэтому этот микрофон был типичным и удобным примером для наших исследований. Рекламные данные фирмы АКС по типовой частотной характеристике чувствительности и направленности представлены на рис.2.22. Эксперименты проводились в звукомерной заглушенной камере фирмы «Неватон». Запись ЧХЧ производилась на расстоянии 1 м от микрофона до источника сигнала - измерительного громкоговорителя (рабочее расстояние для этого микрофона по рекомендациям фирмы от 30 до 120 см). ЧХЧ записывались под углами $\theta = 0^{\circ}$, $\theta = 180^{\circ}$, а также $\theta = 90^{\circ}$ при различных углах φ ($\varphi = 0^{\circ}$, 90°, 180°). На рис2.23 представлены результаты экспериментов. Сплошной линией проведены ЧХЧ при $\theta = 0^{\circ}$ и $\theta = 180^{\circ}$. пунктирной - при $0 = 90^{\circ}$. Максимальная (max) величина чувствительности при $\theta = 90^{\circ}$ получилась при направлении отверстий на источник сигнала ($\phi =$ =0°), несколько меньшая (mid) при направлении осей отверстий в сторону, противоположную источнику сигнала ($\phi = 180^{\circ}$), минимальная (min) при скользящем падении звуковой волны ($\varphi = 90^{\circ}$). Масштаб записи: 1 дБ = 1 делению. После проведения этих экспериментов микрофон был разобран и произведена запись собственной ЧХЧ кансюля микрофона, без трубки. ХН кансюля оказалась весьма близкой к кардиоиде (рис.2.24).

Проанализируем полученные экспериментальные данные. Из сопоставления рис.2.23 и 2.24 видно, что при установке практически кардиоидного апсюля в микрофон бегущей волны антенны даже с небольшой длиной, перепад уровней чувствительности 0°-180° становится на низких частотах (f < 1000 Гц) существенно меньшим, а 0°-90° - существенно большим, чем у капколя. Это свидетельствует об обострении XH, которая стала промежуточной между восьмеркой и гиперкардиоидой. Данное обстоятельство не находит объяснения по существующей парадигме [3, 4, 5], но хорошо объясняется нашей теорией (см. формулы /2.4.11/ -/2.4.17/) как результат появления внешнего сдвига фазы при $\theta = 90^\circ$, близкого по величине к внутреннему сдвигу фазы второго акустического входа капсюля. При тыловом падении вука появление более значительного внешнего сдвига фазы (см. формулы /2.4.11/ и /2.4.14/) уже не компенсируется внутренней фазосдвигающей цепочкой кардиоидного капсюля, и поэтому XH на низких частотах становится близка к восьмерке.

Из приведенных на рис.2.23 ЧХЧ, снятых при $\theta = 90^{\circ}$ и $\varphi = 0^{\circ}$, 90° и 180°, хорошо заметна осевая асимметрия ХН микрофона C580E1, которая легко объяснима на основе изложенной здесь теории. Осевая асимметрия ХН появляется вследствие расположения отверстий только с одной стороны интерференционной трубки, что приводит при повороте микрофона вокруг своей оси (т.е. изменении угла φ) к появлению переменного дополнительного внешнего сдвига фазы парциальных давлений (см. формулы /2.4.20/ и /2.4.21/) за счет геометрической разности хода с учтенными поперечными размерами трубки микрофона. Из формулы /2.4.21/ следует также, что при большей длине антенны микрофона и, соответственно, большей величине внутреннего



Рис.2.21. Графические пояснения механизма осевой асимметрии направленности остронаправленного интерференционного микрофона.



Рис.2.22. Характеристики микрофона С580Е1 по данным фирмы-производителя АКС.

сдвига фазы в капсюле осевая асимметрия XH микрофона с трубкой того же диаметра будет не столь заметна, как в рассмотренном примере.

Таким образом, полученные экспериментальные данные подтверждают предложенную теоретическую модель микрофонов бегущей волны с капсюлем с двумя акустическими входами.

Базируясь на изложенном, уместно сделать несколько полезных для практической разработки выводов.

- Для получения на низких частотах в интерференционном остронаправленном микрофоне XH типа кардиоида, суперкардиоида или гиперкардиоида, акустическое сопротивление второго входа капсюля этого микрофона должно быть существенно большим, чем у капсюля обычного однонаправленного микрофона с той же XH.
- 2. Это сопротивление должно быть согласовано не с собственной геометрической разностью хода капсюля, а с эквивалентной геометрической разностью хода микрофона в целом. Из этого же следует, что чем длиннее трубка остронаправленного микрофона, тем большим должно быть это сопротивление (пропорционально соотношению длины акустической антенны *H* и геометрической разности хода капсюля *h*). Поэтому собственная ХН капсюля, используемого в таком микрофоне, должна быть достаточно "тупой", т.е. тем в большей мере приближаться к ненаправленной, чем больше длина акустической антенны микрофона, для которого предназначен капсюль.
- 3. С повышением частоты, начиная приблизительно с частоты, соответствующей волновому размеру базы антенны, второй вход таких капсюлей должен переставать функционировать ("затыкаться"). Выше этой частоты направленность микрофона формируется уже только за счет антенны бегущей волны, согласно классическим представлениям, а сам капсюль становится практически ненаправленным.
- 4. Чтобы XH таких микрофонов была осесимметричной, необходимо отверстия на интерференционной трубе, как и отверстия второго входа, распо-

лагать максимально осесимметрично, т.е. хотя бы в два параллельных ряда, а при значительном диаметре трубок в четыре ряда.

3

- 5. Внутренний диаметр интерференционной трубки не должен превосходить
- ноловины длины волны, а расстояние между соседними отверстиями длину волны λ_{σ} на верхней граничной частоте номинального диапазона частот микрофона, что следует из условия отсутствия боковых максимумов ХН.

2.5. ПРОБЛЕМА АДЕКВАТНОСТИ И ТОЧНОСТИ МЕТОДА

2.5.1. Достоверность эквивалентных электрических схем

На первый взгляд, представляется излишним обсуждение вопросов достоверности применения ЭЭС, поскольку они давно стали парадигмой электроакустики, в чем немаловажную роль сыграли труды таких выдающихся акустиков, как А.А. Харкевич, А.И. Белов, В.В. Фурдуев и др. Вместе с тем можно назвать немало примеров из периодической литературы, когда результаты, получаемые авторами на основе ЭЭС, противоречат выводам, полученным методами теоретической акустики. Как правило, это является следствием нарушения ряда условий достоверности ЭЭС, среди которых главными могут быть названы:

- 1. Адекватность структуры ЭЭС моделируемой акустико-механической (AM) системе.
- 2. Достоверность и степень точности аналитических соотношений, используемых для расчета акустических и механических параметров эквивалентной схемы.

В данном разделе мы рассмотрим первую проблему – значение и необходимые пределы адекватности ЭЭС – на примере *ключевой* структуры однонаправленного динамического микрофона, представленного на рис.2.4. Внутреннее устройство этого микрофона типично для выпускаемых ныне



Рис.2.23. Результаты экспериментальных исследований ЧПХЧ микрофона C580E1. Иллюспрация осевой асимметрии XH: а) – отверстия к источнику звука; б) – от источника; в) – по касательной.



Рис.2.24. Экспериментальные ЧХЧ капсюля C580E1 (без трубки) при *θ*=0°, 90°, 180°.

a) 9=0°

€) \$=180°

B) 9=90°

моделей такого типа (чем и обусловлено принятие его структуры в качестве ключевой).

Метод динамического моделирования АМ структур, подробно рассмотренный в работах [3-5] с последующим использованием способа А.И. Белова при составлении ЭЭС, обеспечивает по сути дела полную безошибочность в адекватности ЭЭС.

На рис.2.25 приведен эскиз внутреннего устройства капсюля ОДМ с указанием акустических и геометрических параметров. Достоверность динамической модели капсюля обеспечивается учетом всех элементов его реальной структуры (включая объем воздуха в подворотниковой полости) и фактической раздельностью потоков воздуха, вытесняемого купольной и воротниковой частями диафрагмы в зазоре между звуковой катушкой (ЗК) и соответствующими частями магнитной цепи (MII). В работе [67] эти просветы рассматриваются как единый зазор МС шириной δ_3 , что нельзя считать корректным, т.к. потоки, протекающие по разным сторонам ЗК: во-первых, изолированы друг от друга корпусом катушки, т.е. твердым экраном, вследствие чего преодолевают сопротивления, обусловленные не общим зазором б₃, а зазорами Д₄ (между ЗК и торцевой поверхностью фланца) и Д₃ (между ЗК и керном), имеющими меньшую величину, чем δ_3 , даже в совокупности; во-вторых, зазор Δ_{e} (внешний по отношению к ЗК) шунтируется отверстиями 10 (см. рис.2.4) во фланце, в то время как зазор Δ_3 недоступен для их влияния (см. рис.2.25).

Для учета отмеченных обстоятельств полную площадь диафрагмы S_1 следует рассматривать как состоящую из двух раздельных: S_{κ} – эффективной площади купола (т.е. площади его проекции на плоскость основания) и эквивалентной площади воротника – S_{∞} . Поскольку эти две части "сшиты" по контуру купола, можно полагать, что

$$S_I = S_{\kappa} + S_{sol}$$

Динамическая модель, составленная с учетом всех отмеченных обстоятельств, имеет вид, представленный на рис.2.26, а полная ЭЭС – на рис.2.27. Два синфазно работающих рычага $n_{\kappa 3}$ и n_{e4} моделируют акустические трансформаторы

$$n_{13} = S_{\kappa}/S_3, \quad n_{14} = S_{36}/S_4.$$

Рычаги n_{32} и n_{42} – трансформаторные переходы от площади S_2 отверстий второго входа к отверстиям S_4 во фланце и зазору $\Delta_{\mathbf{B}}$.

Рассматривая полную ЭЭС (см. рис.2.27), полученную на основе динамической модели, приходится констатировать, что, являясь совершенно адекватной моделируемой акустико-механической структурс, она тем не менее не может в таком виде использоваться по назначению из-за сложности взаимных трансформаторных связей и неприводимости к гальванической форме.

Таким образом, формальное применение хотя и безошибочных методов и приемов электромеханической аналогии может привести к тупиковой ситуации: избыточности схемы и неприменимости ее для технических расчетов.

Причина этого состоит в том, что подобная, формально составленная, схема учитывает все потенциально возможные связи элементов и состав парциальных потоков, многие из которых не могут быть в действительности реализованы. Например, рычаги n_{32} и n_{42} по существу учитывают возможность уравнительных потоков из подкупольной полости в подворотниковую. Между тем при выбранном в ключевой структуре сочетании количественных значений параметров диафрагмы такие потоки невозможны из-за почти одинаковой производительности купола и воротника и синфазности их движения. Очевидна также незначительность потока через зазор $\Delta_{\rm B}$ в сравнснии с потоком через фланцевые отверстия. Учет этих факторов позволяет существенно упростить ЭЭС и привести ее к удобному для расчетов виду без потери достоверности. Вид этот соответствует по структуре схеме рис.2.5,6, рассматриваемой также в [67].

Таким образом, достоверность в сочетании с практической применимостью ЭЭС достигается параллельным использованием:

- принятых в парадигме электроакустики формальных методов, обеспечивающих адекватность структур АМ систем и их эквивалентных схем;
- качественных и количественных оценок и анализа структуры и параметров капсюля, позволяющих оценить реализуемость потенциальных возможностей полной ЭЭС и на основе этого устранить избыточные параметры и парциальные потоки.

2.5.2. Достоверность аналитических соотношений для расчета параметров элементов эквивалентных схем

Как отмечалось, вторым фактором (по порядку, но не по значению), определяющим точность рассматриваемого метода, является достоверность аналитических соотношений, используемых для вычисления количественных значений элементов АМ системы микрофона. Некоторые из них, например масса и площадь купола диафрагмы, масса воздуха в отверстиях второго входа, гибкость воздуха в полостях и др., вычисляются довольно просто на основе формул, полученных в теоретической акустике. Другие же являются источниками постоянных погрешностей в определении численных значений параметров и несоответствия расчетных и экспериментальных данных. К ним относятся соотношения для расчета:

- параметров воздуха в зазоре между поверхностями ЗК и деталей MC;
- коэффициента гибкости воротника и диафрагмы в целом;
- эквивалентной площади воротника и диафрагмы.

Ниже приводится анализ причин ошибочности формул, используемых обычно для определения этих параметров, и излагается методика вывода новых расчетных соотношений.



Рис 2.25. Внутреннее устройство капсюля однонаправленного динамического микрофона



Рис.2.26. Полная механическая модель капсюля однонаправленного динамического микрофона

2.5.3. Вывод расчетных соотношений для определения акустических параметров воздуха в зазоре магнитной системы

Как отмечалось, причинами ошибочности определения параметров воздушного зазора МС являются игнорирование, во-первых, факта разделения зазора δ_3 корпусом ЗК на два параллельных зазора значительно меньшей ширины (Δ_3 и Δ_8) и, во-вторых, необходимости приведения параметров каждого из «подзазоров» к своим площадям, т.е. эффективной площади кунола S_{κ} и эквивалентной площади воротника S_{36} (см. 2.5.1), с последующим суммированием результатов.

Не совершая существенной ошибки, примем для дальнейших выкладок практически всегда оправдывающиеся условия

$$\Delta_3 = \Delta_{\rm B}, \qquad S_3 = S_{\rm e} = 2\pi b_1 \Delta_{\rm B}.$$

Здёсь b_1 – радиус ЗК, S_3 – кольцевая площадь сечения зазора Δ_3 , S_6 – то же зазора Δ_8 (см. рис.2.25).

Параметры внутреннего (по отношению к ЗК) зазора будем обозначать индексами «З», внешнего – «В». Процедуру вывода расчетной формулы произведем сначала для активных сопротивлений (r_s и r_s), а затем – масс (m_s и m_s). Согласно [5], для продольного зазора шириной Δ_3 , высотой h_s и площадью сечения S_s имеем

$$r_3 = r_a = \frac{12\mu}{\Delta_3^2} \cdot h_3 S_3.$$

Здесь µ - коэффициент вязкости воздуха.

Приводя раздельно к площади купола S_к и эквивалентной воротника S_в и суммируя результат, получим:



к.2.27. Полная эквивалентная электрическая схема-аналог однонаправленного динами-



Рис.2.28. Модель диафрагмы динамического микрофона



Рис.2.29. Модель колебаний круглой пластины под действием равномерно распределенной силы: a) – однородной; б) – с жесткой центральной частью

$$r_{3}' = \frac{12\mu}{\Delta_{3}^{2}} h_{3}S_{3} \cdot \frac{S_{*}^{2} + S_{*}^{2}}{S_{2}^{2}}.$$
 (2.5.1/

Если же объединить зазоры в единый, проделать те же операции, приведя сопротивление к общей площади $S_i = S_k = S_s$, получим:

$$r_{3}^{\prime\prime} = \frac{12\mu}{(2\Delta_{3})^{2}} \cdot h_{3} \cdot 2S_{3} \cdot \frac{(S_{*} + S_{*})^{2}}{(2S_{*})^{2}}.$$
 (2.5.2/

Отношение /2.5.2/ к /2.5.1/

.

$$\frac{r_{3}''}{r_{3}'} = \frac{1}{8} \frac{(S_{e} + S_{e})^{2}}{S_{e}^{2} + S_{e}^{2}}.$$
(2.5.3)

Аналогичные выкладки для масс приводят к соотношению

$$\frac{m_{s}''}{m_{s}'} = \frac{1}{2} \frac{(S_{\star} + S_{\star})^{2}}{S_{\star}^{2} + S_{\star}^{2}}.$$
 (2.5.4/

При равенстве, например, $S_{\kappa} = S_{\sigma}$ отношение /2.5.3/ равно 1/4, а /2.5.4/ единице, т.е. для активных параметров даже в этом случае имеет место четырехкратная разница.

Таким образом, методика определения параметров зазора МЦ, игнорирующая его разделенность на два параллельных потока (зазора), ошибочна и может привести к серьезным погрешностям в расчетах акустикомеханических параметров.

2.5.4. Определение эквивалентной гибкости и эквивалентной площади диафрагмы

Впервые аналитическое соотношение для расчета упругости подвеса (воротника, гофра) диафрагмы динамического микрофона S_{ep} было получено Л.Я. Гутиным [54].

В принятых в нашей работе обозначениях (см. рис.2.28) это выражение для гибкости c_{sp} принимает вид

$$c_{\varphi} = \frac{1}{S_{\varphi}} = \frac{(1 - \sigma^2)}{2\pi E} \cdot \frac{t_1^3}{\Delta^3} \cdot \frac{1}{(b_1 + t_1/2)}.$$
 (2.5.5/

Здесь σ - коэффициент Пуассона (для полимерных материалов $\sigma = 0,25 \div 0,3$), *E* - модуль Юнга материала диафрагмы, Δ - ее толщина.

При проектировании целого ряда моделей динамических микрофонов было замечено, что результаты расчета по формуле /2.5.5/ имеют весьма существенное (приблизительно в 6-8 раз) расхождение с экспериментом в сторону увеличения. Полагая, что подобное несоответствие обусловлено заменой в [54] гофрированной диафрагмы с жестким куполом моделью пластины с жесткой центральной частью, мы сделали попытку применить при расчете c_{ap} формулу, полученную в [82] для расчета металлических гофрированных мембран толщиной порядка 0,2+2 мм с многошаговой глубокой гофрировкой. Однако и эта попытка не дала положительных результатов, т.к. расхождения с экспериментом расчета по этим формулам были еще большими, но уже в сторону занижения коэффициента гибкости c_{ap} .

Наилучшие результаты для всех типов разработанных нами ОДМ были получены при замене в /2.5.5/ постоянного коэффициента $(1-\sigma^2)/2\pi$ на эмпирически подобранный коэффициент D = 0,025 (погрешность расчета по резонансной частоте не превышала 10÷15%). Однако эмпиричность подбора этого коэффициента не позволяла верить в надежность формулы в целом, на-

пример, при существенных изменениях геометрических параметров диафрагмы по технологическим соображениям.

В силу этих причин мы сочли целесообразным провести теоретический вывод расчетного соотношения для c_{sp} , результаты которого приводятся в данном подразделе.

Известным способом замещения распределенных систем эквивалентными с сосредоточенными параметрами [5] найдем эквивалентную гибкость круглой однородной пластины радиуса *a* и толщиной Δ . Смещение точек такой пластины на частотах, не превышающих первого резонанса (т.е. $f \leq f_{0l}$), приближенно выражается функцией [5, 25]:

$$\xi(r) = \xi_0 \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^2, \qquad (2.5.6)$$

где ξ_0 – амплитуда смещения центра закрепленной по краю круглой пластины.

Считая, что площадь эквивалентного поршня $S_3 = \pi a^2$, путем интегрирования найдем объем вытесняемого пластиной воздуха $V_1 = \xi_0 \cdot \pi a^2/3$ и величину ее эквивалентного смещения ξ_3 :

$$\xi_{1} = \xi_{1}/3.$$
 /2.5.7/

Согласно [25, 44] потенциальную энергию пластины в принятых нами обозначениях можно выразить как

$$W_{n} = \frac{8}{9} \frac{\pi E \Delta^{3}}{(1 - \sigma^{2})} \cdot \frac{\xi_{0}^{2}}{a^{2}}.$$

В замещающей эквивалентной системе потенциальная энсргия

 $W_{z} = \xi_{z}^{2} / (2c_{z})$, а величина ξ_{z} определяется выражением /2.5.7/.

Приравняв энергии реальной и эквивалентной систем, получаем

$$c_{2} = \frac{(1 - \sigma^{2})}{16\pi E} \cdot \frac{a^{2}}{\Delta^{3}} = \frac{\xi_{z}}{F_{z}} .$$
 (2.5.8/

Для гибкости, определяемой относительно центра пластины со смещением ξ_0 , в соответствии с [25, 44] получим:

$$c_{F} = \frac{\xi_{0}}{F_{\mu}} = \frac{3(1-\sigma^{2})}{16\pi E} \cdot \frac{a^{2}}{\Delta^{3}}.$$
 (2.5.9/

Очевидно, что формула Гутина при ее корректности в пределе (при $b_1 \rightarrow 0, t_1 \rightarrow a$) в зависимости от площади приложения силы (центральная точка или равномерно распределенная по площади) и используемого смещения (ξ_0 или ξ_3) должна принимать вид либо /2.5.8/, либо /2.5.9/. Однако в указанных пределах /2.5.5/ преобразуется к виду

$$c_{\varphi} = \frac{(1 - \sigma^2)}{\pi E} \cdot \frac{a^2}{\Delta^3}.$$
 (2.5.10)

Из сравнения /2.5.10/ с /2.5.8/ и /2.5.9/ очевидно, что величина c_{ep} для однородной круглой пластины отличается соответственно в 16 и 16/3 раза. Это указывает на ошибочность полученного Гутиным аналитического выражения и, как следствие, неприменимость его для расчета гибкости диафрагмы.

На основе описанной методики определим коэффициент гибкости плоского «воротника», образованного периферийной частью пластины радиуса *a*, центральную часть которой занимает жесткий диск радиуса *b* (рис.2.29,б), имеющий по всей площади одинаковое смещение ξ_{σ} . Следовательно, в отличие от однородной пластины (рис.2.29,а), переменное смещение $\zeta(r)$ реализуется на ширине «воротника» t = a - b. Обозначив переменный радиус элементарного кольца как r, можем выразить закон смещения $\zeta(r)$ по аналогии с /2.5.6/ соотношением

$$\xi(\mathbf{r}) = \xi_{\bullet} \cdot \frac{(1 - r^2 / a^2)^2}{(1 - b^2 / a^2)^2} = \frac{\xi_{\bullet}}{(1 - b^2 / a^2)^2} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2.$$
 (2.5.11/

1

Это соотношение удовлетворяет граничным условиям

$$\xi(r)|_{r=0} = \xi_*; \qquad \xi(r)|_{r=0} = 0_*.$$

Очевидно, что при равенстве воздействия величина смещения жесткой пентральной части ξ_s будет меньше смещения центра ξ_0 равновеликой однородной пластины, что зависит не только от упругих характеристик участка, лежащего в пределах b < r < a, но и от радиусов защемления этого ўчэстка. Величину ξ_s возможно определить, произведя процедуру нахождения эквивалентной гибкости однородной пластины радиусом t = a - b, аналогичную ранее проделанной (см. выражения /2.5.6/ - /2.5.9/). В результате получим

$$c_{i} = \frac{\xi_{i}}{F_{x}} = \frac{3(1-\sigma^{2})}{16\pi E} \cdot \frac{t^{2}}{\Delta^{3}}.$$
 (2.5.12)

Откуда, взяв отношение /2.5.12/ к /2.5.9/, найдем относительное смещение центров таких пластин при p = const, т.е.

$$\frac{\xi_{-}}{\xi_{0}} = \frac{c_{-}}{c_{F}} = \frac{t^{2}}{a^{2}} = (1 - \rho)^{2}, \qquad (2.5.13)$$

где $\rho = b/a$.

Учитывая изложенное, определим величину вытесняемого объема воздуха V₂ как

$$V_{2} = \xi_{*} \int_{0}^{b} 2\pi r dr + \xi_{*} \int_{0}^{b} \left(\frac{a^{2} - r^{2}}{a^{2} - b^{2}}\right)^{2} 2\pi r dr . \qquad (2.5.14)$$

Производя интегрирование и алгебраические преобразования с учетом /2.5.13/, получим

$$V_{2} = \xi_{0} (1 - \rho)^{2} \left[\pi b^{2} + \frac{\pi a^{2}}{3} (1 - \rho^{2}) \right]. \qquad (2.5.15)$$

Разделив полученное выражение на общую площадь пластины $S_2 = \pi a^2$, найдем среднее по площади такой пластины смещение ξ_{sp} :

$$\xi_{*} = \frac{\xi_0}{3} (1 - \rho)^2 (1 + 2\rho^2). \qquad (2.5.16)$$

Приравнивая потенциальные энергии исследуемой пластины и равновеликой однородной [25, 44], имеем:

$$\frac{\xi_{\varphi}^2}{2c_{\varphi}} = \frac{8}{9} \cdot \frac{\pi E \Delta^3}{(1-\sigma^2)} \cdot \frac{\xi_{\varphi}^2}{a^2}.$$

Откуда после подстановки /2.5.16/ и алгебраических преобразований определим величину гибкости пластины с жестким центром:

$$c_{sp} = \frac{(1-\sigma^2)}{16\pi E} \cdot \frac{a^2}{\Delta^3} (1-\rho)^* (1+2\rho^2)^2. \qquad (2.5.17)$$

Или в более удобном для расчетов виде

$$c_{sp} = \frac{(1-\sigma^2)}{16\pi E a^2} \cdot \frac{t^*}{\Delta^3} (1+2\rho^2)^2.$$
 /2.5.18/

Разделив величину вытесняемого пластиной объема воздуха /2.5.15/ на смещение его центральной части (купола) /2.5.13/, получим выражение для площади эквивалентного поршня, т.е.

$$S_{m} = \pi b^{2} + \frac{\pi a^{2}}{3} (1 - \rho^{2}) = \frac{\pi a^{2}}{3} (1 + 2\rho^{2}). \qquad (2.5.19)$$

В /2.5.19/ первое слагаемое – площадь купола динамического микрофона, второе – эквивалентная площадь гофра (подвеса). Действительная площадь гофра

$$S_{*} = \pi a^{2} - \pi b^{2} = \pi a^{2} (1 - \rho^{2}).$$

Очевидно, что соотношение эквивалентной и действительной (физической) площадей

$$S_{\pi} = \frac{S_{\pi}}{S_{\star}} = \frac{(1-\rho^2) \cdot \pi a^2 / 3}{\pi a^2 (1-\rho^2)} = \frac{1}{3}.$$
 (2.5.20/

Полученные здесь выражения для эквивалентной площади диафрагмы в целом /2.5.19/ несколько отличаются от данных в работе [84], в которой без вывода на стр. 189 приводятся две приближенные формулы для расчета эффективной площади гофрированных мембран. В принятых здесь обозначениях эти формулы имеют вид:

$$S_{sn} = \frac{\pi}{4} (a+b)^2 = \frac{\pi}{4} a^2 (1+\rho)^2,$$

$$S_{sn} = \frac{\pi}{3} (a^2 + ab + b^2) = \frac{\pi a^2}{3} (1+\rho+\rho^2).$$

Как видно, первое из этих соотношений сугубо эмпирическое, так как предполагает, что радиус эквивалентного поршня равен полусумме его центральвой (жесткой) части b и диафрагмы в целом a, из чего следует

$$S_{n}(\rho \to 0) = \frac{\pi}{4}a^2,$$

что не совпадает с классическими представлениями [5, 25, 44] об эквивалентной площади однородной пластины.

Несовпадение полученной нами формулы /2.5.19/ со вторым из соотношений, очевидно, связано с тем обстоятельством, что автор работы [84] при рассмотрении колебаний мембран с многошаговой гофрировкой полагал, что на радиусах защемления (r = a и r = b) такая мембрана ведет себя как абсолотно гибкая. В конструкциях диафрагм, подобных динамическим микрофонам с «полушаговой» гофрировкой при равнотолщинном куполе и воротнике, такое предположение, на наш взгляд, является неоправданным и диафрагму следует рассматривать не как мембрану, а как неоднородную пластину с жестким центром.

В отличие же от формулы Гутина /2.5.10/ полученные нами выражения для гибкости пластины с жестким центром приводятся (при $\rho \rightarrow 0$) к классическим выражениям для однородной пластины. Таким образом, последние ивляются частным случаем для полученных нами более общих выражений.

2.6. ВЫВОДЫ

- На основе функционально-системных представлений разработана аналитическая модель одномембранных односторонне направленных микрофонов с двумя акустическими входами, учитывающая несколько важных для анализа и синтеза микрофонных систем факторов, которые игнорировались ранее:
 - в ВЧ диапазоне дифракционные поправки на обоих акустических входах и при различных углах приема звука;
- в НЧ диапазоне влияние сферичности фронта звуковой волны на частотно-пространственную характеристику чувствительности для реальных расстояний от источника звука;
- неравенство фронтальной и тыловой геометрической разности хода в несимметричных относительно чувствительного элемента конструкциях капсюлей;
- осевую асимметрию характеристики направленности, имеющую место в ряде моделей однонаправленных микрофонов при неравномерном расположении отверстий второго входа на боковой поверхности микрофона.
- 2. На основе тех же системных представлений разработана математическая модель двухмембранного комбинированного конденсаторного микрофона, учитывающая вышеперечисленные факторы применительно к специфической акустически симметричной конструкции капсюля. На основе анализа симметричных акустико-механических подсистем таких микрофонов показана адекватность их представления двумя существенно более простыми эквивалентными схемами. На основе такого представления показано, что совокупную частотно-пространственную характеристику можно найти через суммарно-разностные соотношения составляющих давления и разности давлений. Получены аналитические выражения для расчета ЧПХЧ для произвольного угла приема звука в различных режимах направленности (поляризации мембран).

- 3. Разработана теория одномембранного акустически комбинированного конденсаторного микрофона без фазосдвигающей ценочки. Проведено теоретическое и экспериментальное исследование колебаний плоской мембраны под действием неравномерно распределенной по ее поверхности силы. На основе этих исследований построена механическая модель – авалог и эквивалентная схема микрофона. Разработан метод определения зон динамического равновесия разнородных ячеек – давления и разности давлений в зависимости от заданной ХН как для поршневого режима, так и с учетом динамического прогиба мембраны. На этой основе построена совокупная аналитическая модель ЧПХЧ микрофона.
- 4. На основе исследования целого ряда факторов, не рассмотренных ранее в литературе, разработана теория остронаправленных микрофонов интерференционного типа, состоящих из комбинации трубки с отверстиями и капсюля – приемника разности давлений. Получены аналитические выражения для угловой зависимости геометрической разности хода и ХН микрофона в области НЧ. Проанализированы причины осевой асимметрии ХН такого микрофона, получена ее аналитическая зависимость от радиуса трубки, ее длины и количества рядов отверстий. Получена аналитическая зависимость требуемой величины сопротивления второго входа капсюля от длины акустической антенны (трубки) и требуемой ХН. Показано хорошее совпадение полученных аналитических и экспериментальных результатов.
- 5. Разработан ряд вопросов теории динамических микрофонов, таких как определение эквивалентной гибкости и эквивалентной площади диафрагмы в целом и подвеса (гофра). Показано, что соотношение, ранее получение Гутиным, неприемлемо для расчета диафрагм динамических микрофонов, т.к., во-первых, не согласуется с классическими представлениями о колебаниях пластин, во-вторых, противоречит данным экспериментов. Уточнены некоторые соотношения для расчета таких акустико-механических

элементов, как импеданс воздушного зазора между звуковой катушкой и полюсным наконечником, подкупольный объем и других.

Полученные в настоящей главе аналитические модели, расчетные соотношения создают теоретическую базу для разработки методов проектирования различных типов микрофонов, а также основу для исследования ряда специфических вопросов теории микрофонов.

ГЛАВА З. ВОПРОСЫ ТЕОРИИ И ПРОЕКТИРОВАНИЯ МИКРОФОНОВ ДЛЯ СПЕЦИФИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ

В этой главе рассмотрен ряд вопросов, связанных с обоснованием совокупности технических требований к микрофонам, предназначенным для разлячных специфических (внестудийных) условий эксплуатации. Также, базируясь на системной модели различных типов микрофонов, исследованы возможности и предложены пути реализации совокупности этих требований.

Под термином «профессиональные микрофоны» обычно понимают микрофоны, предназначенные сугубо для студийной звукозаписи и вещания. Как известно, в студиях обычно весьма мал уровень акустического, вибрационного, встрового шума. Поэтому основные требования к студийным микрофонам определяются правильностью передачи тембра и динамики звука. Техническими коррелятами первого требования являются малая неравномерность и гладкость ЧХЧ в широком диапазоне частот, второго – малый уровень собственного шума N_{u} и большой уровень предельного звукового давления N_{np} .

Современные методы звукозаписи накладывают также требование стабильности направленности микрофона в широком диапазоне частот. Как правило, в студиях применяют микрофоны с кардиоидной XH, реже с XH «восьмерка» и ненаправленный. Другие XH применяют в звукозаписи крайне редко.

В настоящее время профессиональное применение микрофонов далеко не исчерпывается студиями, оно значительно шире. Это - репортажи с мест событий, интервью, запись звука при кино- и видеосъемках (часто происходящие в условиях сильных окружающих шумов), звукоусиление музыки и речи, а также акустические измерения. Требования к микрофонам для различных условий и целей могут существенно различаться. Одни условия эксплуатации выдвигают на первый план одну совокупность требований, другие – другую, частично сов-

надающую, а частью противоположную. Поэтому по совокупности электроакстических и эксплуатационных требований микрофоны имеют свою профессиональную специализацию, иногда достаточно узкую. Сложность состоя также в том, что вся совокупность требований к микрофонам конкретного на значения, как правило, не может быть по отдельности отнесена ни к акустиче ской, ни к акустико-механической подсистемам, ни к преобразователю микрофона. Поэтому все эти, на первый взгляд столь различные, вопросы вынесены нами в отдельную главу.

3.1. МИКРОФОНЫ ДЛЯ СИСТЕМ ЗВУКОУСИЛЕНИЯ

3.1.1. Обоснование требований к техническим параметрам

При разработке микрофонов для систем звукоусиления (СЗУ) приходится учитывать ряд факторов, не имеющих существенного значения для студийных микрофонов. В то же время требования, имеющие существенное значение для микрофонов студийной звукозаписи (такие, например, как ширина частотного и динамического диапазонов), могут быть довольно существенно снижены для микрофонов СЗУ. Практически то же самое можно сказать о требованиях к микрофонам, предназначенным для работы в условиях сильных шумов.

При звукозаниси определяющим является требование правильной передачи тембра музыкального, вокального или речевого сигнала, поэтому от студийных микрофонов требуется, в основном, постоянство амплитудно-частотной и частотно-пространственной характеристик чувствительности (ЧПЧХ) в заданном диапазоне частот.

К студиям звукозаписи предъявляются жесткие требования по уровню акустического шума и времени реверберации. Возможность установления микрофонов на напольных стойках и журавлях сводит к минимуму вибрационную и ветровую помехи. С другой стороны, полимикрофонная запись при близком расположении микрофонов к источнику сигнала предполагает наличие высоких

звуковых давлений. Поэтому от студийных микрофонов требуется также правильная передача широкого динамического диапазона, то есть малый уровень обственных шумов и высокий уровень предельного звукового давления.

От микрофонов, работающих в условиях шумов, например, репортажи с иста событий (улиц, залов, стадионов), диспетчерской связи из шумных помещений и т.д., требуется в первую очередь разборчивость речи, определяемая диапазоном не шире 200 – 7000 Гц. Реально же диапазон частот микрофонов для диспетчерской связи (с целью получения лучшего соотношения акустический сигнал – шум) может быть сужен до полосы 500 – 5000 Гц и даже уже. Однако при этом существенно ухудшается правильность передачи тембра голоса, требования к узнаваемости которого все же приходится принимать во внимание (например, голоса спортивных комментаторов).

При проектировании микрофонов для высококачественных СЗУ приходится идти на определенный компромисс между разборчивостью речи (ораторккой или вокальной), правильностью передачи тембра голоса или инструмента, а также требованием достаточно низкого уровня проникающего в микрофон кустического шума. При этом определяющим, особенно в СЗУ речи, является, спественно, разборчивость. Кроме этого, в СЗУ очень важным является получение высоких уровней звукового давления на местах слушателей при гарантированном исключении самовозбуждения вследствие известного явления паразитной акустической обратной связи (АОС). К тому же микрофоны для СЗУ должны быть малочувствительны к ветровым и вибрационным помехам (случайные встряски, толчки микрофона, «задувания», в частности, при произвсении оратором взрывных и фрикативных согласных и т.д.). Наличие всех зих факторов приводит к тому, что к характеристикам и параметрам микрофонов для СЗУ выдвигаются противоречивые, а часто и взаимоисключающие требования. Поэтому уже на стадии технического задания приходится искать разумные компромиссы.

Для повышения эффективности работы СЗУ в целом требуется решение целого комплекса проблем, касающихся всех звеньев звукоусилительного трак-

та, как электронных, так и акустических, например, вопросов выбора, размеще ния и взаимной ориентации микрофонов и громкоговорителей, акустической обработки зала и ближайших к микрофону отражающих поверхностей и т.д. Здесь мы не будем касаться всех этих вопросов, рассматриваемых в известной литературе [3, 7, 34, 58, 89-92]. Отметим только, что первое звено в звукоусилительном тракте — микрофон — является не менее значимым, чем в системах звукозаписи и звукопередачи. Наиболес важную роль из характеристик микрофона в СЗУ играет его частотно-пространственная характеристика чувствительности (ЧПХЧ), требования к которой существенно отличаются от требований к ЧПХЧ в микрофонах для звукозаписи.

В соответствии с нашим более чем 20-летним опытом разработки микрофонов для СЗУ по условиям эксплуатации их можно разделить на пять групп:

- Расположенные на удалении от отражающих поверхностей на уровне рта оратора в руках или на напольной стойке. Это так называемые «микрофоны зала» в СЗУ речи, а также микрофоны сцены (вокальные и инструментальные) в СЗУ музыки.
- Расположенные близко от отражающих поверхностей стола или пюпитра трибуны. Это так называемые «микрофоны участника» и «председателя» в СЗУ речи.
- Расположенные заподлицо со столешницей или на некоторой глубие от поверхности стола, так называемые «скрытые» микрофоны, характерные для специальных СЗУ.
- Петличные микрофоны (нагрудные), часто употребляемые в комплекте с радиопередатчиком.
- Остронаправленные микрофоны, эксплуатируемые обычно в руках звукорежиссера или звукооператора, так называемые «пушки».

С целью повышения соотношения "полезный сигнал – шум" и увеличения уровня устойчивости СЗУ стремятся располагать микрофон возможно ближе к источнику первичного сигнала (рту оратора). Отсюда стремление применять в СЗУ «петличные», «ручные» и даже «губные» микрофоны.
внешнего шума (но не при проектировании!) мы будем пользоваться для простоты этим выражением.

Основными критериями направленности микрофонов традиционно [3, 5, 33, 34, 58, 61-64] являлись коэффициент направленности Ω , соотношение коэффициентов направленности в передней и задней полусферах Ω_{07} , средний перепад чувствительности фронт – тыл K_{07} .

Эти критерии выражаются следующими формулами:

$$\Omega = \frac{2}{\int_{0}^{\pi} R^{2}(\theta) \sin\theta d\theta} = \frac{M_{0}^{2}}{M_{0}^{2}}; \qquad \Omega_{\Phi/T} = \frac{\int_{0}^{\pi} R^{2}(\theta) \sin\theta d\theta}{\int_{\pi/2}^{\pi} R^{2}(\theta) \sin\theta d\theta}; \qquad (3.1.2)$$

$$K_{\Phi/T} = \frac{1}{n} \cdot \sqrt{\sum_{n=1}^{n} \left(\frac{M_{0}}{M_{180}}\right)^{2}}. \qquad (3.1.3)$$

Их графические зависимости от *а* представлены на рис.3.1. Рассмотрим эти критерии подробнее.

В соответствии с определением [3, 5, 34] Ω чувствительность микрофона к полезному источнику, находящемуся на оси микрофона, в $\sqrt{\Omega}$ раз выше, чем к источникам помех, равномерно распределенных вокруг микрофона (к «диф фузному полю»). В обычных однонаправленных приемниках величина Ω максимальна для гиперкардиоидного микрофона (Ω =4) и одинакова для микрофонов с XH «кардиоида» и «восьмерка» (Ω =3). В то же время ясно, что такие микрофоны могут быть «одинаковыми» лишь в условиях сугубо диффузного поля, то есть при расположении микрофонов далеко за пределами радиуса гулкости, что на практике встречается крайне редко.

Другой критерий выбора микрофонов – средний перепад «фронт-тыл», долгое время применявшийся для оценки направленных свойств микрофонов



Рес.3.1. Зависимость критериев направленности микрофона от α : 1 - Ω , 2 - $\Omega_{\phi \tau}$, 3 - M_0 / M_{90} .



Рис.3.2. Типовая частотная характеристика микрофона М-91 в области допусков стандарта DiN-45589.

[61, 62], неинформативен, во-первых, потому что под одним и тем же «средним перепадом» могут скрываться два микрофона с совершенно разными частотнопространственными характеристиками; во-вторых, максимальный перепад «фронт-тыл» характерен для микрофонов с ХН «кардиоида», которые предпочтительны в СЗУ в тех исключительно редких случаях, когда источники шума находятся преимущественно под углом 180° к рабочей оси микрофона.

Следующий распространенный критерий — отношение коэффициентов направленности в передней и задней полусферах Ω_{or} [3, 34] - показывает степень подавления помех и шумов из задней полусферы по сравнению с полезным сигналом из передней полусферы микрофона, как это имеет место в большинстве случаев с СЗУ. Как видно из рис. 3.1, этот критерий максимален в микрофонах с ХН «суперкардиоида» ($\alpha = 0,366$), в которых Ω_{or} приблизительно в 2 раза выше, чем в микрофонах с ХН кардиоида или гиперкардиоида (что делает суперкардиоидную ХН предпочтительной в СЗУ). Он одинаков также для круга и восьмерки, поэтому его нельзя считать однозначным и достаточным. Вторая сложность состоит в невозможности быстро измерить или рассчитать величину Ω_{or} реального микрофона. Поэтому Ω_{or} можно рассматривать только как сугубо теоретическую величину.

В качестве критерия, практически просто определяемого и в то же время однозначно связанного с характеристикой направленности $R(\theta)$, нами был предложен перепад чувствительности под углами 0° и 90° [114] и его логариф-мический эквивалент

$$M_{0^{\circ}} = \frac{M(0^{\circ})}{M(90^{\circ})} = \frac{1}{\alpha}.$$
 (3.1.4/

Позже этот критсрий оценки направленности был принят в государственных стандартах [63, 87, 120], разработанных ВНИИРПА. Этот перепад для суперкардиоидного микрофона должен составлять 8–10 дБ, что особенно существенно в области частот 250-2500 Гц, где сосредоточен спектр речевого шума

интенсивных отражений.

Кроме задачи подавления акустических шумов и повышения устойчиволи СЗУ к акустической обратной связи при проектировании микрофонов для СУ приходится учитывать еще ряд факторов:

- эффект ближней зоны, заключающийся в подчеркивании низких частот при помещении направленного микрофона вблизи источника сигнала [5, 34, 106], что вызывает ухудшение разборчивости и тембра речи, "бубнения" микрофона (теоретические аспекты этого явления рассмотрены детально ниже, в разделах 3.2 и 3.3);
- аэродинамические (от дыхания оратора и при произнесении взрывных и фрикативных согласных) и вибрационные помехи (в результате случайных ударов, встрясок микрофона и опорных конструкций), имеющие выраженный низкочастотный спектр [5, 34, 61, 87];
- реверберационные помехи в плохо заглушенных помещениях, каковыми являются большинство залов заседаний и конференций, также имеют явно выреженный низкочастотный характер, что приводит к снижению разборчивости.

Поэтому, учитывая все эти факторы, а также многообразие акустических кловий, мест размещения микрофонов в залах, наиболее универсальные требоиния к мякрофонам СЗУ могут быть сформулированы следующим образом:

- Номинальный диапазон частот от 100 до 12000-15000 Гц (для вокальных микрофонов нижняя граничная частота приблизительно на октаву ниже).
- 2 В диапазоне низких частот в типовой ЧХЧ целесообразно иметь плавный спад, начиная с 300-500 Гц с нарастающей к низким частотам крутизной (для вокальных микрофонов заметный спад ЧХЧ должен начинаться, для предотвращения заметных изменений тембра голоса, с частоты 120-150 Гц, во быть существенно круче, то есть 9-12 дБ/октава).
- 3. В диапазоне верхних частот в ЧХЧ целесообразно иметь заметную тенденцию к подъему на 3-5 дБ, начиная с 1,5-2 кГц до 5-7 кГц, с плавным завалом высоких частот. Этим создается эффект «присутствия», повышается разбор-

чивость речи и прозрачность вокала без применения пульта звукорежиссера. Указанный эффект объясняется тем, что в диапазоне 2-7 кГц лежат высшие формантные частоты гласных и согласных звуков, несущие семантическум информацию, а также высокая певческая форманта. Больший или более регу кий подъем иметь нежелательно, так как это приводит к изменению тембра,появлению «металла», подчеркиванию шипящих и свистящих согласных.

- 4. Характеристика направленности микрофона для СЗУ должна быть близка к суперкардиоиде, то есть практически имсть перепад уровня чувствительности 0°-90° в 8-10 дБ, а также быть по возможности частотно независимой, особенно в области частот 300-3000 Гц, где, во-первых, наиболее интенсивенречевой шум, во-вторых, максимальна вероятность возникновения паразитной АОС.
- 5. Желательно также, чтобы были приняты дополнительные меры для виброразвязки этого микрофона от опоры (трибуны, стола, пола). Особенно важнавиброамортизация для динамических микрофонов [5, 68]. В ручных динамических микрофонах важна также хорошая амортизация капсюля от корпуса микрофона.
- 6. Особенно жестких требований к передаче динамического диапазона микрофонами СЗУ обычно не возникает, учитывая, что собственные шумы маскируются шумом зала, а возможная пиковая величина звукового давления даже на расстоянии 5-10 см от рта не превышает обычно 3-6 Па, что не приводит к появлению заметных на слух нелинейных искажений. Тем не менее, с векоторым запасом, желательно, чтобы уровень собственного шума микрофонов N_w был не выше 24-26 дБ, а уровень предельного звукового давления N_{np} не ниже 114-120 дБ.
- 7. Для предотвращения «задувания» подвижной системы от дыхания оратора или вокалиста наряду со спадом ЧХЧ в области низких частот желательно иметь встроенную ветрозащиту из многослойной металлической сетки. Как известно [5], эффективность ветрозащиты прямо пропорциональна ее размерам, что вступает в противоречие с требованием минимизации поперечных

размеров микрофонов для СЗУ (за исключением микрофонов для вокала). Поэтому и здесь приходится идти на определенный компромисс. Приличные результаты можно получить, применяя несколько слоев флизелина в межсеточном пространстве или на самом капсюле.

- 8 В залах заседаний, концертных и театральных залах микрофоны, как правило, эксплуатируются в условиях сильных электромагнитных полей, возникающих из-за осветительной аппаратуры, силовых установок, питающих напряжений и т.п. Поэтому корпуса микрофонов должны быть надежно заземлены, выходы симметрированы, в динамических микрофонах обязательно наличие антифонных катушек, а в микрофонах с трансформаторным выходом - пермаллоевого экрана, защищающего выходной трансформатор от наводок.
- 9. Габаритные размеры микрофонов, особенно поперечные, должны быть по возможности малы из-за необходимости одновременной трансляции телевизконного изображения и звука из зала заседаний. Из этих же соображений цвет корпуса микрофона должен быть неброским, не давать бликов.

3.1.2. Эксплуатационные испытания

Разработанные нами в соответствии с этими требованиями макеты микрофонов МД-91 прошли испытания в 1991 г. в Большом зале Таврического дворца, Белом зале Мариинского дворца и в Белом доме в Москве. Испытания проводились с целью экспериментальной проверки изложенных соображений, а также для оценки разборчивости речи и качества звукопередачи различных, серийно выпускаемых для этих целей, микрофонов. В испытаниях участвовали сотрудники ВНИИРПА им. А.С. Попова, МГП «Микрофон» и работники эксплуатации звукового оборудования перечисленных объектов.

Известно, что эффективность работы СЗУ может быть оценена по величине звукового давления, которое может быть создано в зале без возникновения паразитной АОС, или «завязки».

При испытаниях фиксировались:

- а) расстояния от эталонного акустического генератора речевого сигнала до микрофона;
- b) относительное положение громкоговорителей и микрофона и взаимная ориентация их акустических осей в нескольких типовых точках зала.

Вначале при включенном микрофоне СЗУ доводилась до самовозбуждения», затем усиление уменьшалось на 3 дБ так, чтобы при произнесении слов с фиксированного расстояния не отмечалось «подзванивание» системы. Затем на этом же фиксированном расстоянии от микрофона помещался эталонный генератор речевого сигнала и с помощью шумомера определялось звуковое давление в нескольких различных точках зала. После этого опыт повторялся на других типах микрофонов.

Два подвергавшихся испытаниям макета микрофона МД-91 имели практически одинаковую XH («суперкардиоиду»). Отличие их ЧХЧ состояло в том, что макет № 1 (черного цвета) имел спад низких частот на 100 Гц на 6 дБ больше, чем макет № 2 (белого цвета). Отметим, что абсолютные цифры уровней звуковых давлений (-3 дБ до уровня «подзвона») малоинформативны, так как, во-первых, оба эти зала, особенно зал Таврического дворца, имеют чрезвычайно «плохую акустику» (то есть много сильно отражающих поверхностей, большое время реверберации и т.д.), во-вторых, испытания проводились в практически пустых залах, что также не могло не сказаться на абсолютных цифрах. Поэтому здесь имеет смысл говорить только о сравнительном анализе микрофонов между собой при их расположении в одной и той же точке.

Для уменьшения вероятности случайных погрешностей измерений, которые, в основном, могли зависеть от точности установки, циклы измерения в каждой точке с каждым микрофоном повторялись 3-4 раза.

Усредненные результаты наших испытаний представлены в таблицах 3.1 и 3.2.

Микрофон МД-80М значительно узкополоснее (за счет низких частот), чем МД-91, микрофоны КМКЭ-9 и МД-186 заметно широкополоснее МД-91

		ø	<u>ہ</u>	 مر						
ле, дБ	иентации	TEINOM H	rpomkord	ворител			72,5	-	73	73
(авления в за	и зала при ор	TEIN OT	сцены				71,5		77	74
ень звукового д	лка модота оа	тыл на сцену					69,5		69	70
Уров	на трибуне	<u> </u>			69	69,5	70,5	71	73,5	71.5
Характеристика	направленности				кардиоида	кардиоида	кардиоида	кардиоида	суперкардиоида	суперкарлиоида
Номинальный	диапазон	частот Ги	4 - (+) + A		50 - 15000	30 - 20000	100 - 14000	300 - 14000	100 - 16000	100 - 16000
Производитель					OMOL	ЦКБК НПО «Экран»	Октава	OKTABA	BHIMPIIA	BHMMPIIA
Тип	микрофона	1			МД-300	6-CXIMX	08-ЦМ	МД-80M	(1 <u>%</u>) 16-ЦМ	MJI-91 (No2)

(Мариинский дворец)	
Белом зале Ленсовета	
спытания микрофонов в	
аблица 3.2. И	

	· · · · ·				· · · · ·		
я в зале при она, дБ	частников	на боковом	77,5	75,5	73	79,5	80,5
/кового давлени ожении микроф	на столе у	в центре	68,5	71,5	71	73	73,5
Уровень зву распол	на трибуне		73,5	76	74	78	78
Характеристика	нацрависиности		кардионда	кардиоида	кардиоида	суперкардиоида	суперкардиоида
Номинальный	цианазон	частот, 1 ц	300 - 14000	100 - 14000	40 - 16000	100 - 16000	100 - 16000
Предприятие –			Oktaba	Oktaba	Октава	BHMMPILA	ВНИИРПА
Тип	микрофона		М08-ДМ	МД-80	MJI-186	MJ-91 (Nel)	МД-91 (№2)

(также, в основном, за счет низких частот). ЧХЧ МД-80 весьма сходна с ЧХЧ МД-91 (№ 1) и отличаются они, преимущественно, по ХН.

Из приведенных в таблицах данных видно, что применение микрофонов МД-91 с ХН «суперкардиоида», как правило, имеет явное преимущество, даже по сравнению с МД-80, который по этим же данным наиболее устойчив к АОС из кардиоидных микрофонов. Так,с МД-91 (№ 1) устойчивость СЗУ к АОС оказалась на 2-3 дБ больше, чем с МД-80 при работе на трибуне, на 4-5 дБ при расположении микрофонов во втором ряду с ориентацией от сцены (Таврический дворец), то же самое - на боковых местах участников (Мариинский дворец). Практически равноценным оказалось применение этих микрофонов с МД-80 только при ориентации тыла микрофона на ближайшие громкоговорители (тыл на сцену или громкоговоритель в Таврическом, а также в центре стола участняков в Мариинском дворце). Хотя, чисто теоретически, в поле прямого сигнала кардиоидный микрофон должен был бы иметь выигрыш (см. раздел 3.1.1).

Второй вывод, который можно сделать из сравнения микрофонов с кардиоидной XH, состоит в том, что в широкополосных микрофонах (МД-186, МД-300, КМКЭ-9) самовозбуждение наступает при уровнях давления на 1-2 дБ более низких, чем у микрофонов с более узким (речевым) диапазоном частот.

Наилучшая разборчивость отмечалась при работе с микрофонами МД-80 и МД-91 (№ 1 и № 2). Наилучшее качество звукопередачи (тембральное) при этом отмечалось у микрофонов МД-91 (сравнение с более широкополосными микрофонами производилось в режиме «линейка» на пульте звукорежиссера).

Практически такие же результаты по разборчивости получились при сравнении МД-91 и микрофонов Д-310 фирмы АКС в зале «300» Белого дома в Москве в июле 1991 г. (к сожалению, эти данные, по не зависящим от нас причинам, не удалось документально зафиксировать).

Таким образом, результаты испытаний на реальных объектах подтвердяли обоснованные нами требования к электроакустическим характеристикам микрофонов для СЗУ речи.

Интересно отметить, что обоснованные нами рекомендации по характеру

ЧХЧ однонаправленных микрофонов для СЗУ речи практически совпали с рекомендациями немецкого стандарта DIN-45589, с которыми мы смогли ознакомиться несколько позже благодаря работникам службы эксплуатации звуковой аппаратуры Белого дома (сейчас это подразделение ФАПСИ). В этом можно убедиться (см. рис.3.2), сравнив типовую ЧХЧ МД-91 и указанные рекомендации.

В результате проделанной нами работы на правительственном уровне было принято решение оснастить залы Думы и Федерального собрания отечественными микрофонами МД-91, первыми, разработанными нами специально для систем звукоусиления речи и поставленными на производство на нашем предприятии. Позже нами были разработаны еще несколько микрофонов аналопичного назначения. Это динамические МД-97, МД-98, МД-99, электретные МКЭ-32 и МКЭ-33. В настоящее время наши микрофоны установлены и с успехом эксплуатируются в залах Государственной Думы, Верховного суда, Федерального собрания, Правительства России, Верховного Совета Белоруссии, а также в целом ряде других залов.

3.1.3. «Скрытые» микрофонные системы

Довольно часто в специальных и правительственных C3У речи находят применение «скрытые» или встроенные микрофонные системы, располагающиеся заподлицо со столешницей в столах залов заседаний и конференц-залах.

Такой микрофон или система микрофонов должны обладать максимальной чувствительностью в направлении на оратора и минимальной - для сигнала, приходящего в нормальном к плоскости стола направлении. В таких системах используют обычно микрофоны с косинусоидальной характеристикой направленности или пары включенных в противофазе максимально идентичных микрофонов с однонаправленными характеристиками, рабочие оси которых развернуты относительно друг друга на некоторый угол *φ*. При этом рабочие центры микрофонов или совмещают, или разносят на некоторое расстояние *l*, а

микрофоны включают встречно, чтобы таким образом компенсировать одинаковые сигналы с первого и второго микрофона.

Обычно в таких системах ставят два динамических речевых однонаправленных микрофона как более надежных, не требующих питания, простых в эксплуатации (так как доступ к «скрытым» микрофонам весьма затруднен).

В вопросе, на какой угол следует разворачивать акустические оси таких микрофонов (на ораторов, на края щели в столе или в других направлениях), а также разносить ли рабочие центры микрофонов, не было ясности. Ниже приводятся результаты наших исследований по этому поводу.

Рассмотрим работу пары микрофонов при максимально совмещенном рабочем центре микрофонов. Такое расположение обеспечивает минимальные фазовые различия сигналов от первого и второго микрофонов при наличии отражений от потолка или стоячих волн в металлическом ящике, в который обычно помещают микрофоны. В результате такая пара имеет менее «изрезанную» частотную характеристику чувствительности.

В практике считается, что рабочие оси микрофонов такой пары целесообразно разворачивать в направлении на ораторов, сидящих напротив друг друга. При этом чувствительность по рабочей оси первого и второго микрофона якобы должна соответствовать индивидуальной чувствительности каждого из них. Проанализируем, так ли это.

Пусть каждый из микрофонов пары имеет одинаковые однонаправленные XH и ЧХЧ, их акустические центры совмещены, а рабочие оси развернуты на угол φ . Тогда частотно-пространственные характеристики каждого микрофона $R_1(\theta)$ и $R_2(\theta)$, а следовательно, и напряжения на их выходе можно выразить следующим образом:

$$R_1(\theta) = \frac{1}{A+B} \left[A + B\cos(\theta + \frac{\psi}{2}) \right]; \quad R_2(\theta) = \frac{1}{A+B} \left[A + B\cos(\theta + \pi - \frac{\psi}{2}) \right], \quad /3.1.5/2$$

где $\psi = \pi - \varphi$.

Тогда общие пространственные характеристики пары при встречном влючении

$$R_{1,2}(\theta) = R_1(\theta) - R_2(\theta) = \frac{2B}{A+B}\cos\theta\sin\frac{\psi}{2}.$$
 (3.1.6/

Отсюда следует, что отношение чувствительности такой пары к индивидуальной при $\theta = 0$ выразится следующим:

$$\frac{R_{1,2}(\theta)}{R(\theta)} = \frac{2B}{A+B}\sin\frac{\varphi}{2}.$$
(3.1.7/

Из формул /3.1.6/ и /3.1.7/ следуют два важных для практики вывода:

 Характеристика направленности двух идентичных, встречно включенных, однонаправленных микрофонов, независимо от угла между их рабочими осями, в свободном поле представляет собой косинусоиду («восьмерку»).

 Чувствительность такой пары зависит от угла *φ* между рабочими осями микрофонов и возрастает с увеличением этого угла.

Таким образом, при «кардиоидной» характеристике направленности каждого микрофона чувствительность такой пары при $\varphi = \pi$ теоретически будет равна индивидуальной чувствительности микрофона, а при $\varphi = \pi/2$ - в $\sqrt{2}$ раз меньше ее. В направлении на оратора чувствительность пары будет еще меньше (в соответствии с законом $cos\theta$). Разворот рабочих осей микрофонов на 180° предпочтительнее еще и потому, что приводит к существенному уменьшению вибровосприимчивости, так как в случае идентичности микрофонов сигналы с них, вызванные вибрационной помехой, взаимно гасятся.

Еще одна сложность состоит в том, что специальный металлический ящик, служащий экраном от электромагнитных полей, создает условия для акустических искажений, т.к. звук, отражаясь от внутренних стенок ящика, создает сложную картину стоячих волн на высоких частотах. Стремясь избежать этого,

стенки ящика обрабатывают звукопоглощающим материалом, но все же полностью избежать внутренних отражений не удается. Поэтому полученные нам для идеализированных условий соотношения /3.1.6, 3.1.7/ практически выполняются не точно, но качественно вполне достоверны, что проверено нами экспериментально.

Основной вывод данного подраздела состоит в том, что при применении в "скрытых" системах пары встречно включенных кардиоидных микрофонов и следует располагать так, чтобы рабочие оси были развернуты на угол 180°, а рабочие центры были максимально совмещены.

Разработанные нами "скрытые" микрофонные системы нашли достаточно широкое применение в специальных целях в учреждениях Москвы, Санкт-Петербурга и других городах.

3.2. МИКРОФОНЫ ДЛЯ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕННОГО УРОВНЯ ШУМА

С повышением уровня окружающих шумов дальность приема микрофо ном полезного сигнала падает из-за маскировки его шумом. Увеличения соот ношения "полезный сигнал-шум" теоретически можно добиваться с помощьк спектральной и пространственной селекции полезного сигнала, а также исполь зуя определенные свойства направленных микрофонов в поле сферической волны ближнего источника (см. главу 2). На практике спектральная селекция полезного сигнала в воздушной акустике встречается крайне редко, так ка спектры большинства реальных шумов [34, 37] близки или совпадают со спек тром полезного сигнала. Исключение, пожалуй, составляют только интенсив ные пизкочастотные составляющие транспортных и некоторых промышленны шумов, которые в случае необходимости обрезают фильтром с частотой срез 200-300, а в ряде случаев и с 500 Гц, естественно, с частью спектра полезног сигнала. Пространственная селекция полезного сигнала, а также выделени близкого полезного сигнала на фоне дальних источников шума с помощь

. 2 1

мычных направленных микрофонов достаточно подробно рассмотрены в литературе [4, 5, 65, 86], и здесь нет смысла на этом останавливаться. Из всей изестной литературы можно сделать вполне очевидный вывод о том, что виболее эффективным способом увеличения дальности приема является поышение остроты направленности микрофона или микрофонного устройства [65]. Если под полезным сигналом понимается речь, то весьма желательно, чтобы острая характеристика направленности сохранялась в речевом диапазоне частот (100-10000 Гц), или хотя бы в диапазоне 200-7000 Гц, особенно если важна не только разборчивость, но и надежная идентификация голоса. Применение для указанных целей известных остронаправленных устройств весьма проблематично, так как фокусирующие системы (рефлекторные и линзовые) должны иметь для получения заметной направленности поперечные размеры (а интерференционные - продольные), соизмеримые с длиной звуковой волны на нижней граничной частоте [4, 5, 65, 71]. Биградиентные позволяют иметь досглочно острую направленность на низких частотах, но имеют большую неравкомерность ЧХЧ и неприемлемую ХН (боковые лепестки) на верхних частотах.

Учитывая актуальность задачи создания такого микрофона для тележурналистики (репортажи с мест событий), а также для специальных целей, в начале 90-х годов нами была предложена идея и приняты меры по созданию микрофонного устройства, соединяющего в себе преимущества микрофона бегущей волны на верхних частотах и биградиентного в диапазоне нижних частот.

3.2.1. Идея и конструкция интерференционно -биградиентного микрофона

В разделе 2.4, а также в работе [1.30] было показано, что применение в интерференционных остронаправленных микрофонах направленного капсюля котя и дает возможность обострить XH на низких частотах по сравнению с существующей теорией [4, 5], однако не позволяет получить коэффициент на-

правленности выше 4 (то есть $\Omega \le 4$) при размерах антенны, меньших длины звуковой волны. В свою очередь, такие размеры микрофонов делают крайне неудобной их эксплуатацию. Поэтому нами была обоснована и предложена идея [123] создания такого микрофонного устройства, которое в диапазоне нижних частот работало бы как биградиентная система, а в верхнем – как интерференционная, соединяя в себе присущие этим системам достоинства, и было свободно от их недостатков. Такое устройство должно иметь достаточно острую и стабильную в широком диапазоне частот XH и монотонную, плавную ЧХЧ (без резких пиков и провалов) при приемлемых для эксплуатации размерах.

Конструкция микрофонной системы [1.24] состоит из двух соосно ориентированных однонаправленных капсюлей 1 и 2, расположенных на торцах волновода 3, представляющего собой обычную интерференционную трубку с двумя рядами отверстий, закрытых шелком. Далее в корпусе микрофона расположена плата двухканального предварительного усилителя 5. Переключатель 6 позволяет системе работать в трех режимах:

- Режим I работает только капсюль 1;
- Режим II работает капсюль 2 совместно с волноводом 3;
- Режим III капсюли 1 и 2 включены встречно и работают совместно.

Режим I (звукозапись в помещениях с низким уровнем шума) и режим II (интервью и системы звукоусиления) делают возможным использование микрофона в весьма различных акустических условиях и придают ему универсальность применения. Эти режимы рассмотрены нами ранее [1.24]. Поэтому рассмотрим подробнее работу устройства в режиме III, позволяющем применять его для репортажей из шумных мест, документальных и натурных съемок и спеццелей, что представляет наибольший теоретический и практический интерес.

С целью получения малого веса и размеров система построена на двух малогабаритных однонаправленных электретных капсюлях. Каждый капсюль имеет свой предусилитель и все переключения осуществляются в выходных

шлях. В режиме III капсюли включены встречно, как это необходимо в биграшентных системах, причем капсюль 1 включен через фильтр низких частот, отключающий капсюль плавно, приблизительно с частоты $f_c = V_0 / (2H)$, где *H*базовое расстояние между капсюлями (в нашем макете H = 170 мм).

Здесь мы не будем подробно останавливаться на расчетно-теоретической части этой работы, технических подробностях изготовления макета. Разработанный нами макет имел на низких частотах ХН существенно более острую, чем гипер- или суперкардиоида, и достаточно стабильную ЧПХЧ в речевом длалазоне. На рис. 3.3 – 3.4 показаны экспериментальные ЧХЧ, снятые в ЗЗК и 3 ВНИИРПА при углах приема 0°, 90° и 180°. Хотя параметры не были доведены до своего теоретического предела, однако при испытаниях макета на спецобъектах было отмечено, что он более успещно, чем известные эксплуатачионникам системы, выделяет речевой сигнал на фоне речевых и транспортных шумов, а также подавляет транспортные вибрации (что объясняется встречным ихлючением капсюлей). К сожалению, из-за прекращения финансирования ОКР в ВНИИРПА, разработка не была доведена до промышленного производства.

Представляется целесообразным вернуться к идее создания такой микрофовной системы, но уже базируясь на разработанной нами теории, изложенной вразделе 2.4.

3.2.2. Основы теории и проектирования интерференционно биградиентного остронаправленного микрофона

Создание биградиентно-интерференционного микрофона предполагает, побы при разных акустических антеннах капсюлей максимально выполнялись кловия идентичности ХН и ЧХЧ, по крайней мере в диапазоне низких частот $f \leq f_c$):

$$R_1(\theta) = R_2(\theta)$$
 (a); $M_1(0^\circ, f) = M_2(0^\circ, f)$ (6). (3.2.1/



Рис.3.3. Частотные характеристики системы в режиме II



Рис.3.4. Частотные характеристики системы в режиме Ш

Следует определить, за счет каких акустико-механических, электромеханических или электрических параметров или элементов эти условия можно выполнить. А также найти количественные аналитические соотношения, связывающие параметры капсюлей 1 и 2, которые, как и ранее, будем считать кондеясаторными. Акустико-механические параметры фазосдвигающей цепочки калсюля 1 будем обозначать *r* и *c*, в отличие от капсюля 2 с антенной *H*.

Используем здесь выражения для XH капсюля 1 /2.4.14/ и 2 /2.4.15/, полученные ранее в разделе 2.4.

Из /2.4.14/ следует, что перепад чувствительности 0°-90° и 0°-180° для калсюля 1 выразится формулами:

$$\frac{M_1(0^\circ)}{M_1(90^\circ)} = \frac{r_2c_3 + \frac{h}{v_0}}{r_2c_3} \quad (a), \quad \frac{M_1(0^\circ)}{M_1(180^\circ)} = \frac{r_2c_3 + \frac{h}{v_0}}{r_2c_3 - \frac{h}{v_0}} \quad (b). \quad /3.2.2/$$

Из /2.4.15/ следует, что соответствующий перепад для микрофона 2

$$\frac{M_{1}(0^{\circ})}{M_{2}(90^{\circ})} = \frac{r_{2}c_{3} + \frac{h}{v_{0}}}{r_{2}c_{3} - \frac{H}{2v_{0}}} \quad (a), \quad \frac{M_{1}(0^{\circ})}{M_{2}(180^{\circ})} = \frac{r_{2}c_{3} + \frac{h}{v_{0}}}{r_{2}c_{3} - \frac{H}{v_{0}} - \frac{h}{v_{0}}} \quad (b). \quad /3.2.3/$$

Приравняв попарно соотношения (а) и (б), получим:

$$r_2c_3 = \frac{H}{2v_0} + r_2c_3(1 + \frac{H}{2h}).$$
 /3.2.4/

Подставив это значение в /2.4.15/, имеем:

$$R_{2}(\theta) = \frac{A + B\cos\theta}{A + B} = \frac{\left(1 + \frac{H}{2h}\right)\left(r'_{2}c'_{3} + \frac{h}{v_{0}}\cos\theta\right)}{\left(1 + \frac{H}{2h}\right)\left(r'_{2}c'_{3} + \frac{h}{v_{0}}\right)}.$$
 (3.2.5/

ţ

Легко убедиться в тождественности соотношений *В/А* из /3.2.5/ и *В'/А'* из /2.4.14/.

Следовательно, для получения любой заданной XH, идентичной в диапазоне нижних частот для капсюля 1 и микрофона 2 (с интерференционной трубкой), требуется выполнение соотношения /3.2.4/ между величиной акустикомеханических элементов их фазосдвигающих цепочек и геометрическими разностями хода *h* и *H*.

Теперь найдем условия выполнения соотношения /3.2.1,6/ между фронтальными чувствительностями капсюля M_1 и микрофона M_2 . В низкочастотном диапазоне (см. главу 2) их можно представить в следующем виде:

$$M_{1}(0^{\circ}) = \frac{S_{1}U_{1}(r_{2}c_{3} + \frac{h}{v_{0}})}{\delta_{1}(r_{1} + r_{2})} \quad (a), \quad M_{2}(0^{\circ}) = \frac{S_{2}U_{2}(r_{2}c_{3} + \frac{h}{v_{0}})}{\delta_{1}(r_{1} + r_{2})} \quad (b). \quad /3.2.6/$$

Технологически удобно, чтобы капсюли 1 и 2 мало отличались конструктивно, а, следовательно, и по своим акустико-механическим параметрам. Поэтому поставим следующие условия:

$$S_1 = S_2;$$
 $r_1 = r_1';$ $c_3 = c_3';$ $\delta_1 = \delta_1',$ /3.2.7/

Тогда, приравняв $M_1(0^\circ)$ и $M_2(0^\circ)$, с учетом выполнения условий /3.2.7/, получим:

$$\frac{r_2c_3 + \frac{h}{v_0}}{r_2c_3 + \frac{h}{v_0}} \cdot \frac{r_1 + r_2}{r_1 + r_2} = \frac{U_1}{U_2}.$$
(3.2.8/

Учитывая в /3.2.4/ условия /3.2.7/, то есть $c_3 = c_3'$, и подставив полученное жачение r_2c_3 в /3.2.8/, после преобразований получим:

$$(1+\frac{H}{2h})\cdot\frac{r_1+r_2}{r_1+r_2}=\frac{U_1}{U_2}$$
 /3.2.9/

Так как в конечном итоге нам необходимо знать соотношение величин ктивных элементов, а также напряжений поляризации, то /3.2.9/ преобразуем к виду:

$$\frac{r_1 + r_2}{r_1 + r_2} = (1 + \frac{H}{2h}) \frac{U_2}{U_1}.$$
(3.2.10/

Из /3.2.3/, с учетом выполнения $c_3 = c_3$ ', получим:

At the MA

1

$$\frac{r_2}{r_2'} = (1 + \frac{H}{2h}) + \frac{H}{2v_0} \cdot \frac{1}{r_2'c_3}.$$
 (3.2.11/

Из сопоставления соотношений /3.2.10/ и /3.2.11/ очевидно, что в общем виде (при любой наперед заданной XH каждого элемента пары и любом соотвошении активных сопротивлений r_1 , r_2 и r_2) невозможно получить однозначвсе значение величин поляризующих напряжений U_2/U_1 , удовлетворяющее одвовременно условиям одинаковой чувствительности /3.2.10/ и направленности B2.11/. Однако вполне возможно провести количественную оценку как соотношения параметров второго входа капсюлей 1 и 2, так и U_2/U_1 . Для этого, задавшись определенной XH капсюля 1, определим r'_2c_3 (см. главу 2), затем из условия тождественности XH микрофона 2 /3.2.11/ и при $c_2=c'_2$ найдем соотношение активных сопротивлений вторых входов r_2/r'_2 микрофона 2 и капсюля 1. Так как активное сопротивление ОКМ в большинстве реальных конструкций определяется величиной щели (см. главу 2), справедливо

$$r'_{2} = (\delta'_{2})^{-3} \Phi'_{2}$$
 (a), $r_{2} = (\delta_{2})^{-3} \Phi_{2}$ (6), /3.2.12/

где δ'_2 и δ_2 - ширина щели, Φ'_2 и Φ_2 - функции распределения стока воздуха в щели второго входа капсюля 1 и микрофона 2.

С учетом того, что капсюли конструктивно тождественны, $\phi_2' = \phi_2$ и

$$\frac{\delta_2}{\delta_2'} = \sqrt[3]{\frac{r_2'}{r_2}} .$$
 /3.2.13/

Учитывая, что длина интерференционной трубки H >> h (в нашем макете $H \approx 20h$), можем оценочно считать в /3.2.10/ и /3.2.11/, что $(1 + H/(2h)) \approx H/2h$. Кроме того, обычно в относительно больших капсюлях ОКМ (диаметр мембраны $2b \ge 16$ мм) сопротивление щели r_2' может в несколько раз превышать сопротивление зазора r_1 , то есть $r_2 > r_2' > r_1$, для малых мембран ($2b \le 10$ мм) $r'_2 \approx r_1$. Результаты количественных оценок соотношений r_2/r_2' , δ_2/δ_2' и U_2/U_1 сведены в таблицу 3.3.

Итак, возможен такой выбор акустико-механических и электрических параметров капсюля 1 и 2 (работающего с интерференционной трубкой длиной *H*), при которых выполняются оба условия /3.2.1/.

Как известно, для дальних источников полезного сигнала и равномерно распределенного в пространстве шума соотношение «полезный сигнал – шум» максимально при максимальном значении коэффициента направленности Ω В литературе нет ответа на вопрос, какой должна быть XH каждой единицы биградиентной пары для получения максимального значения Ω (см. формулу /3.1.2/) и $\Omega_{\Phi T}$ (формула /3.1.2/). Поэтому ниже приводится исследование этого вопроса. В соответствии с /3.1.1/ XH нашей биградиентной пары в низкочастотном диапазоне определяется общим выражением:

Таблица 3.3. Соотношения параметров второго входа микрофона 2 и капсюля 1 в биградиентной паре при идентичности остальных параметров и элементов конструкции капсюлей

шения U ₂ /U ₁	$r_2' = r_1$	1	1,5	7
Оценка отно	$r_2' > r_1$	2	3	4
62/62'		$\sqrt{(1+\frac{H}{h})}$	$\sqrt{(1+\frac{3}{2}\cdot\frac{H}{h})}$	$\sqrt{(1+2\frac{H}{h})}$
Микрофон 2	$r_2/r_2 = J(\frac{h}{h})$	$(1+\frac{H}{h})$	$(1+\frac{3}{2},\frac{H}{h})$	$(1+2\frac{H}{h})$
<u>Капсюль 1</u> 4 h	$r_2 \cdot c_3 = \frac{\Delta}{B} \cdot \frac{\omega}{U}$	<u>4</u> D	$\approx \frac{h}{2U}$	$\frac{h}{3U}$
ХН элементов пары _{на} нч	4	Кардиоида	Суперкардиоида	Гиперкардиоида

•

$$R(\theta) = [(1 - \beta) + \beta \cos \theta] \cos \theta \qquad (3.2.14)$$

Вначале определим величину Ω как функцию градиентной составляющей β. Взяв интеграл в знаменателе выражения /3.1.2/ с учетом /3.2.14/, получим:

204

$$\int_{0}^{\pi} R^{2}(\theta) \cdot \sin\theta d\theta = \left[(1-\beta)^{2} \frac{\cos^{3}\theta}{3} + 2(1-\beta)\beta \frac{\cos^{4}\theta}{4} + \beta^{2} \frac{\cos^{3}\theta}{5} \right]_{0}^{0}.$$
 (3.2.15/

После подстановки /3.2.15/ в /3.1.2/, получим:

$$\Omega = \frac{3}{1 - 2\beta + \frac{8}{5}\beta^2}.$$
 /3.2.16/

Исследуем знаменатель полученного выражения на экстремум, взяв производную по β и приравняв ее нулю:

$$\frac{4}{3}\left(\frac{8}{5}\beta + 1\right) = 0, \qquad \beta = \frac{5}{8}. \qquad (3.2.17)$$

Подставив это значенис β в /3.2.16/; найдем, что максимально возможная в биградиентной паре величина $\Omega = 8,0$.

Аналогичным образом, подставляя различные значения β , равные 0; 1/2; 5/8; 2/3; 3/4; 1, в /3.2.16/, найдем соответствующие значения Ω для биградиентных пар с различной индивидуальной направленностью. Данные вычислений сведем в таблицу 3.4.

В СЗУ, а также при интервью и репортажах с места событий, более реальным является допущение [65, 86], что источники помех расположены более или менее равномерно в заднем полупространстве микрофона, а полезные источники сигнала – в переднем. В этом случае соотношение «сигнал – шум» характеризуется величиной Ω_{DT} . Величину Ω_{DT} как функцию от β найдем,

Таблица 3.4. Направленные свойства различных микрофонов и их биградиентных пар

Характеристика	Ее аналитическое		T			
направленности	выражение	Ω	N ₁ , дБ	$\Omega_{\Phi/T}$	N _{2,} дБ	
Единичного микрофон	a				<u> </u>	
Круг	1	1	0	1	0	
Кардиоида	иоида $\frac{1}{2} + \frac{1}{2}cos\theta$		4,8	7,3	8,5	
Суперкардиоида	$\frac{3}{8} + \frac{5}{8}\cos\theta$	3,7	5,4	14,7	11,5	
	$\frac{1}{3} + \frac{2}{3}\cos\theta$	3,8	5,8	14	11,5	
Гиперкардиоида	$\frac{1}{4} + \frac{3}{4}\cos\theta$	4	6,0	6,7	8,3	
Восьмерка"	$\cos\theta$	3	4,8	1	0	
Биградиентной пары		4		1	.I	
Бикардиоида	$(\frac{1}{2} + \frac{1}{2}\cos\theta)\cos\theta$	7,5	8,8	31	15	
Бисуперкардиоида	$(\frac{3}{8} + \frac{5}{8}\cos\theta)\cos\theta$	8,0	9,0	31	15	
	$(\frac{1}{3} + \frac{2}{3}\cos\theta)\cos\theta$	7,94	9,0	16	12	
Бигиперкардиоида	$(\frac{1}{4} + \frac{3}{4}\cos\theta)\cos\theta$	7,5	8,8	5,7	7,6	
бивосьмерка	$\cos^2\theta$	5,0	7,0	1	0	

205

подставив соответствующие пределы интегрирования в /3.2.15/, а затем полученные значения - в формулу /3.1.3/:

$$\Omega_{er} = \frac{\frac{1}{3}(1-\beta)^2 + \frac{1}{2}\beta(1-\beta) + \frac{\beta^2}{5}}{\frac{1}{3}(1-\beta)^2 - \frac{1}{2}\beta(1-\beta) + \frac{\beta^2}{5}} = \frac{1-\frac{\beta}{2} + \frac{\beta^2}{10}}{1-\frac{7\beta}{2} + \frac{31\beta^2}{10}}.$$
 (3.2.18/

1

Подставляя в /3.2.18/ значения β , равные 0; 1/2; 5/8; 2/3; 3/4; 1, найдем значения величины $\Omega_{\phi T}$ для тех же биградиентных пар. Данные вычислений сведем в таблицу 3.4. Так как выигрыш в соотношении сигнал – шум часто удобнее выражать в дБ, то вычислим соответствующие величины по известным формулам

$$N_1 = 10 lg \Omega$$
 (a), $N_2 = 10 lg \Omega_{\phi/T}$ (6). /3.2.19/

Результаты вычислений индексов N_1 и N_2 для различных биградиентных характеристик направленности также приведены в таблице 3.4. Для сравнения там же приведены результаты вычисления Ω , $\Omega_{\phi T}$, N_1 и N_2 для единичных микрофонов с известной XH.

Из анализа данных табл. 3.4 следует, что:

- для любых пар однонаправленных микрофонов ($0,5 \le \beta \le 0,75$) величина козффициента направленности Ω и соответствующего индекса N_i изменяется весьма незначительно ($7,5 \le \Omega \le 8$), имся максимум при $\beta = 2/3$, то есть при бисуперкардиоидной XH;

- шумозащищенность биградиентной пары в различных акустических условиях в дальнем поле источника полезного сигнала ($R >> \lambda$ и R >> H) максимальна при значении $\beta = 5/8$ ($N_1 = 9$; $N_2 = 15$), и реально мало изменяется при значениях β от 1/2 до 2/3. При дальнейшем увеличении β резко падает.

Отсюда следует *практически важный вывод*, что при настройке единичных микрофонов биградиентной пары необходимо, чтобы их идентичные XH (в

вшем случае XH капсюля 1 и микрофона 2) в низкочастотном диапазоне (то ать при $f < 2f_{cp}$) были острее кардиоиды, но тупее гиперкардиоиды, то есть соответствовали $1/2 < \beta < 2/3$.

Известно [65], что шумозащищенность направленных микрофонов от мльних шумов в ближнем поле источника полезного сигнала (при $R < \lambda/2$) мокет быть в низкочастотном диалазоне существенно выше, чем это следует из апализа направленности. Поскольку такая оценка для биградиентной пары в изкетной нам литературе не была проведена, то восполним здесь этот пробел.

Будем считать, что в рассматриваемом нами микрофоне выполнены услоии идентичности индивидуальных характеристик направленности /3.2.11/ и тувствительности /3.2.10/ капсюля 1 (первого компонента пары) и микрофона 2 (второго компонента) в низкочастотной области. Рассматривая случай сферической волны, принимаем за расстояние *R* от источника звука до микрофона расстояние до средней точки базы *H* между капсюлями.

Вначале получим аналитическое выражение для ЧПХЧ нашей микрофонвый системы в ближнем поле источника звука ($R < \lambda/2$) в низкочастотном диапаюне. При этом будем считать, что R > H, а p_1 и p_2 – звуковые давления, юздействующие на первый и второй входы первого капсюля, а p_3 и p_4 – соотетственно на первый и второй акустические входы микрофона 2.

Величины звуковых давлений *p*₁ и любого последующего *p*₁ отличаются в ферической волне [5, 84], как по фазе, так и амплитуде. Поэтому

$$p_{1} = \frac{D}{R - \frac{\Delta R}{2}} e^{j\left[\omega t - k\left(R - \frac{\Delta R}{2}\right)\right]} \quad \text{(a),} \quad p_{i} = \frac{D}{R + \frac{\Delta R}{2}} e^{j\left[\omega t - k\left(R + \frac{\Delta R}{2}\right)\right]} \quad \text{(6),} \quad /3.2.20/2$$

це D – постоянная, зависящая от акустической мощности источника, ΔR – поовина базового расстояния между фронтом p_i и p_i . азница этих давлений Δp_{ji} будет:

$$\Delta p_{1i} = \frac{De^{j[\omega t - kr]}}{R[1 - (\frac{\Delta R}{2R})^2]} [2j\sin\frac{k\Delta R}{2} + \frac{\Delta R}{R}\cos\frac{k\Delta R}{2}].$$

Обозначим $P_0 = \frac{De^{j/\omega - krj}}{R}$ и учтем, что при $\Delta R << R$ $[1 - (\frac{\Delta R}{2R})^2] = \cos \frac{\Delta R}{\sqrt{2R}}$. Тогда

$$\Delta p_{1i} = p_0 \frac{\left[2 j \sin \frac{k\Delta R}{2} + \frac{\Delta R}{R} \cos \frac{k\Delta R}{2}\right]}{\cos \frac{\Delta R}{\sqrt{2}R}}.$$
(3.2.21/

Проанализируем полученное выражение. Если в /3.2.20,6/ p_i придать значение p_2 , то величина $\Delta R = h\cos\theta$. С учетом того, что h << R, получим $\cos(\Delta R/\sqrt{2R}) = 1$, $\cos(k\Delta R/2) = 1$ и $\sin\frac{k\Delta R}{2} = \frac{kh\cos\theta}{2}$. Следовательно, /3.2.21/ приводится к следующему известному виду:

$$\Delta p_{12} = p_1(jkh\cos\theta + \frac{h\cos\theta}{R}) = p_1jkh\cos\theta \cdot \left[1 + \frac{1}{(kR)^2}\right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (3.2.22)

Взяв вместо p_1 давление p_3 на первом входе второго капсюля, p_i придав значение p_4 и проводя в /3.2.21/ аналогичные преобразования, получим для Δp_{34} :

$$\Delta p_{34} = p_3 jkh \cos \theta \cdot \left[1 + \frac{1}{(kR)^2}\right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (3.2.23/

Отметим, что /3.2.23/ строго справедливо для микрофона 2 только тогда, когда ось микрофона 2 с интерференционной трубкой практически совпадает с направлением на источник звука, то есть $\theta \rightarrow 0$ и $cos\theta \rightarrow I$, а выражение /2.4.11/ трансформируется к виду:

$$d_2(\theta) = \frac{H}{2}(\cos\theta - 1) + h\cos\theta = h\cos\theta. \qquad (3.2.24)$$

В противном случае, при $0 < \theta < \pi$, выражение /3.2.23/ примет более громоздкий вед:

$$\Delta p_{34} = jp_{3}[kh\cos\theta + \frac{kH}{2}(\cos\theta - 1)] \cdot \left[1 + \frac{1}{(1+kR)^{2}}\right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (3.2.25/

Для анализа выигрыша в соотношении "сигнал – шум" в ближнем поле нам важна прежде всего осевая ЧХЧ нашей биградиентной пары. Поэтому далее вполне правомерно использовать /3.2.22/ и /3.2.23/. Итак, для биградиентвой системы нам необходимо получить выражение разности давлений p_1 и p_3 у шервого акустического входа капсюлей. Для этого при $p_1 = p_3$, используя в /3.2.21/ значение $\Delta R = h \cos \theta$, получим:

$$\Delta p_{13} = p_1 \frac{\left[2j\sin\frac{kH\cos\theta}{2} + \frac{H\cos\theta}{R}\cos\frac{kH\cos\theta}{2}\right]}{\cos\frac{H\cos\theta}{\sqrt{2}R}}.$$
 (3.2.26/

С учетом выполнения условия /3.2.1/

$$R_{1}(f,\theta) = R_{2}(f,\theta) = [(1-\beta) + \beta \cos\theta \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{(kR)^{2}}}]. \qquad /3.2.27/$$

Для биградиентной пары очевидно следующее выражение:

$$M_{12}(\theta, f, R) = \frac{u_1 - u_2}{p_1} M_1(0^\circ) \cdot R_1(f, \theta) \cdot \Delta p_{13} . \qquad (3.2.28)$$

Подставляя в /3.2.28/, /3.2.26/ и /3.2.27/, с учетом $\theta \rightarrow 0$, $\cos \theta \rightarrow 1$, а также,

что уже при R > 3H $\cos \frac{H}{\sqrt{2R}} \rightarrow 1$, получим следующее выражение для ЧХЧ пары капсюлей в ближнем поле:

$$M_{12} = 2M_1(0^\circ) \left[(1-\beta) + \beta \sqrt{1 + \frac{1}{(kR)^2}} \right] \sin \frac{kH}{2} \sqrt{1 + \left(\frac{H}{2Rtg \frac{kH}{2}}\right)^2} .$$
 (3.2.29)

В плоской волне (при R >> H) и произвольном θ выражение /3.2.29/ приводится к известному виду:

$$M_{12} = 2M_1(0^\circ)[(1-\beta) + \beta\cos\theta]\sin\frac{kH\cos\theta}{2} \qquad (3.2.30)$$

Расчетная частотная характеристика чувствительности биградиентной пары представлена на рис.3.5. Для расчета взяты следующие значения: H = 0,17м; R = 2,5H; H = 20h, соответствующие реальным соотношениям размеров в нашей экспериментальной системе. Кривая 1 соответствует $R_1(\theta) = R_2(\theta) = R_2(\theta) = cos\theta$, 2 - $R_1(\theta) = R_2(\theta) = \frac{1}{3} + \frac{2}{3}cos\theta$ (суперкардиоида); 3 - $R_1(\theta) = R_2(\theta) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2}cos\theta$ (кардиоида); 4 - учитывает индивидуальные ЧХЧ микрофонов; 5 и 6 - то же в плоской волне (первая - без учета индивидуальных ЧХЧ, вторая - с учетом). Обычное расстояние от микрофона до источника при интервью в шумных помещениях, а также в СЗУ речи составляет 0,3-0,5 м. Так как шумозащищенность микрофона от относительно дальних источников шумов определяется повышением чувствительности нашего микрофона к ближнему источнику (у нас R=2,5H=0,43 м) и коэффициентом направленности [34, 65], то можем найта величину шумозащищенности N_{cue} по следующей формуле:

$$N_{ew} = 20 lg \frac{M_{eq}}{M_{w}} \sqrt{\Omega} = 20 lg \frac{M_{12eq}}{M_{12m}} + 10 lg \Omega. \qquad (3.2.31)$$



Рис.3.5. Расчетные частотные характеристики чувствительности системы





Рис.3.6. Упрощенная ЭЭС акустикомеханической подсистемы ННКМ: *m*₁ и *r*₁ - общая эквивалентная масса и трение мембраны и слоя воздуха под ней, *c*₁ - эквивалентная гибкость мембраны, *c*₃ - гибкость воздуха в подмембранных полостях

Рис.3.7. Схема включения капсюля конденсаторного микрофона: C_x – полезная емкость капсюля, C_n – паразитная емкость капсюля и предусилителя, R_n – входное сопротивление предусилителя, U_0 - поляризующее напряжение, e - ЭДС сигнала

Подставив в /3.2.31/ значение M_{12} из /3.2.29/ для сферической волны, а из /3.2.30/ при θ =0° для плоской, получим:

$$N_{\infty} = 10 lg \left[1 + \frac{1}{(kR)^2} \right] + 10 lg \left[1 + \left(\frac{H}{2Rtg \frac{kH}{2}} \right)^2 \right] + 10 lg \Omega$$
 (3.2.32/

Данные расчета по формуле /3.2.32/ приведены (для различных $R_1(\theta) = =R_2(\theta)$) в таблице 3.5. Эти данные отображают шумозащищенность биградиентной пары при равномерном распределении дальних источников помех вокрут микрофона. Аналогичным образом можно рассчитать шумозащищенность такой пары при распределении дальних источников шума в заднем полупространстве микрофона по формуле

$$N_{\omega \omega} = 20 lg \frac{M_{\omega \phi}}{M_{\omega}} + 10 lg \Omega_{\phi \gamma}. \qquad (3.2.33)$$

Воспользовавшись здесь, как и ранее, соотношениями /3.2.29/ и /3.2.30/ и значениями β , H и h, сведем полученные данные в таблицу 3.6.

Из анализа данных таблиц 3.4, 3.5 и 3.6 и рис. 3.5, можем сделать следующие важные для практической разработки биградиентноинтерференционного микрофона выводы:

- Максимальной шумозащищенностью во всевозможных акустических условиях обладает на низких частотах бисуперкардиоидная (β =5/8) система.
- Бикардиоидная (β = 1/2) система отличается от последней в диапазоне низких частот также весьма незначительно (в зависимости от конкретных акустических условий и частоты в пределах от 0 до 1 дБ). Бигиперкардиоидная (β = 3/4) сильно уступает ей (в некоторых условиях до 7,5 дБ).
- Учитывая, что наибольшая спектральная плотность шумов [34, 86], влияющих на разборчивость речи, приходится на диапазон 125-2000 Гц, можно рекомендовать для каждого микрофона пары иметь в этом диапазоне частот

 $\pi/2$

500

дБ

9,6

7,9

9,9

9,7

π

1000

πБ

8,8

7,0

9,0

8,8

Таблица 3.5. Шумозащищенность пары в сферичсской волне с учетом *О* (диффузные шумы)

 $\pi/32$

31,5

дБ

35,1

37,4

36,9

37,0

ĸН

f, Гц

N_{c/u}

Бисуперкардиоидная

Бягиперкардиоидная

Бикардиоидная

Биградиентная

ескои	волны	а	ИЗ

зличных $R \setminus (B) =$ юность биградиников помех войозащищенность вднем полупро-

Таблица 3.6. Шумозащищенность пары в сферической волне с учетом $\Omega_{\phi T}$ (шумы в заднем полупространстве)

<i>f</i> , Гц	31,5	63	125	250	500	1000
N _{c/m}	дБ	дБ	дБ	дБ	дБ	дБ
Бикардиоидная	41,2	31,5	23,6	17,9	15,7	14,9
Биградиентная	30,4	19,4	10,0	3,9	0,9	0,0
Бисуперкардиоидная	42,8	32,5	24,0	18,5	15,8	14,9
Бигиперкардиоидная	36,0	25,1	16,9	11,3	8,6	7,7

2.29/и/3.2.30/и

ем сделать слебиградиентно-

тических усло-

0 система,

диапазоне низ-

энкретных аку-

еркардиоидная

И, 86], влияю-

Гц, можно ре-

зоне частот

213

 $\pi/16$

63

дБ

25,4

26,4

26,6

26,6

 $\pi/8$

125

дБ

17,5

17,0

18,1

18,0

 $\pi/4$

250

дБ

11,8

10,9

12,6

12,4

характеристику направленности, близкую к суперкардиоиде, то есть $1/2 \le \beta \le 2/3$ при $R_1(\theta, f) = R_2(\theta, f)$.

- Учитывая тенденции частотной характеристики чувствительности пары (см. рис.3.3, 3.4, 3.5), а также спектральное распределение большинства шумов [34], целесообразно расстояние между капсюлями выбирать в интервале 0,154 < H < 0,20 м (у нас H = 0,17 м).
- 5. Оптимальная частота фильтра f_c, разделяющего дианазоны совместной работ ты капсюлей 1 и 2 (см. рис. 3.5 и 3.10) и работы только капсюля 2 совместно с интерференционной трубкой, лежит в середине интервала U_o /(2H) < f_c < U_c / H. Верхняя частота этого интервала выбрана из соображений требования постоянства XH системы в низкочастотном диапазоне ниже 2000 Гц (в нашем случае это соответствует волновому размеру H/λ=1). Нижняя частота интервала определяется исходя из тенденций фронтальной ЧХЧ такой пары (см. рис. 3.5). Отметим, что к аналогичным выводам по этому поводу приходит и автор разработки биградиентного ленточного микрофова МЛІ-18 [85].
- 6. При использовании нашей системы в условиях сильных низкочастотных шумов наряду с пространственно-спектральной селекцией полезного сигнала, которую обеспечивает сама частотно-пространственная характеристика чувствительности системы, целесообразно иметь возможность дополнительной чисто спектральной селекции сигнала. В простейшем случае это может быть осуществлено, например, с помощью введения дополнительного фильтра, обрезающего низкие частоты (начиная с 250-300 Гц) с крутизной не менее 12 дБ на октаву.

3.3. МИНИАТЮРИЗАЦИЯ МИКРОФОНОВ

3.3.1. Причины и задачи миниатюризации

Из предыдущих разделов (см. 3.1, 3.2) видно, что весьма важной задачей

214

всего уменьшение поперечных размеров микрофона, что связано с минимизацией диаметра чувствительного элемента, по разному сказывающейся на совокупности параметров микрофонов различного типа приема и преобразования сигнала.

Разработчик – практик, занимающийся разработкой миниатюрных микрофонов, сталкивается при уменьшении их размеров с изменениями целого ряда электроакустических характеристик (ЭАХ) в сравнении с микрофонами обычных размеров. При этом он воспринимает такие изменения как данность, часто не понимая ни физических причин таких изменений, ни возможных путей их предотвращения. Отсутствие детально разработанной системной теории микрофонов различного типа и эмпирические методы их разработки до последнего времени не позволяли произвести анализ зависимости совокупности реализуемых ЭАХ от размеров преобразователей.

В настоящее время, используя результаты ряда работ автора [1.05-1.08, 1.10-1.16], а также теорию различных типов направленных микрофонов, изложенную в главе 2 настоящей работы, мы можем провести такой анализ и оценить ожидаемые последствия уменьшения размеров преобразователей.

3.3.2. Тенденции изменения основных электроакустических параметров ненаправленных конденсаторных микрофонов при их миниатюризации

Ненаправленный конденсаторный микрофон (НКМ) – приемник давления. Этот тип микрофонов широко распространен (измерительные, «петличные», «граничные», встроенные в аппаратуру микрофоны и т.д.), изучен и описан в специальной литературе [1-7, 33-38 и т.д.], поэтому нет смысла здесь на этом останавливаться. НКМ – наиболее подходящий объект для начала таких исследований, так как в акустическом смысле это один из простейших тинов микрофонов, тем более что некоторые из исследуемых нами тенденций в равной степени могут быть отнесены и к другим типам конденсаторных мик-

рофонов. Широк диапазон размеров НКМ: встречаются модели с диаметром мембран от 2 до 35 мм. Однако в опубликованной литературе нам не удалось вайти систематизированных исследований, позволяющих судить об изменении совокупности основных ЭАХ таких микрофонов при их миниатюризации.

Одна из возможных конструктивных реализаций капсюля ненаправленното конденсаторного микрофона представлена на рис. 2.3 (при закрытой щели 8 или при отсутствии отверстий 7). Упрощенная ЭЭС его акустомеханической подсистемы приведена на рис.3.6, схема включения капсюля - на рис.3.7.

В соответствии с принятыми нами системными представлениями ЧПХЧ такого микрофона может быть представлена как

$$M(f,\theta) = \frac{F_1}{p} \cdot \frac{\dot{\xi}}{F_1} \cdot \frac{E}{\dot{\xi}} \cdot \frac{u}{\varepsilon} = D_1(k\alpha,\theta)S_1 \cdot \frac{1}{z_M} \cdot \frac{U_0}{j\omega\delta} \cdot \frac{R_\mu K_\nu}{R_\mu(1+\frac{C_n}{C_k})+\frac{1}{j\omega C_k}} , \qquad /3.3.1/$$

где $D_1(ka, \theta)$ – коэффициент дифракции, зависящий от волновых размеров калсюля ка и угла падения звука θ (см. гл. 1); S_1 – площадь мембраны; U_0 – напряжение поляризации; δ - ширина зазора между мембраной и неподвижным электродом; z_{π} – импеданс акустико-механической подсистемы; K_y – коэффициент передачи предусилителя.

Для диапазона низких и средних частот НКМ

$$D(ka, \theta) = 1; \qquad R_{\rm N} > \frac{1}{\omega_{\rm N} C_{\rm K}}; \qquad z_{\rm M} = \frac{1}{j\omega c_{\Sigma}}, \qquad (3.3.2)$$

{где} $c{\Sigma} = c_1 c_3 / (c_1 + c_3)$ - совокупная гибкость мембраны c_1 и c_3 - подмембранных объемов воздуха.

Учитывая эти соотношения в /3.3.1/, получим известное выражение для чувствительности на средних частотах:

$$218$$

$$M = \frac{S_1 c_2 U_0}{\delta} \cdot \frac{K_y}{\left(1 + \frac{C_a}{C_t}\right)} \cdot \frac{K_y}{\left(1 + \frac{C_a}{C_t}\right)}$$

Последний сомножитель учитывает влияние соотношения величин паразитной C_n и полезной C_{κ} емкостей капсюля на коэффициент передачи предварьтельного усилителя K_y . Величина C_n является суммой входной паразитной емкости предусилителя (транзистора и соединительных проводов) и конструктивной паразитной емкости, величина которой зависит от конкретной конструкции капсюля. Обычно C_n не превышает единиц пикофарад, поэтому отношением C_n/C_κ пренебрегают по сравнению с единицей и не учитывают в выражениях для чувствительности [1-7]. Это справедливо при достаточно больших размерах капсюлей, в которых величина C_κ существенно превышает C_n . При миниатюризации величины C_κ и C_n вполне могут стать соизмеримыма. Поэтому мы не вправе пренебрегать этим соотношением.

Теперь рассмотрим подробнее характер величины *с*₂. На практике имеют место два случая:

- гибкость мембраны c₁ велика по сравнению с гибкостью воздуха подмембранных полостей c₃, следовательно, c₂ ≈ c₃, то есть акустико-механическая подсистема таких микрофонов управляется упругостью (это практически все модели профессиональных и бытовых конденсаторных микрофонов с полимерной мембраной);
- гибкость мембраны мала по сравнению с гибкостью воздуха, c₁<< c₃ и c₂ ≈ ≈ c₁, так что акустико-механическая подсистема управляется упругостью мембраны, что имеет место в измерительных конденсаторных микрофонах с сильно натянутой металлической мембраной и в некоторых моделях студийных конденсаторных микрофонов, изготовленных на базе той же технологии.

Теоретически, конечно, могут быть и промежуточные случаи, когда $c_1 \approx c_3$, но практически это не встречается.
Рассмотрим первый случай, когда акустико-механическая подсистема управляется гибкостью подмембранных объемов.

Гибкость подмембранных объемов c_3 и массу m_1 (в основном зависящую от массы мембраны) можно определить следующим образом:

$$c_{3} = \frac{V_{1}}{\rho_{0}v_{0}^{2}S_{1}^{2}}$$
 (a), $m_{1} = \frac{4}{3}\rho_{1}\Delta_{1}S_{1}$ (6). (3.3.4/

Тенденции изменения электроакустических нараметров удобнее проследить при уменьшении диаметра чувствительного элемента в целое число раз. Для определенности здесь и далее в этом разделе будем считать, что диаметр уменьшается в 2 раза, соответственно площадь чувствительного элемента - в 4 раза, то есть $S_1' = S_1/4$.

Из /3.3.4, б/ очевидно, что при этом масса мембраны m_1' уменышится, а гибкость c_3' - увеличится в 4 раза. Учитывая, что $V_1 \approx S_1 h$, то есть $V'_1 = S'_1 h = S_1 h / 4$, это вполне достижимо. Отсюда ясно, что при уменьшении диаметра мембраны в 2 раза и сохранении остальных конструктивных параметров, таких как плотность материала мембраны ρ , ее толщина Δ , глубина канавок h и т.п., диапазон частот и чувствительность (см. формулу 3.3.3) могут остаться неизменными, то есть $M_{I'} = M_{I}$.

$$M_{1} = M_{1}' = \frac{U_{0}V_{1}}{\delta\rho_{0}v_{0}^{2}S_{1}}.$$
 (3.3.5/

Строго говоря, последнее утверждение справедливо для капсюлей. Для микрофонов оно остается справедливым только при предположении Cn/ Cx<<1, что реально не всегда выполнимо, так как $C_{\kappa} \sim S_l$, а величина C_n может определяться совершенно другими причинами, например входной емкостью микрофонного усилителя. В этом случае величина M_l станет несколько меньше M_l

(конкретное значение зависит от нового значения C_n/C_k). Такое незначительнос уменьшение чувствительности (при сохранении $C_n < C_k$) может быть до некоторой степени скомпенсировано увеличением соотношения U_0/S' , так как запас статической устойчивости мембраны увеличивается практически обратно пропорционально ее радиусу [5, 41]. Из /3.3.1/ следует, что при уменьшении диаметра в *n* раз и сохранении постоянными величин R_n и C_n возможно увеличение неравномерности ЧХЧ на НЧ, что определяется соотношением

$$\frac{M'(f_n)}{M(f_n)} = \left[\frac{1+\omega_n^2 R_n^2 (C_n + C_n)^2}{1+\omega_n^2 R_n^2 (C_n / n^2 + C_n)^2}\right]^{\frac{1}{2}}.$$
(3.3.6/

Произведем теперь оценку изменения динамического диапазона выходного сигнала микрофона.

Величина верхнего предела динамического диапазона капсюля в широком диапазоне частот определяется величиной гармонических искажений, которая, в свою очередь, зависит (в основном) от соотношений ξ/δ и E/U_0 (подробнее об этом см. в гл. 4). Так как мы считаем в рассмотренном примере δ и U_0 величинами постоянными, то эквивалентное смещение мембраны ξ и ЭДС *е* на выходе капсюля также останутся неизменными. Следовательно, при неизменном звуковом давлении *p* не изменится и коэффициент гармоник. Отсюда следует, что останется практически неизменной верхняя граница динамического диапазона такого микрофона при его миниатюризации (параметры предусилителя, разумеется, также следует считать фиксированными).

Величина нижнего предела динамического диапазона микрофона определяется уровнем собственного шума микрофона, источником которого является входное сопротивление предусилителя R_{μ} и активные электронные элементы его схемы [5, 77, 95]. С учетом шунтирующего действия паразитных емкостей выходная величина U_{uu} при уменьшении диаметра мембраны в n раз (соответственно C_k в n^2 раз) должна измениться как

$$\frac{U'_{u}}{U_{u}} = \frac{1 + j\omega R_{u}(C_{k} + C_{n})}{1 + j\omega R_{u}(\frac{C_{k}}{n^{2}} + C_{n})} \approx \frac{n^{2}(C_{k} + C_{n})}{C_{k} + n^{2}C_{n}}.$$
(3.3.7/

Из приведенных выше рассуждений следует, что чувствительность капколя при его уменьшении осталась прежней, а изменение чувствительности иккрофона с учетом изменения коэффициента передачи усилителя (см. формулу/3.3.3) подчинится соотношению

221

$$\frac{M}{M} = \frac{(C_k + C_p)}{C_k + n^2 C_p} \cdot (3.3.8/2)$$

Оценим изменение уровня эквивалентного звукового давления, обусловленное собственным шумом, воспользовавшись известным [62, 87] соотношением

$$N_{\rm w} = 20lg \frac{U_{\rm w}}{Mp_0} \cdot (3.3.9)$$

Подставив значения U_w /U_w из /3.3.7/ и *M*/*M* из /3.3.8/, после преобразований получим:

$$N_{\rm m}' - N_{\rm m} = 20 lg \frac{U_{\rm m}M}{U_{\rm m}M'} = 20 lg n^2 = 40 lg n$$
. (3.3.10/

.

Таким образом, при уменьшении диаметра мембраны НКМ в 2 раза можно ожидать увеличения уровня собственного шума на 12 дБ при неизменной величине чувствительности капсюля. Отметим, что на уровень шума влияет еще ряд факторов, связанных с его спектральным распределением. Поэтому реально величина U_{u} не всегда изменяется столь значительно. Для реальной оценки этих факторов на рис. 3.8 приведена зависимость U_{u} на входе предварительного усилителя, полученная экспериментально при различных значениях R_{μ} и при замене C_k эквивалентной емкостью [62, 87]. Как видим, при уменьшении C_{κ} в 4 раза, в соответствии с уменьшением полезной площади мембраны, U_{μ} увеличивается в 2-4 раза.

На основании изложенного можем сделать некоторые выводы об изменении основных электроакустических характеристик при двукратном уменьшении диаметра мембраны НКМ, управляемых гибкостью воздуха в подмембранных объемах (т.е. для первого случая). Оценку проведем при фиксированной величине отношения напряжения поляризации U_0 к ширине воздушного зазора δ , а также подмембранного объема V_k к площади мембраны S_1 .

- Чувствительность капсюля и его частотный диапазон остаются практически неизменными.
- Частотную характеристику чувствительности в фиксированном диапазоне частот также можно сохранить практически неизменной. Возможна тенденция к уменьшению чувствительности вблизи нижней границы частотного диапазона, которую можно избежать выбором достаточно больщого значения R_n.
- Характеристика направленности остается ненаправленной в более широком диалазоне верхних частот, так как дифракционные явления начинают сказываться с более высоких (в n раз) частот.
- 4. Верхняя граница динамического диапазона остается практически неизменной, а нижняя – поднимается на 6-12 дБ.

Обратимся теперь ко второму случаю, когда акустомеханическая подсистема управляется гибкостью мембраны.

В этом случае гибкость мембраны c_1 значительно меньше гибкости объемов подмембранных полостей c_3 , т.о. $c_1 < <c_3$ и $c_2 \sim c_1$. Таким способом реализуются акустомеханические подсистемы всех известных типов измерительных конденсаторных микрофонов, где используется металлическая сильно натянутая мембрана, а также ряда малогабаритных звукотехнических микрофонов, например петличных [55, 88, 96]. Например, в микрофонах фирмы «Брюль и



Рис.3.8. Результаты измерений зависимости напряжения собственного шума микрофона от емкости капсюля при двух сопротивлениях нагрузки: $1 - R_n = 10^9$, $2 - R_n = 0.5 \cdot 10^9$ Ом



Рис.3.9. Результаты измерений ЧХЧ на НЧ в ЗЗК' на расстоянии R=1м (сплошная линия) и в установке «бесконечная труба» (прерывистая линия): а) – одномембранный микрофон МКЭ-2, б)– двухмембранный МК-17

.

Къер» величина гибкости мембраны не превышает 5-8% от гибкости объема воздуха.

Уменьшение, как и ранее, в 2 раза диаметра мембраны приводит к уменьшению площади мембраны, а следовательно, и полезной емкости капсюля в 4 раза, т.е. $S_1 = S_1/4$ и $C_k = C_k/4$.

Из /3.3.3/ следует, что чувствительность капсюля при этом уменьшится также в 4 раза при условии постоянства всех остальных параметров капсюля, входящих в первую дробь выражения /3.3.3/, то есть U_0 , $\delta \bowtie c_{\chi} = c_1 = 1/8\pi\tau$ (где τ – натяжение мембраны, остающееся неизменным). Кроме этого, уменьшение размеров мембраны скажется на втором сомножителе в /3.3.3/, т.е. на величине коэффициента передачи предварительного усилителя микрофона, который уменьшится вследствие увеличения соотношения C_n/C_{κ} . Как отмечалось ранее, величина паразитной емкости C_n может считаться при миниатюризации неизменной, так как при рациональной конструкции капсюля она определяется в основном входной емкостью усилителя, что характерно и для ламповых предусилителей измерительных микрофонов. Следовательно, при уменьшении диаметра капсюля (мембраны) такого микрофона в n = 2 раза и постоянстве остальных параметров его чувствительность, как следует из /3.3.3/, можно представить как

$$M' = \frac{S_{c_1}U_0}{n^2\delta} \cdot \frac{K_y}{(1 + \frac{C_n n^2}{C_y})}$$
 (3.3.11/

Как видим, чувствительность такого конденсаторного микрофона уменьшится, по крайней мере, в 4 раза только за счет уменьшения чувствительности капсюля, даже в предположении малости $C_n n^2 / C_k$ по сравнению с единицей.

С уменышением S₁ в 4 раза масса мембраны m₁ (см. 3.3.3,б) также уменьшится в 4 раза, так что резонансная частота акустико-механического импеданса при неизменности величины c₁ увеличится в 2 раза и диапазон частот, в котором ЧХЧ остается частотно-независимой, расширится на октаву в сторону высоких частот. Нижняя граничная частота НКМ обычно определяется соотношением входного сопротивления предусилителя R_n и суммарной емкости C_κ и C_n (см. формулу /3.3.1/). В измерительных микрофонах при уменьшении размеров мембраны и выполнении соотношения $R_n >> \frac{1}{\omega_n C_{\Sigma}}$ величина спада чувствительности на нижней граничной частоте может оставаться практически неизменной. В этом случае f_n частотно-постоянной чувствительности определяется акустико-механическими параметрами, т.е. в конечном итоге конструктивными размерами отверстия кашилярной трубки, выравнивающей статическое давление внутри капсюля [83].

Оценим теперь изменение динамического диапазона рассматриваемого варианта реализации НКМ. Верхняя граница динамического диапазона такого микрофона определяется величиной звукового давления, при котором коэффициент гармонических искажений K_r не превышает установленного значения (для студийных профессиональных конденсаторных микрофонов обычно 0,5%, для измерительных - 3-6%). Величина K_r зависит на низких уровнях от второй, а при больших – второй и третьей гармоник.

Величина второй гармоники на выходе преобразователя определяется, в первом приближении, соотношением смещения мембраны ξ и величины зазора δ_i или соотношением выходного и поляризующего напряжения [1.15, 1.16], т.е. $K_i \sim \xi/\delta \sim u/U_o$.

Величина же третьей гармоники зависит от квадрата отношения смещения мембраны к ее толщине: $K_3 \sim (\xi/\Delta)^2$.

Следовательно, при уменьшении диаметра рассматриваемого микрофона вдвое (при фиксированном значении всех ранее указанных параметров капсюля) предельное звуковое давление возрастет в 4 – 8 раз, т.е. верхняя граница динамического диапазона увеличится на 12–18 дБ (результаты исследования нелинейности капсюлей конденсаторных микрофонов изложены в гл. 4 настоящей работы). Как показано выше, напряжение собственного шума, приведенное ко входу предусилителя конденсаторного микрофона, при четырехкратном уменьшении емкости капсюля увеличивается в 2-4 раза (см. рис.3.8). При этом в соответствии с /3.3.11/ чувствительность капсюля уменьшается в 4 раза, а уровень собственного пума N_и увеличивается на 18-24 дБ.

Полученные в этом разделе теоретические результаты в отношении чувствительности, динамического и частотного диапазона хорошо согласуются с нарамстрами измерительных микрофонов фирмы «Брюль и Къер» [88, 99], праведенными в таблице 3.7 для капсюлей 4138 (диаметр ¹/8 дюйма), 4135 (¹/4 дюйма), 4133 (1/2 дюйма) и 4145 (1 дюйм), отградуированных по свободному полю, с одинаковым напряжением поляризации $U_0 = 200$ B, работающих с одним и тем же предусилителем № 2619 с коэффициентом усиления К, = 1 (0 дБ) и частотным диалазоном 2 Гц – 200 кГц. Параметры из [88], приведенные в числителе, относятся к 1971г. а более поздние данные 1980г. - в знаменателе соответствующих граф. Несколько отличающаяся от рассчитанной нами зависимость некоторых параметров объясняется тем, что принятые при расчетах условия $U_0 = \text{const}$, $\delta = \text{const}$ и $\tau = \text{const}$ при конструктивных изменениях капсюлей не всегда выдерживаются. Изменения значений б и т при миниатюризация происходят потому, что указанные величины связаны между собой [2, 5, 4] приведенным ниже соотношением /3.3.12/. Очевидно, что фирма «Брюль и Къер» при модернизации своих капсюлей широко использует эти возможности (сравните данные в таблице 3.7):

$$U_{o} \leq \frac{\delta}{a} \sqrt{\frac{t\delta}{\varepsilon_{o}}} .$$
 /3.3.12/

Соотношение /3.3.12/ показывает увеличение статической устойчивости мембран при уменьшении их радиуса *а*. Однако некоторое уменьшение δ и изменение гибкости c_{M} в целом не могут сильно нарушить общие, показанные нами в этом разделе, тенденции изменения совокупности электроакустических харак-

227

Таблица 3.7. Параметры микрофонов фирмы «Брюль и Къер»

Тип капсюля	4138	4135	4133	4145	Входной им- педанс пред- усилителя
Внешний диаметр, дюйм	1/8	¹ /4	1/ ₂	1	
Чувствительность, мВ/Па	<u>0,5</u> 1	<u>2</u> 4	$\frac{10}{12,5}$	<u>50</u> . 50	4гОм/0,5пФ 10гОм/0,8пФ
Диапазон частот, Гц – кГц	<u>30-140</u> 6,5-140	<u>8–100</u> 3,9–100	$\frac{5-40}{3,9-40}$	$\frac{3-18}{2,6-18}$	4гОм/0,5пФ 10гОм/0,8пФ
Динамический диапазон, дБ	<u>76–186</u> 55–168	<u>59–170</u> 42–164	<u>32–160</u> 29–160	<u>10–146</u> 13–146	<u>4гОм/0,5пФ</u> 10гОм/0,8пФ

теристик ненаправленных конденсаторных микрофонов, управляемых гибкостью мембран. Чтобы не затенять основные факторы, влияющие на характеристики микрофонов, в приведенных выкладках не принималось во внимание влияние дифракции и резонанса предмембранной полости. Они могут несколько повлиять на ЧХЧ в области высоких частот, не оказывая, однако, влияния на чувствительность и динамический диапазон микрофонов (см. гл.1).

Обобщим основные изменения электроакустических характеристик НКМ, управляемых гибкостью мембран, при уменьшении вдвое их диаметра, при фиксированных величинах U_0/δ ; толщины мембраны Δ и силы ее натяжения т (то есть $c_m = \text{const}$):

- 1. Чувствительность капсюля уменьшается в 4 раза.
- 2. Частотный диапазон расширяется в сторону высоких частот на октаву. Возможно уменьшение чувствительности вблизи нижней граничной частоты диапазона, которое можно предотвратить выбором достаточно большого значения R_{*} и подбором акустико-механических параметров трубки выравнивания статического давления внутри капсюля.
- Характеристика направленности в верхней октаве нового диапазона частот в целом сохраняет XH верхней октавы старого диапазона частот.
- Верхняя граница динамического диапазона расширяется на 12-18 дБ, нижняя
 сужается на 18-24 дБ.

Как видно, эти тенденции существенно отличаются от изменения соответствующих параметров при миниатюризации капсюлей НКМ с системой, управляемой упругостью воздуха подмембранных объемов.

3.3.3. Изменения электроакустических параметров при миниатюризации однонаправленных конденсаторных микрофонов

В однонаправленных микрофонах миниатюризация подвижного элемента оказывает существенное влияние на частотно-пространственную характеристику чувствительности, начиная с нижней граничной частоты. В этом и после-

ующих разделах мы исследуем тенденции изменения их электроакустических врактеристик в зависимости от следующих факторов;

типа преобразователя;

типа конструкции капсюля и характера управляющих элементов;

· влияния рабочего расстояния до источника звука.

Рассмотрим сначала более детально факторы, влияющие на их ЧПХЧ в кальных условиях.

Теория комбинированных и однонаправленных микрофонов построена на вализе их электроакустических характеристик в поле плоской бегущей волны 27, 39, 59, 84]. С другой стороны, ЧХЧ и ХН микрофонов обычно измеряются в нормируются) на определенном расстоянии от источника звука [61, 62, 87] в вукомерной заглушенной камере (ЗЗК) или открытом пространстве, когда ронт звуковой волны является сферическим. В условиях эксплуатации микроин часто располагают на расстояниях, еще более близких от источника звука, м это принято в измерениях, в теоретических работах игнорируется как малокачительное обстоятельство. Правда, в [61, 62] приводятся зависимости ЧХЧ ардиондного микрофона от расстояния (R) и угла приема (θ) в условиях сфеческой волны, однако при этом не учитывается как конечность соотношения R, так и специфика акустико-механических подсистем различных типов микфонов, которые на низких и высоких частотах управляются не только основым элементом. Эти факторы оказывают существенное влияние на ормирование ЧПХЧ за пределами сравнительно узкой опорной области и прилят к значительным расхождениям между расчетами и опытом. У разработков микрофонов и метрологов-акустиков постоянно вызывают недоумение ктематические несовпадения результатов измерений ЧХЧ и ХН, проводимых заглушенной камере и установке «бесконечная труба» (рис.3.9). Сам факт схождения экспериментальных и теоретических данных для однонаправленлх микрофонов на низких частотах неоднократно отмечался в отечественной зарубежной литературе, но не находил аргументированного объяснения.

В связи с этим нами были проведены исследования [1.06, 1.08, 1.10, 1.11, 1.14], благодаря которым указанные выше ошибочные положения были изъяты из отечественных стандартов [63, 87, 1.20]. Изложим кратко суть наших исследований и их результаты, цель которых состоит не только в том, чтобы дать физическое объяснение указанных явлений, но и показать, как при расчетном проектировании различных типов односторонне направленных микрофонов можно учесть влияние расстояния от источника звука на их ЧПХЧ.

Одномембранные однонаправленные конденсаторные микрофоны

Как показано в разделе 2.1, ЧПХЧ однонаправленных конденсаторных микрофонов определяется соотношением ξ_l/p , которое для низких частот в плоской волне выражается соотношением /2.1.1.1, б/, сводящимся для кардиоиды ($\tau_{rc} = \tau_d$) к виду

$$\frac{\xi_1}{p} = \frac{S_1 \frac{d}{v_0} (1 + \cos \theta)}{(r_1 + r_2) - j \frac{1}{\omega c_1}}$$
 (3.3.13)

1.9

На ЧХЧ такого микрофона на низких частотах существенное влияние оказывает соотношение суммарной активной $r_{12} = (r_1 + r_2)$ и гибкой составляю-, щей импеданса z_1 . В качестве примера на рис.3.9,а показаны результаты измерения ЧХЧ одномембранного кардиоидного микрофона (ОКМ) МКЭ-2 при углах падения звука 0°, 90° и 180° в звукомерной заглушенной камере (33К). № 3 ВНИИРПА им. А.С. Попова на стандартном расстоянии R=1м (сплошная, линия) и в установке «бесконечная труба» (пунктирная линия).

Для студийного ОКМ с диаметром мембраны порядка 16 мм обычно

$$r_{12} = 1/2\omega_{\mu}c_{1}$$
. (3.3.14)

При уменьшении диаметра мембраны вдвое (т.е. *S_I* в 4 раза) для сохранения постоянства чувствительности на 1000 Гц требуется выполнение условия

$$r_{12} = 1/8\omega_{\mu}c_{1}$$
. (3.3.15/

В условиях сферической волны (см. раздел 2.1.3), пренебрегая влиянием поперечных размеров микрофона на величину d_3 , имеем $\Delta R = l = d_3$.

231

Следовательно, для низких частот, *где* $kd \ll 1$ и $d/R \ll 1$, справедливо выражение /2.1.18/, которое можно представить в виде

$$\frac{\xi_1}{p} = S_1 c_1 \frac{j\omega \tau_a (1+\cos\theta) + d'\cos\theta}{1+j\omega r_{12} c_1}, \qquad (3.3.16)$$

где $\tau_d = d/v_0, d' = d/R.$

На рис.3.10 показаны изменения ЧПХЧ кардиоидного ОКМ при двукратюм уменьшении диаметра мембраны в условиях плоской (а) и сферической (б) волн (для R = 1м и $d = 10^{-2}$ м). Отметим, что условие /3.3.14/ обычно выполняется в ОКМ при применении лавсановых мембран диаметром 15-16 мм толщиной 3-4 мкм (на рис.3.10 - сплошная линия). При двукратном уменьшении диаметра и стремлении сохранить на 1000 Гц величину чувствительности мы приходим к условию /3.3.15/ (на рис.3.10 - пунктирная линия). Остальные параметры, влияющие на чувствительность на 1000 Гц и ход ЧХЧ, т.е. U_0 , δ_I и сь сохранялись неизменными. Из /2.1.3/ следует, что уменьшение чувствительности частично может быть скомпенсировано увеличением отношения U_0/δ_l , а неблагоприятные тенденции ЧХЧ – уменьшением натяжения мембраны т. Однако это возможно в весьма ограниченных пределах, определяемых условием сохранения устойчивости мембраны. Реально эти изменения из-за технологичеких причин еще более ограничены. Таким образом, при миниатюризации ОКМ заиболее приемлемым путем сохранения величины чувствительности является уменьшение суммарного активного сопротивления зазора r₁ и щели r₂ пропорционально уменьшению площади мембраны. Величина $r_{12} = (r_1 + r_2)$ определяется шириной зазора δ_l и щели δ_2 , а также конструктивной реализацией стоков, что позволяет изменять r, и r, в широких пределах. Следовательно, стремление





Рнс.3.10. Изменение частотных характеристик кардиоидного ОКМ при уменьшении вдвое диаметра кансколя (прерывистая линия) в полях плоской (а) и сферической (б) волн



Рис.3.11. Изменсние частотных характеристик кардиоидного ДКМ при уменьшении вдвое диаметра капсюля в полях плоской (а) и сферической (б) волн



Рис.3.12. Частотные характеристики суперкардиоидного ОДМ с гибкостно-активной ФСЦ в поле плоской (сплошная линия) и сферической (пунктир) воли при трех значениях угла падения волны

I

сохранить величину чувствительности на средних частотах (см. формулы 3.3.13/ и /3.3.16/) всегда будет сопровождаться спадом ЧХЧ в области низких частот. На практике возможны, конечно, и компромиссные решения этой проблемы, когда при уменьшении, например, в 2 раза радиуса мембраны чувствительность уменьшается в 2 (а не в 4) раза. Тогда можно добиться и спада ЧХЧ на низких частотах менее значительного, чем это следует из /3.3.14/ и /3.3.15/, а также из рис.3.10. Не будем останавливаться на количественных изменениях уровня шумов и предельного звукового давления, так как эти параметры зависят в основном от уменьшения чувствительности и емкости капсюля, что было рассмотрено в подразделе 3.3.1.

Миниатюризация двухмембранных конденсаторных микрофонов

Двухмембранные конденсаторные микрофоны (ДКМ) являются акустически комбинированными приемниками звука и широко используются в студийной звукозаписи. Обычно им присущи большие размеры мембран (от 24 до 36 мм), низкий уровень собственного шума, высокое качество звукопередачи. ДКМ обладают рядом эксплуатационных преимуществ перед ОКМ, основное из которых – оперативное изменение XH путем изменения величины и знака поляризующего напряжения на мембранах или НЭ с помощью переключателя, установленного на микрофоне или блоке питания. Принцип работы ДКМ широко известен [2-7], их теории и расчету посвящен ряд работ, в том числе автора [1.01-1.11]. Поэтому рассмотрим здесь лишь частные вопросы, касающиеся возможности и целесообразности миниатюризации ДКМ. В соответствии с теорией, рассмотренной в разделе 2.2, величину эквивалентного смещения ξ_l активной мембраны ДКМ можно представить как сумму двух составляющих: под действием давления - ξ' и разности давлений - ξ'' . Зависимость ξ_l от угла падения в для низких частот в соответствии с соотношениями /2.2.27/-/2.2.29/ для плоской и сферической воли можно представить следующими выражениями:

233

I

$$\left(\frac{\xi_1}{p}\right)_{n_s} = S_1 \left[c_3 + \frac{\tau_d \cos \theta \cdot j \omega c_1}{2(1 + j \omega c_1 r_{12})} \right]$$
(a),

234

$$\left(\frac{\xi_1}{p}\right)_{c\phi} = S_1 \left[c_3 + \frac{r_d \cos\theta \cdot j\omega c_1 (1 + l' / \omega \tau_d)}{2(1 + j\omega c_1 r_{12})} \right]$$
(6),

где $\tau_d = d/v_0$, l' = l/R, $r_{12} = r_1 + r_2$.

Отметим две особенности ЧПХЧ двухмембранных микрофонов, отдачающих их от ОКМ.

Во-первых, значительные размеры диаметров капсюлей ДКМ в сравнении с расстоянием l между мембранами не позволяют считать, что $d \approx l$.

Во-вторых, нельзя утверждать, что акустико-механическое звено ДКМ управляется в основном диапазоне суммой активных сопротивлений зазора в щели. Это утверждение справедливо только по отношению к разностной составляющей ξ^{n} .

При равенстве составляющих давления ξ' и разности ξ'' в режиме «кардиоида» на частотах выше $2f_{\mu}$ выполняется условие

$$c_3 = \tau_d / 2r_{12}. \tag{3.3.18}$$

Одновременно с условием /3.3.18/ в ДКМ обычного размера выполняется условие /3.3.14/. При двукратном уменьшении диаметра мембраны и при одновременном сохранении величины чувствительности на средних частотах наряду с /3.3.18/ становится справедливым соотношение /3.3.15/. Как видно из соотношений /3.3.17/, это приводит к совершенно иному, чем в ОКМ, изменению ЧПХЧ на низких частотах, что иллюстрирует рис.3.11.

Как легко заметить, ХН двухмембранных микрофонов в плоской волне с понижением частоты стремится к ненаправленной (кривые 1, 2 и 3 рис.3.11,а). Эга тенденция усугубляется при уменьшении диаметра мембран (кривые 4, 5 и 3). В сферической волне наблюдается та же тенденция, иллюстрируемая

/3.3.17/

Ľ

рис.3.11,6, с той только разницей, что поддерживается некоторый перепад фронт-тыл, обусловленный амплитудной разницей сил F_1 и F_2 , действующих на переднюю и заднюю мембраны. Эта особенность изменения ЧПХЧ двухмембранных микрофонов иллюстрируется также экспериментальными результатамя, приведенными на рис.3.9,6.

При стремлении к сохранению в миниатюризированном варианте ДКМ постоянства ЧПХЧ на низких частотах, т.е. выполнению соотпошений /3.3.18/ и β .3.14/, чувствительность микрофона уменьшается в n^2 раз (в нашем случае в 4 раза), что автоматически приводит к существенному возрастанию уровня собственного шума (см. подраздел 3.3.1). Для студийных микрофонов это нельзя считать целесообразным, поэтому такой вариант не имеет смысла рассматривать более детально.

3.3.4. Изменения электроакустических параметров при миниатюризации динамических катушечных микрофонов

Однонаправленные динамические (катушечные) микрофоны (ОДМ)

наряду с конденсаторными получили пирокое распространение в профессиональной звукотехнике. Они уступают ОКМ по ряду электроакустических параметров, таким как чувствительность, неравномерность ЧХЧ в широком риапазоне частот, переходные характеристики и т.д. С другой стороны, ОДМ обладают и рядом преимуществ:

• отсутствие источника питания и предусилителя;

· меньшая чувствительность к внешним климатическим воздействиям;

большая надежность в эксплуатации;

• простота конструкции и технологии производства.

В силу указанных причин ОДМ находят широкое применение в системах звуюусиления музыки и речи, звукозаписи и трансляции речи, репортажах с мест юбытий и др.

Пример одной из наиболее простых конструкций ОДМ рассмотрен нами в

разделах 2.1 и 2.5. Здесь мы проведем анализ изменения основных электроакустических параметров при уменьшении размеров преобразователей ОДМ с фазосдвигающими цепочками (ФСЦ) двух типов, в которых время внутренней задержки τ ' реализуется либо трением r_2 второго входа и гибкостью воздуха c_3 в объеме капсюля, либо тем же трением r_2 и массой воздуха второго входа m_{h_2} т.е.

$$\tau' = r_2 c_3$$
 (I), $\tau' = m_2 / r_3$ (II). /3.3.19/

Методика анализа результатов миниатюризации для обоих типов одинакова. Поэтому покажем ее на примере типа I.

Как известно [4, 5, 39], акустико-механическая подсистема ОДМ в среднечастотном диапазоне (опорной зоне) должна управляться совокупной массой m_{12} . Как следует из соотношений /2.1.4/ и /2.16/, ЧПХЧ таких микрофонов в плоской волне на низких и средних частотах определяется выражением

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_1 B l(\tau' + \tau_d \cos\theta)}{m_{12} (1 - \frac{\omega_{12}^2}{\omega^2}) - j \frac{r_{12}}{\omega}} \cdot \frac{R_{\mu}}{R_{g_{\kappa}} + R_{\mu}}, \qquad (3.3.20)$$

где m_l, c_l, r_l – параметры подвижной системы с учетом присоединенных параметров зазора магнитной цепи, m_2, r_2 – параметры отверстий второго входа, c_3 – гибкость внутристаканного объема воздуха, l – длина провода ЗК,

$$\omega_{12} = \frac{1}{\sqrt{m_{12}c_1}}, m_{12} = m_1 + m_2, r_{12} = r_1 + r_2$$

С учетом реальных соотношений параметров ОДМ с $\tau' = r_2 c_3$ полагаем, что $m_{12} \approx m_1$, $r_{12} \approx r_2$, $r_2 > \omega m_2$, а также $R_{\mu} >> R_{3\kappa}$, можем представить /3.3.20/ в виде

$$M(\omega,\theta) = \frac{S_1 B l(\tau' + \tau_a \cos \theta)}{m_1 (1 - \frac{\omega_1^2}{\omega^2}) - j \frac{\tau_2}{\omega}}.$$
(3.3.21/

Соотношения между внешним τ_d и внутренним τ' временем задержки определяют тип XH (см. гл. 2). Так как в ОДМ такого типа $r_2 > \omega_{11}m_1$, то ЧХЧ в области $\omega < \omega_{11}$ имеет спад к низким частотам с крутизной порядка 6 дБ/октаву. На рис.3.2 приведены типичные ЧХЧ в плоской волне при $\theta = 0^\circ$; 90°; 180° для микрофона с XH «суперкардиоида» при $r_2 \approx 2\omega_1m_1$ и при условии малости расстояния от источника звука ($R \approx 0,3$ м). На рисунке ω_0 – опорная частота, на которой определяют чувствительность (обычно $f_0 = 1000$ Гц); ω_{max} – частота подъема ЧХЧ, как правило, совпадающая с верхней границей направленного приема.

Проанализируем изменение параметров, входящих в /3.3.21/ при уменьшении в п раз диаметра чувствительного элемента. Для численных оценок, как и ранее, будем считать, что n = 2. Практически все величины, входящие в /3.3.21/, в явной или неявной форме зависят от размеров преобразователя. Изменения XH при уменьшении диаметра капсюля можно избежать, сохранив постоянство соотношения между внутренним τ' и внешним τ_d временем задержки. Ишаче обстоит дело с соотношением BlS_1/m_1 , определяющим чувствительность ОДМ на средних частотах. Рассмотрим поочередно, как уменьшение в п раз радиуса подвижного элемента влияет на величину каждого из указанных параметров. Очевидно, что эффективная площадь диафрагмы уменьшится в n^2 раз.

В дальнейшем будем считать, что все параметры магнитной системы, кроме ее поперечных размеров, постоянны. Это диктуется рядом технологических соображений и принципами оптимального проектирования магнитной цепи (МЦ), как показано ниже, в разделе 5.1. Следовательно, считаем постоянными ширину δ и высоту h_3 воздушного зазора МЦ и толщину провода звуковой катушки $d_{np} = 0,02$ мм. Тогда при уменьшении диаметра звуковой катушки в *n* раз можно считать, что *l* и $m_l l$ уменьшаются в *n* раз. Это означает, что $l/m_1 \approx const$. При этом диаметр магнитной системы, а значит и кернового магнита, должен быть также уменьшен в *n* раз, что приведет к уменьшению магнитного потока в сечении магнита в n^2 раз. С учетом уменьшения площади зазора в *n* раз величина плотности потока индукции *B* в воздушном зазоре уменьшится в *n* раз, т.е. $B \sim l/n$. Совокупное изменение этих параметров по сравнению с первоначальными приводит к уменьшению отношения BlS_l/m_l и, следовательно, чувствительности, в n^3 раз:

$$\frac{BlS_1}{m_1} \sim n^{-3}.$$
 (3.3.22/

Рассмотрим теперь, как скажется уменьшение диаметра капсюля на характере ЧХЧ, общая неравномерность которой определяется, в основном, низкочастотной областью (см. /3.3.21/).

Гибкость подвеса диафрагмы c_i , в соответствии с [1.33] и изложенным в разделе 2.5, определяется как

$$c_{1} = A \frac{t^{4}}{\Delta^{3} a^{2}} (1 + 2\rho^{2})^{2}. \qquad (3.3.23)$$

где A - физическая константа, зависящая только от материала диафрагмы, $<math>\Delta$ – ее толщина, a – радиус всей диафрагмы, b – ее купольной части (звуковой катушки), $t = a - b; \ \rho = b / a$

Так как мы полагали, что *a*, *b* и их разность уменыпались пропорционально *n*, то, считая $\Delta = \text{const}$ (что также ограничивается соображениями сохранения формы отпрессованной диафрагмы, т.е. $\Delta \ge 10$ мкм), получим $c_{I} \sim n^{-2}$.

Тогда с учетом, что $m_1 \sim n^{-1}$, получим для нового значения ω_{11}

$$\omega_{11}' = n^2 \omega_{11}$$
. (3.3.24/

Таким образом, частота основного резонанса подвижной системы ОДМ ти уменьшении диаметра в *n* раз увеличивается в *n^{3/2}* раза, если исчерпан техволгический предел уменьшения толщины диафрагмы. Это означает, что спад WY на нижней граничной частоте может увеличиться на 9-12 дБ.

239

Однонаправленные динамические микрофоны с ФСЦ m/r типа

В отличие от конденсаторных микрофонов в ОДМ часто реализуются Φ СЦ II типа [5, 39], для которых на низких и средних частотах внутренний временной сдвиг определяется отношением $\tau'=m_2/r_2$ (см. выражение /3.3.20/).

Всличина m₂ в таких микрофонах соизмерима с m₁, вследствие чего

$$\varphi_{12} = \frac{1}{\sqrt{c_1 m_{12}}} \approx \frac{\omega_{11}}{\sqrt{2}}$$
, т.е. частота основного резонанса в таких ОДМ приблизи-

мльно в $\sqrt{2}$ раз ниже, чем в ОДМ с ФСЦ $\tau'=r_2c_3$, добротность этого резонанса также существенно выше, т.е. $Q_{M} \approx 1$. Вследствие этих причин, ЧПХЧ такого ОДМ имеет некоторые особенности по сравнению с рассмотренной в предылущем варианте (см. рис.3.12):

- более ровная и протяженная в низкочастотную область ЧХЧ, что важно для правильной передачи тембра. Это делает целесообразным реализацию ФСЦ с инерционно-активной задержкой для вокала или музыкальных инструментов. ФСЦ с упруго-активной задержкой следует реализовывать в ОДМ для СЗУ речи, где рабочее расстояние *R*, как правило, несколько больше, чем при вокальном использовании, и не столь важна правильность передачи тембра голоса;
- на высоких частотах ЧХЧ микрофона с инерционно-активной задержкой имеет значительную изрезанность (пики и провалы), обусловленную особенностями его акустико-механического звена [1.33], а ХН определяется дифракционными явлениями, начиная уже с 2-3 кГц;

- при фиксированных параметрах капсюля (S₁Bl = const) микрофон m/r типа имеет меньший уровень чувствительности вследствие большей массы (m₁₂ ≈ 2m₁), что компенсируется большим диаметром капсюлей, а следовательно, и звуковых катушек (т.к. для вокальных микрофонов поперечные размеры не столь важны, как для конференц-микрофонов);
- более сильная зависимость чувствительности от размеров диафрагмы и зву-⁴ ковой катушки, что является следствием соизмеримости величин m₁ и m₂ u⁻¹ выражается уменьшением чувствительности в 4-й степени от n:

$$\frac{S_1Bl}{m_{12}} \sim n^{-4}.$$
 (3.3.25/

à

3.4. ВЫВОДЫ

1. На основе анализа акустических условий для различных мест размещения микрофонов в залах заседаний и конференций, а также воздействия других внешних факторов, таких как вибрационные, ветровые, электромагнитные помехи, обоснована и сформулирована совокупность оптимальных требований и рекомендаций к микрофонам для систем звукоусиления речи, размещаемых на трибунах, местах участников, столах заседаний («круглый» стол), а также скрытых под столещницей микрофонных систем.

В соответствии с этими рекомендациями был разработан микрофон МД-91, предназначенный для систем звукоусиления в залах с неоптимальными акустическими условиями. Образцы микрофона прошли эксплуатационные испытания в акустичсски сложных залах Таврического и Мариинского дворцов в Санкт-Пстербурге, а также в Белом доме в Москве. Экспериментальные результаты показали преимущества наших микрофонов по сравнению с микрофонами других фирм по таким важным показателям, как устойчивость к акустической паразитной обратной связи, разборчивость речи, передаче тембра голоса ораторов, что свидетельствует об оптимальности обоснованных и сформулированных нами требований. На основе этих требований нами был разработан и освоен в производстве также ряд моделей динамических и электретных микрофонов для этих же целей, а микрофон МД-91 стал наиболее широко применяемым в СЗУ речи в России и спранах СНГ в девяностых годах.

- 2. Произведен анализ работы микрофонов в условиях сильных шумов. Для этой цели предложена авторская остронаправленная микрофонная система, названная «биградиентно-интерференционной». Эта система позволяет реализовать в диапазоне речи частотно-пространственную характеристику чувствительности, оптимальную с точки зрения разборчивости и подавления внешнего шума в различных вариантах распределения его источников вокруг микрофона. Обоснованы технические требования к составляющим такую систему капсюлям, волноводу и усилительно-корректирующему устройству. Приведены результаты расчета теоретически достижимой шумозащищенности нашей системы в различных акустических условиях.
- 3. С системых позиций проведено исследование изменений совокупности основных электроакустических характеристик микрофонов различного типа приема и преобразования от их размеров. Необходимость этих исследований вызвана общей тенденцией миниатюризации микрофонов. До настоящего времени провести такой анализ мешало отсутствие детально разработанной теории, связывающей электроакустические и конструктивные параметры микрофонов различного типа. Из проведенного нами анализа следует, что:

 наиболее целесообразно и безболезненно уменьшение размеров в ненаправленных конденсаторных микрофонах, управляемых гибкостью объема воздуха, реализуемое, например, в петличных элсктрстных микрофонах; уменьшение размеров мембран непаправленных конденсаторных микрофонов, управляемых гибкостью мембран, целесообразно реализовать исключительно для акустических измерений в диапазоне высоких частот и больших звуковых давлений;

- уменьшение размеров мембран одномембранных ОКМ без существенного ухудшения таких параметров, как чувствительность и уровень собственного шума, наиболее целесообразно реализовать в микрофонах для СЗУ речи, т.к. при этом неизбежно происходит увеличение «спада» ЧХЧ на низких частотах, нежелательное для студийных условий, но не противоречащее условиям эксплуатации микрофонов в СЗУ;

- существенное уменьшение размеров мембран двухмембранных конденсаторных микрофонов по сравнению с применяемыми ныне (24-36 мм) нельзя считать целесообразным ни для условий студий звукозаписи, ни для СЗУ как из-за существенного уменьшения чувствительности и соответствующего увеличения уровня собственного шума, так и из-за неблагоприятных изменений ЧПХЧ на низких частотах. Применение капсюлей ДКМ с мембранами малого размера целесообразно было бы реализовать только в комбинации с интерференционным волноводом в остронаправленных системах;

- реализация динамических направленных микрофонов с существенно меньшим диаметром диафрагмы, чем применяемые в настоящее время (20-25мм), нецелесообразна ни в микрофонах для СЗУ, ни, тем более, в широкополосных ОДМ из-за критичной зависимости их чувствительности от поперечных размеров, еще более заметной у ОДМ с фазосдвигающей цепочкой типа *m-r*. Реализация направленных динамических микрофонов с малым диаметром диафрагм может быть оправдана только в узкополосных микрофонах ближнего действия («губных», «гарнитурных», «шлемофонных»).

.

ГЛАВА 4. НЕЛИНЕЙНЫЕ ИСКАЖЕНИЯ В КОНДЕНСАТОРНЫХ МИКРОФОНАХ

243

4.1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Одной из основных характеристик звукового тракта (ЗТ) является его дивамический диапазон, верхняя граница которого определяется допустимым уровнем нелинейных искажений. Так как микрофон является первым звеном ЗТ, то линейности его амплитудной характеристики придается особое значение. Как правило, допустимая нелинейность ЗТ и его звеньев нормируется величивой (или уровнем) гармонических искажений (ГИ) выходного сигнала [61-64]. Это обусловлено как требованием единства и однозначности методов измерения, так и тем, что по известным гармоническим искажениям синусоидального сигнала можно, как правило, рассчитать другие виды нелинейных искажений (НИ) при сложных видах сигналов [3, 6, 72].

С большими уровнями звуковых давлений (ЗД) традиционно приходится сталкиваться при проведении акустических измерений. При современной техиологии полимикрофонной звукозаписи различных музыкальных программ, когда микрофоны устанавливаются в непосредственной близости от музыкальных инструментов, пиковый уровень не только шумовых, но и тональных сягналов часто превышает 140-150 дБ [70].

В качестве как измерительных микрофонов, так и микрофонов для профессиональной звукозаписи в настоящее время используются почти исключительно конденсаторные. Поэтому системное исследование НИ и построение нелинейной аналитической модели КМ является особенно актуальным.

Предельный уровень звукового давления студийных КМ обычно определяется для величины ГИ равной 0,5%, при которой нелинейные искажения субъективно не воспринимаются подавляющим большинством экспертов [73]. Традиционно считается, что величина ГИ определяется искажениями предусилителя КМ, что зафиксировано в отечественных и зарубежных стандартах на методы измерений [61, 87]. Такой подход при измерении и нормировании уровня предельного звукового давления по отношению к направленным КМ еще 15-20 лет назад был в какой-то мере оправдан следующими обсгоятельствами:

- технически весьма сложно создать в свободном звуковом поле синусоидальное звуковое давление даже с уровнем 120-130 дБ;
- в моделях КМ ведущих зарубежных фирм, разработанных более 20 лет назад, нормируемый уровень звукового давления обычно не превышал 120-126 дБ (20-40 Па).

В настоящее время нормируемый предельный уровень составляет 140-150 дБ и даже 160 дБ. Некоторые фирмы оговаривают эти цифры условием «при включенном затухании», то есть при уменьшении подаваемого на вход предусилителя синусоидального напряжения. При этом молчаливо предполагается, что в новом поколении микрофонов, как и в поколении 20-30-летней давности, главной причиной НИ является перегрузка предусилителя микрофона. Между тем совершенно не очевидно, что при указанных выше уровнях звукового давления остальные звенья КМ остаются линейными. Игнорирование этого обстоятельства противоречит общим требованиям достоверности как методов измерения, так и нормируемых параметров. По этой причине очевидна необходимость ревизии существующих представлений и разработки более полной модели НИ, предполагающей ответы на следующие вопросы:

- в каких звеньях микрофона (кроме электрической схемы) возможно возникновение НИ?
- какие физические факторы приводят к возникновению НИ?
- какова функциональная и количественная зависимость НИ от уровня и час-я тоты воздействующего звукового давления?

10

каковы целесообразные значения предельных норм ГИ в различных типах.
 KM?

Литературные данные по вопросам НИ преобразователей-генераторов

крайне скудны. Имеющиеся в периодике материалы относятся по большей ги к электростатическим преобразователям-двигателям, используемым громкоговорителях и головных телефонах. Это обусловлено, во-первых, : что в указанных устройствах велика амплитуда смещения мембраны, сопо вимая с величиной воздушного зазора преобразователя, во-втор линеаризация преобразования путем обеспечения постоянства заряда, авто тически реализуемая в микрофонах при условии $\tau = R_n C_k \ge T_n$, в преобра вателях-двигателях вообще не может быть достигнута [5] (в последнем со ношении: R_n - нагрузочное сопротивление, C_k – емкость капсюля, T_n – пер колебания на нижней граничной частоте).

Однако новые условия звукозаписи при высоких уровнях ЗД порожд: я новые проблемы, связанные с увеличением приблизительно на порядок плитуд смещения мембран микрофонов. Поэтому результаты работ нелинейности электростатических преобразователей требуют нового осмыс ния с позиций, не связанных с их использованием в качестве двигате Рассмотрим в ретроспективе основные работы, посвященные исследовани НИ электростатических преобразователей.

Авторы работ [38, 74], опубликованных еще в тридцатые годы, обраті внимание на одну из причин возникновения НИ в конденсаторных микрофо: – модуляцию величины емкости звуковым давлением, что при конечности личины входного сопротивления предусилителя (в низкочастотной схс включения) приводит к появлению частотнозависимых гармоник в выходе сигнале, величина которых максимальна на нижней граничной частоте. С р том частоты эти искажения убывают обратно пропорционально ее величине работе Олсона [38] указана еще одна причина возникновения ГИ по втор гармонике – квадратичный характер зависимости электростатической си: дсйствующей между электродами, относительно приложенного к ним напряз ния. Получены выражения для первой и второй гармоник в режиме излучен На возможность возникновения этой (частотнонезависимой) гармоники в жиме приема (генератора) авторы не обратили внимания. В. В. Фурдуев [

рассматривая работу электростатического преобразователя, вслед за Олсоном учитывает этот фактор, но в анализе ограничивается сугубо малыми колебаниями, пренебрегая нелинейными членами. В работе [75], повторяющей результаты Олсона, упоминается также об увеличении нелинейности КМ вследствие шунтирующего влияния паразитной емкости, а также вводится в уравнение электростатическое смещение мембраны, однако в дальнейшем выводе автор этим фактором пренебрегает ввиду «малости искажений и сложности выводов». В этой работе игнорируются некоторые результаты Олсона, отмечается лишь, что «при больших смещениях следует ожидать нелинейной зависимости между силой и смещением. Но вывести выражения, вызываемые этой причиной, весьма трудно, а в рабочем диапазоне микрофона ими, по всей вероятности, можно пренебречь». Автор работы [76], исследуя НИ на выходе ненаправленного КМ при уровнях ЗД 170-175 дБ, также полагает основной причиной их возникновения, кроме собственных искажений предусилителя, модуляцию величины емкости капсюля звуковым давлением. Полученные автором выражения для второй и третьей гармоник странным образом получаются частотно-независимыми. Между тем, в работах [38, 74, 75] убедительно показано, что величина их убывает обратно пропорционально частоте. Эта же опцибка повторяется в более поздней работе того же автора [77]. Безосновательными представляются посылки автора, полагающего, что смещение мембраны подчиняется строго линейному закону. Непонятна также причина игнорирования автором НИ, вызываемых квадратичным характером электростатической силы по отношению к напряжению, рассмотренная ранее в работах [2, 38]. Эти факторы и явились, по видимому, действительной причиной существенных расхождений теоретических данных с результатами проведенных в этой же работе [76] экспериментов. В работах [5, 78] рассмотрена квадратичная зависимость от напряжения суммарной силы (постоянной и переменной составляющей), что приводит к появлению в режиме двигателя второй частотно-независимой гармоники. Как и в работе [38], авторы не делают попытки применить полученные данные для анализа преобразователя в режиме

ператора, ограничиваясь лишь линейным приближением.

Автор работ [79, 80] указывает следующие причины НИ в преобразоватеих КМ:

наличие между электродами нелинейной кулоновской силы взаимодействия;

- нелинейная зависимость электрической емкости капсюля от мгновенного смещения мембраны;
- нелинейная зависимость параметров элементов механоакустической системы от мгновенного смещения мембраны;
- зависимости параметров среды внутри капсюля (плотность, вязкость) от мгновенного смещения частиц среды.

Главными источниками НИ автор считает искажения, обусловленные действием первых двух причин, то есть ранее известных и, в той или иной мере, иследованных в работах [38, 5, 74-78]. Третья причина отбрасывается им на том основании, что ее действие «сказывается, в основном, лишь на значении 3-й и более высоких гармоник». Четвертой причиной автор пренебрегает, так как считает, что при уровнях звукового давления менее 160 дБ ее влияние незначительно, хотя в указанных работах нам не удалось найти должного обоснования этой цифры. Игнорирование же третьего фактора на основании приведенного выше аргумента автора нельзя признать корректным, так как в это время уже были опубликованы результаты наших исследований этих вопросов [1.15, 1.16], а также работа Индлина [73] по определению порогов субъективного восприятия НИ, о которых автор работ [79-80] не мог не знать. В частности, в работе [79] установлено, что пороги субъективного восприятия НИ по нечетным гармоникам (приблизительно 0,5% по третьей) существенно выше, чем по четным (около 2 - 3% по второй гармонике).

В упомянутых выше работах наряду с другими факторами нами была исследована нелинейность упругости мембраны, а именно упругость ее радиального растяжения, пропорциональная третьей степени ее смещения, нормированного по толщине. Результаты наших теоретических и экспериментальных исследований показали, что уже при уровнях звукового давления 145-

150 дБ этот тип нелинейности проявляется весьма заметным образом. В связи с этим совпадение экспериментальных и теоретических результатов в работах [80, 81] при названных и больших уровнях ЗД нуждается в тщательной проверке.

По изложенным соображениям нам представляется, что в условиях воздействия ЗД высокого уровня (140-160 дБ) отбрасывать из рассмотрения физические факторы нелинейности только на основании того, что они «сказываются лишь на значении 3-й гармоники», является принципиально ошибочным.

Далее, на основании акустомеханической схемы-аналога и электрической схемы включения капсюля, автор [79, 80] получает весьма громоздкое кубическое (относительно тока) уравнение, которое решает численными методами с помощью ЭВМ, производя «аппроксимацию напряжения на нагрузке капсющ тригонометрическим полиномом». Таким образом, полученные в [79-81] peзультаты не дают аналитических решений, пригодных для инженерных расчетов ГИ. Отсутствие четкой физической картины и ее аналитической интерпретации приводит автора к ряду неверных выводов. Например, утверждение, что «величина тока в нагрузке пропорциональна значению колебательной скорости мембраны», не выдерживает критики, так как хорошо известно [1 – 6], что выходное напряжение и, следовательно, ток в нагрузке капсюля КМ пропорциональны смещению мембраны, а не ее скорости. Есля это утверждение относится только к гармоникам, то из него следует, что коэффициент гармоник растет с повышением частоты с крутизной 6 дБ на октаву во всем диапазоне, что противоречит не только действительности, но и данным самого автора этого утверждения. Последующее утверждение, что «НИ, обусловленные наличием между электродами кулоновской силы взаимодействия и нелинейной зависимости электрической емкости капсюля от мгновенного смещения мембраны, практически одинаковы», также не выдерживает критики, так как первые частотнонезависимы, а вторые зависимы от частоты, следовательно, никак не могут быть «одинаковыми» в сколько-нибудь широком диапазоне.

Приведенный обзор позволяет сделать следующие выводы:

- Тематика большинства работ по исследованию НИ посвящена электростатическим преобразователям – двигателям, их результаты не могут быть непосредственно использованы для капсюлей КМ в силу их специфики.
- В работах, посвященных исследованию НИ в микрофонах, по существу рассматриваются вопросы нелинейности только самого преобразования и игнорируются другие причины возникновения НИ.
- 3. В рассмотренных работах (даже в постановочном плане) отсутствуют попытки систематизированного подхода к анализу причин нелинейности в различных звеньях капсюля конденсаторных микрофонов, а также создания как частных аналитических моделей НИ, так и их комплексной математической модели с учетом совокупности всех основных физических факторов.
- Рассмотренные работы не дают обоснованных ответов ни на один из поставленных нами в начале этого раздела вопросов, а ряд из них содержит ошибочные результаты и выводы [76-81].

Ответы на поставленные вопросы могут быть получены только на основе разработки нелинейной аналитической модели чувствительности капсюля КМ, пригодной для высоких уровней ЗД, действующих на мембрану. Эта системная модель должна учитывать все основные физические факторы возникновения НИ при преобразовании звукового сигнала в электрический.

Вначале проанализируем с позиции нелинейности различные звенья и узлы КМ, не заботясь на первом этапе исследований о характере взаимодействия различных факторов. Затем дадим количественную оценку различных факторов нелинейности при одинаковых колебательных смещениях поверхности мембран. В результате такого сопоставления установим факторы, определяющие общий уровень НИ микрофонов различного типа конструкции, которые используем в дальнейшем при построении их системных аналитических нелинейных моделей.

4.2. ИССЛЕДОВАНИЕ ФАКТОРОВ НЕЛИНЕЙНОСТИ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ЗВУКОВОГО ДАВЛЕНИЯ В СМЕЩЕНИЕ МЕМБРАНЫ

Общие уравнения преобразователя, как известно [1, 2, 5], могут быть представлены в виде

$$u = Zi \mp K \dot{\xi}$$
, $F = z \dot{\xi} + Ki$.

Учитывая, что для преобразователя – генератора u = 0, считая i = 0 (режим холостого хода), второе уравнение можем представить в следующем виде:

$$F_{\mu} = z_{\mu} \xi + F_{s} = j\omega\xi z_{\mu} + F_{s},$$
 (4.2.1/

где F_{μ} – внешняя механическая сила, ξ и ξ - колебательные смещение и скорость мембраны, F_{2} – сила электростатического притяжения мембраны неподвижным электродом.

Нелинейность такой системы обусловлена двумя факторами:

- нелинейностью преобразования механической силы (давления или разности давлений) в колебательное смещение;
- нелинейностью преобразования колебательного смещения в выходное напряжение.

В настоящем разделе мы рассмотрим первый фактор, то есть будем считать мембрану электрически нейтральной по отношению к НЭ, то есть примем в /4.2.1/ $F_9 = 0$.

Очевидно, что факторы, определяющие нелинейность преобразования механической силы в колебательное смещение, будут определяться характером, физической природой и частотной зависимостью механического сопротивления

251

"управляющего акустомеханической подсистемой.

4.2.1. Нелинейность, обусловленная упругой характеристикой мембраны

В простейшем случае, для КМ приемника давления (см. рис.4.1), механи жже звено управляется суммарной гибкостью $c = \frac{c_{\mu}c_{\nu}}{c_{\mu}+c_{\nu}}$, то есть $z_{\mu} = \frac{1}{jac}$.

Гибкость подмембранного объема c_v будем считать существенно боль шё, чем гибкость мембраны, тогда $c_x \approx c_x$ и /4.2.1/ преобразуется к виду

$$F_{x} = \frac{\xi}{c_{x}} = s_{x}\xi,$$
 (4.2.2)

где с_м и s_м - соответственно гибкость и упругость мембраны (см. 1 на рис.4.1). Уравнение упругой характеристики мембраны, полученное методом «наложеняя» уравнений сопротивления мембраны изгибу и растяжению [82], можно представить в виде

$$\overline{p} = \frac{pR^4}{E\Delta^4} = \frac{16}{3(1-\sigma^2)} \frac{\xi_0}{\Delta} + \frac{7-\delta}{3(1-\sigma)} \left(\frac{\xi_0}{\Delta}\right)^3, \qquad (4.2.3)$$

где \overline{p} - безразмерный параметр давления, p - давление внешней силы на поверхность мембраны, R - ее радиус, Δ - толщина мембраны, $\xi_{\rm o}$ - смещение ее центра, E - модуль упругости материала мембраны, σ - коэффициент Пуассона.

При $\sigma = 0,3$ уравнение /4.2.3/ можно представить в видс

$$\overline{p} = 5,86\frac{\xi_0}{\Delta} + 3,19\left(\frac{\xi_0}{\Delta}\right)^3.$$
 (4.2.4)



Рис.4.1. Модель акустико-механических факторов нелинейности, где 1мембрана толщиной Δ (нелинейность упругости мембраны с учетом растяжения); 2 - фрикционный элемент слоя воздуха толщиной δ (фрикционный фактор); 3 - внутренний объем воздуха (адиабатический фактор); 4 - неподвижный электрод; 5 - фрикционный элемент второго входа ОКМ (линейный).

Автор работы [82] отмечает, что точное решение этой задачи приводит к коэффициенту 3,58 при $(\xi_0/\Delta)^3$, а учет начального натяжения изменяет относительную величину коэффициента при (ξ_0/Δ) на $4/(1-\delta) = 5,71$. Учитывая малую зависимость величин коэффициентов от этих условий, мы в дальнейших наших выводах воспользуемся решением /4.2.4/. Учитывая, что форма упругой поверхности мембраны, нагруженной равномерно распределенным давлением и защемленной по контуру, приближается к параболической и мало зависит, в интересующих нас пределах, от амплитуды смещения [82], мы можем перейти к поршневому приближению, воспользовавшись известными способами замес распределенными цения систем параметрами на системы с сосредоточенными параметрами [5]. При этом учтем, что эквивалентное смещение поршня $\xi = \xi_0/2$; следовательно, коэффициенты при ξ/Δ и $(\xi_0/\Delta)^3$ будут соответственно в 2 и 8 раз меньше, чем при соответствующих степенях в /4.2.4/.

Преобразуем /4.2.4/ к более удобному для акустики виду, учтя, что $F_{\mu} = p\pi R^2$ и зависимость s_{μ} от нее в линейном приближении /4.2.2/

$$F_{\varkappa} = \frac{9.2E\Delta^4}{R^2} \left[\frac{\xi}{\Delta} + 0.136 \frac{\xi^3}{\Delta^3} \right] = s_{\varkappa} \Delta \frac{\xi}{\Delta} \left(1 + 0.136 \frac{\xi^2}{\Delta^2} \right). /4.2.5/$$

Откуда получим, что при больших смещениях упругость s_{иб}:

$$s_{M6} = \frac{F_M}{\xi} = s_M \left[1 + 0.136 \frac{\xi^2}{\Delta^2} \right].$$
 (4.2.6/

Заметим, что коэффициент перед скобками в правой части выражения /4.2.5/ в случае предварительно натянутой мембраны будет равен $9,2Ex\Delta/R$, где x – начальное натяжение мембраны. Здесь мы подробно не станем на этом останавливаться, так как нас интересует не абсолютное значение этого коэффициента, а величина второго члена выражений /4.2.5/ и /4.2.6/ в скобках относительно первого, определяющая нелинейность s_{мб}.

Подставив значение s_{m6} из /4.2.6/ в /4.2.2/ с учетом гармонического характера силы и, соответственно, $\xi = \xi_A \sin \omega_1 t$, после тригонометрических преобразований [57] получим:

$$F_{w} = \xi_{A} S_{w} \left[\left(1 + 0.102 \frac{\xi_{A}^{2}}{\Delta^{2}} \right) \sin \omega_{1} t - 0.034 \frac{\xi_{A}^{2}}{\Delta^{2}} \sin 3\omega_{1} t \right]. \qquad (4.2.7) a_{\text{trace}}^{39}$$

4

(1,1)

. i

Произведем оценку величины третьей гармоники относительно первой при $\xi_A = \Delta$:

$$K_{3} = \frac{A_{3}}{A_{1}} = \frac{0.034 \left(\frac{\xi_{A}}{\Delta}\right)^{2}}{1 + 0.102 \left(\frac{\xi_{A}}{\Delta}\right)^{2}} = \left[29.4 / \left(\frac{\xi_{A}}{\Delta}\right)^{2} + 3\right]^{1} = 3.08\% \cdot (4.2.7.6)$$

Как видно, нелинейность упругости мембраны проявляется в появления третьей гармоники, вполне ощутимой по величине (в сравнении с нормируемым значением $K_c \leq 0.5\%$).

Выражения /4.2.5/ - /4.2.7/ получены нами исходя из того, что механическое сопротивление внешней силе оказывает только сама мембрана за счет упругих свойств. Это справедливо в некоторых КМ, например измерительных. В других типах КМ основное сопротивление колебанию мембраны оказывает не ее упругость, а импеданс акустико-механической подсистемы, который, в общем случае, носит комплексный частотно-зависимый характер.

4.2.2. Нелинейность, обусловленная адиабатическим процессом

при деформации воздуха в подмембранном объеме

Во многих типах ненаправленных КМ импеданс акустико-механической подсистемы определяется упругой реакцией подмембранных объемов [2 – 5],
шример, в большинстве студийных, петличных, встраиваемых микрофонов. (жевидно, что в таком случае нелинейность упругости самой мембраны будет казываться существенно меньше на совокупные нелинейные характеристики влюля, количественно во столько раз, во сколько упругость объема будет блыше упругости мембраны в конкретной конструкции. В этом случае может казываться при больших смещениях мембраны еще один фактор нелинейнопи, которым является адиабатический закон деформации воздуха в водмембранных объемах (см. 3 на рис.4.1). В литературе этот фактор игнорируегся, хотя очевидно, что нелинейность адиабатического уравнения состояния PV' = const линеаризуема лишь при малых деформациях воздуха (*P* и *V* – полное давление и объем газа, γ - адиабатическая постоянная). Из этого уравнения ледует [2], что

$$1 + \frac{p}{P_0} = \left(1 + \frac{\nu}{V_0}\right)^{-\nu} = 1 - \gamma V' + \frac{\gamma(\gamma + 1)}{2!} (V')^2 - \frac{\gamma(\gamma + 1)(\gamma + 2)}{3!} (V')^3, \qquad (4.2.8)$$

где $P_0 = 10^5 \, \text{Па}$ - статическое (атмосферное) и p - звуковое давление;

*V*₀ - подмембранный объем в положении равновесия мембраны.

Разлагая в ряд [57] правую часть /4.2.8/ и ограничиваясь первыми тремя членами, обозначив относительное изменение объема как $V' = V/V_0$, при $\gamma = 1,4$ для воздуха имеем:

$$p = P_0 [1,4V'-1,68(V')^2 + 1,9(V')^3]. \qquad (4.2.9)$$

Учитывая гармонический характер вынуждающей силы, изменение объема можем представить как

$$V' = V_A' \sin \omega_1 t = \frac{\xi_A}{\delta} \cdot \frac{\delta S_M}{V_0} \sin \omega_1 t , \qquad (4.2.10)$$

где δ - ширина зазора между мембраной и НЭ, S_n - площадь мембраны, ξ_A - амплитуда ее смещения (эквивалентного), V_0 - подмембранный объем, включая, объемы зазора и подмембранных полостей.

Произведем количественную оценку V_A' в выражении /4.2.10/. Из соображений сохранения устойчивости мембраны [5, 41] отношение $\xi_A / \delta \le 0.2$, отношение объема зазора δS_{μ} к объему V_0 обычно $\delta \cdot S_{\mu} / V_0 = V_{\delta}' \le 5 \cdot 10^{-2}$. Из Обозначив $\xi_A / \delta = \xi'_A$, подставляя /4.2.10/ в /4.2.9/, производя известные тригонометрические преобразования [57] и опуская пренебрежимо малые величины, получим следующе с выражение для гармонических составляющих:

$$p(t) = 1.4P_0 \left[\xi_A^{'} V_{\delta}^{'} \sin \omega_1 t + 0.6 (\xi_A^{'} V_{\delta}^{'})^2 \cdot \cos 2\omega_1 t - 0.34 (\xi_A^{'} V_{\delta}^{'})^3 \cdot \sin 3\omega_1 t \right].$$
 (4.2.11)

Из /4.2.11/ следует, что

$$K_2 = 0.6(\xi'_A V_{\delta}'); \quad K_3 = 0.34(\xi'_A V_{\delta}')^2.$$
 (4.2.12)

- 14

Учитывая, что $\xi'_A \leq 20$, а $V'_{\delta} \leq 5 \cdot 10^{-2}$, получим при их максимальных значениях $K_2 = 0,6\%$, а $K_3 = 3,4\cdot 10^{-3}\%$. Следовательно, хотя физически при высоких уровнях звуковых давлений и проявляется нелинейность адиабатического процесса в подмембранных объемах, но величины появляющихся при этом гармоник малы по сравнению с искажениями, возникающими из-за других факторов (при таких же смещениях мембраны). Поэтому при разработке системной нелинейной аналитической модели КМ этот фактор, очевидно, может быть исключен, особенно для третьей составляющей (в сравнении с нормируемым значением $K_r \leq 0,5\%$).

4.2.3. Пелинейность фрикционного фактора в подмембранном зазоре

В ряде типов КМ, в частности, в ОКМ, акустико-механическая подсистема управляется в основной части диалазона частот фрикционными факторами, возникающими при радиальном движении воздуха в зазоре между мембраной и HЭ. Величина активного акустического сопротивления слоя воздуха, характеризующая этот фрикционный элемент (см. 2 на рис.4.1), при больших смещениях мембраны оказывается зависимой от величины мгновенного значения этого смещения. Известно [5, 12-16], что активное сопротивление названного слоя воздуха в линейном приближении обратно пропорционально третьей степени толщины этого слоя δ , поскольку при больших смещениях ξ эффективная величина зазора определяется алгебраической суммой δ_i и ξ , то ее нельзя считать постоянной даже за время одного периода колебания. Оценим, приводит ли этот фактор к появлению значительных по величине гармонических искажений и в каких конкретно типах капсюлей КМ:

$$r_{i\delta} = \frac{\varphi_1}{(\delta_1 + \xi)^3} = \frac{r_1}{(1 + \xi')^3} - \frac{r_2}{(1 + \xi')^3} - + \xi')^3}$$

где φ_l - функция распределения потока воздуха, зависящая от конструкции конкретного НЭ, δ_l - эквивалентное расстояние от мембраны до плоскости НЭ.

Из /2.1.11,6/ следует, что в линейном режиме преобразование звукового давления в колебательное смещение мембраны на НЧ и СЧ в одномембранных направленных микрофонах осуществляется согласно следующему выражению:

$$\frac{\xi}{p} = \frac{S_1(r_2c_3 + \frac{d}{v_0}\cos\theta)}{r_1 + r_2 - j\frac{1}{\omega c_1}},$$
(4.2.14/

где S_i - площадь мембраны, c_i - ее гибкость, c_3 - гибкость объема, r_i и r_2 - соответственно активные сопротивления в зазоре между мембраной и НЭ и в

щели (второй акустический вход).

.

Исследуемый нами здесь фактор нелинейности заключается в зависимости величины r_i от величины смещения мембраны при постоянстве сопротивления щели r_i , величина которого никак не связана со смещением мембраны. Очевидно, что в однонаправленных студийных КМ, где обычно выполняется условие $r_i > r_i$, этот фактор скажется существенно меньше, чем в двунаправленных КМ. Оценим его значимость на средних частотах в двунаправленных КМ, где справедливо считать $r_i = 0$ и $r_i >> 1/(\omega C_i)$, тогда /4.2.14/ преобразуется к виду

$$\frac{\xi}{p} = \frac{S_1 \frac{d}{v_0} \cos\theta}{r_1} = \frac{S_1 \frac{d}{v_0} \delta_1^3}{\varphi_1} (1 + \xi')^3 = \frac{S_1 \frac{d}{v_0}}{r_1} [1 + 3\xi' + 3(\xi')^2 + (\xi')^3]. \quad (4.2.15)$$

Учитывая гармонический характер $p=p_s sin\omega_l t$ и $\xi' = \xi_s' sin\omega_l t$ и проводя тригонометрические преобразования, получим для больших смещений ξ_{δ} ограничиваясь тремя членами в /4.2.15/:

$$\xi_{\delta} = \frac{pS_{t}\frac{d}{v_{0}}}{r_{t}} \left\{ \left[1 + \frac{3}{2}\xi' + \frac{9}{4}(\xi')^{2} \right] \sin \omega_{1}t - \frac{3}{2}\xi' \cos 2\omega_{1}t - \frac{3}{4}(\xi')^{2} \sin 3\omega_{1}t \right\}$$
(4.2.16/

Взяв отношение амплитуд гармоник по отношению к основному тону, получим:

$$K_{2} = \frac{A_{2}}{A_{1}} = \frac{\frac{3}{2}\xi'}{\left[1 + \frac{3}{2}\xi' + \frac{9}{4}(\xi')^{2}\right]}, \quad K_{3} = \frac{A_{3}}{A_{1}} = \frac{\frac{3}{4}(\xi')^{2}}{\left[1 + \frac{3}{2}\xi' + \frac{9}{4}(\xi')^{2}\right]}.$$
(4.2.17/

Для симметричного «дифференциального» преобразователя (см. рис.4.3) справедливо

$$\frac{\xi_1}{p} = \frac{2S_1 \frac{d}{v_0}}{r_1 [(1+\xi')^{-3} + (1-\xi')^{-3}]} \approx \frac{S_1 \frac{d}{v_0}}{r_1} [1-3(\xi')^2 + 3(\xi')^4] \cdot [1-3(\xi')^2 + 9(\xi')^4]. \quad (4.2.18/2)$$

Производя алгебраические преобразования и пренебрегая величинами выше тетьего порядка малости, получим:

$$\frac{\xi_1}{p} = \frac{S_1 \frac{d}{v_0}}{r_1} [1 - 6(\xi^*)^2 + \dots + 21(\xi^*)^4 + \dots].$$
 (4.2.19)

Производя, как и ранее, аналогичные тригонометрические преобразования (см. /4.2.16/) и взяв отношения амплитуд гармоник, получим:

$$K_{3} = \frac{\frac{3}{2}(\xi')^{2}}{\left[1 + \frac{9}{2}(\xi')^{2}\right]}.$$
 (4.2.20/

Очевидно, что при полной симметрии мембраны относительно неподвижных электродов в симметричном преобразователе четные гармоники теоретически отсутствуют, т.е. $K_2 = 0$, а нечетные увеличиваются. В частности, третья, наиболее значимая из нечетных гармоник увеличивается приблизительно в 2 раза, что следует из сравнения /4.2.20/ и /4.2.17/. Из проведенного нами анализа следует, что фрикционный фактор нелинейности проявляется особенно сильно в тех КМ и в том диапазопе частот, где импеданс акустикомеханической подсистемы определяется активной составляющей сопротивления зазора. Очевидно, что в основном диапазоне частот (приблизительно $4f_n < f < 4f_e$) этот фактор особенно сильно проявляется в двунаправленных

микрофонах. В ОКМ этот фактор в указанном диапазоне также будет играть роль, однако заметно меньшую, что определяется наличием (см. /4.2.14/) в последних активного сопротивления второго входа r₂. Очевидно, к вопросу его количественной оценки, зависящей от соотношения величин r_2 и r_1 , следует вернуться при построении системных нелинейных моделей различных типов капсюлей КМ. Этот фактор нелинейности будет проявляться в области резонансной частоты f_p ненаправленных КМ. Однако f_p таких микрофонов лежит обычно в области верхних частот звукового диапазона ($f_p \approx 8 \cdot 12$ кГп), следовательно, гармоники сигнала такой частоты будут находиться на крайне высоких частотах звукового диапазона или за его пределами, поэтому для НКМ этот фактор не имеет серьезного практического значения.

Аналогичным образом можно было бы провести анализ фактора нелинейности инерционной составляющей подмембранного слоя воздуха. Однако, учитывая, что инерционность механического импеданса для всех типов КМ проявляется заметно лишь в верхней октаве слышимого диапазона частот, а гармоники появляются еще на октаву выше, таковой анализ не имеет практического значения как для субъективного восприятия, так и для технической оценки, поэтому здесь мы его опускаем.

4.3. НЕЛИНЕЙНОСТИ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ КОЛЕБАТЕЛЬНОГО СМЕЩЕНИЯ МЕМБРАНЫ В ЭЛЕКТРОДВИЖУЩУЮ СИЛУ

В предыдущем разделе нами были рассмотрены физические факторы, являющиеся причинами нелинейности при преобразовании механической силы (вызванной в свою очередь звуковым давлением или разностью давлений) в колебательное смещение мембраны. Другими словами, нами были выявлены и исследованы факторы нелинейности механических элементов, управляющих акустико-механической подсистемой различных типов КМ, построены их частные математические модели.

В настоящем разделе мы исследуем физические факторы, являющиеся причинами нелинейности при механоэлектрическом преобразовании колебательного смещения в электродвижущую силу на выходе преобразователя. При этом будем полагать, что величина смещения ξ пропорциональна величине действующего звукового давления и имеет тот же характер, т.е. в рассматриваемом частном случае – гармонического колебания.

4.3.1. Нелинейность, обусловленная квадратичностью кулоновских сил

Для упрощения выкладок здесь будем считать неподвижный электрод (НЭ) и мембрану чисто металлическими, а колебание мембраны - имеющим поршневой характер (рис.4.2). Между мембраной и НЭ подано поляризующее напряжение постоянной величины U_0 . Возникшую вследствие этого силу электростатического притяжения мембраны можно представить следующим образом:

$$F_{\rm s} = \frac{Q^2}{2\varepsilon_0 S'} = \frac{C_0 U_0^2}{2S_1} = \frac{\varepsilon_0 S U_0^2}{2\delta^2}, \qquad (4.3.1)$$

где Q – величина постоянного заряда мембраны, $C_0 = \frac{\varepsilon_0 S'}{\delta_1}$ – электрическая емкость капсюля в режиме покоя, U_0 – напряжение поляризации, δ - зазор межлу мембраной и НЭ, ε_0 – диэлектрическая постоянная вакуума (и воздуха).

Сила электростатического притяжения уравновешивается силой упругости мембраны $F_{y} = -\frac{x}{c_{y}}$, внешнее механическое воздействие отсутствует, т.е. $F_{y} = 0$. Тогда уравнение /4.2.1/ перепишется в следующем виде:

$$\frac{\varepsilon_0 S' U_0^2}{2(\delta - x)^2} = \frac{\varepsilon_0 S' U_0^2}{2\delta_i^2} = -\frac{x}{c_{\mu}}, \qquad (4.3.2)$$

де x – эквивалентное статическое смещение мембраны под действием F_3 , C_x – механическая гибкость мембраны, $\delta_I = \delta - x$ - эквивалентная величина зазора между мембраной и НЭ в положении равновесия F_3 и F_y .



Рис. 4.2. Модель факторов нелинейности электромеханического преобразования, где C_k и C_n - электрические емкости капсюля и паразитная, x_0 и ξ -статическое и динамическое смещение мембраны.



Рис. 4.3. Несимметричный (*a*) и симметричный ("дифференциальный") (б) электростатические преобразователи.

При таком (статическом) положении мембраны весь заряд Q сосредоточен на емкости капсюля, ток через сопротивление нагрузки отсутствует, т.е. u = Ri = 0.

Пусть теперь на мембрану действует внешняя механическая сила *и* (давления или разности давлений). При этом будет изменяться емкость капсю ля, а следовательно, и напряжение между электродами. При выполнения обычного для КМ условия

$$CR \ge (f_n)^{-1}$$
, (4.3.3)

где f_{μ} – нижняя граничная частота, величину заряда на капсюле можно считат постоянной. Покажем это, оценив величину изменения заряда на электрода: капсюля в точках крайнего смещения мембраны (положения 2 и 3 рис.4.2). Ве личину этого заряда можно выразить следующим образом:

$$Q_{\sim} = Q_0 \pm q$$
 . (4.3.4/

Найдем величину протекшего через R за время отклонения мембраны τ от рав ковесного положения в одном направлении (2 или 3), т.е. за четверть периода

 $q = \int_{0}^{t} i dt$. Вводя замену переменных и учитывая $i = \frac{U_A}{R} \cos \omega t$, получим:

$$q = \int_{0}^{\tau} \frac{U_A}{R} \cos \omega t dt = \frac{U_A}{\omega R} \sin(\omega t) \Big|_{0}^{\pi/2} = \frac{U_A}{\omega R}.$$
 (4.3.5/

Как видно из /4.3.5/, величина переменной составляющей заряда q обратно пропорциональна частоте. Величина тока, а следовательно, и напряжения на нагрузке R при условии постоянства амплитуды смещения мембрань $\xi = \xi_x \sin \omega t$ остается практически неизменной при выполнении условия /4.3.3/ Подставляя в выражение для u значение q из /4.3.5/, имеем:

$$u = Ri = R\frac{dq}{dt} = \omega qR = U_A \cos \omega t \qquad (4.3.6)$$

Найдем теперь величину ЭДС - \mathcal{E} , генерируемую в результате работы внешних механических сил по переносу заряда Q, который мы можем считать постоянным при условии $R \rightarrow \infty$ и $C_n=0$. По определению величина \mathcal{E} равна отношению разности энергий в состоянии покоя и в состоянии движения к величине переносимого заряда $Q = Q_0$, т.е.

$$\mathcal{E} = \frac{W_1 - W_0}{Q_0} \cdot (4.3.7)$$

Энергия мембраны в состоянии покоя

$$W_0 = \frac{\varepsilon S' U_0^2}{2\delta_1} \cdot (4.3.8/$$

Величину суммарного напряжения на обкладках преобразователя при гармоническом характере смещения с учетом /4.3.6/ можно выразить как

$$U = U_0 + u = U_0 + u_A \cos \omega_0 t$$
 (4.3.9/

Тогда мгновенное значение величины энергии мембраны можно представить как

$$W_{1} = \frac{\varepsilon_{0} S' U^{2}}{2(\delta_{1} + \xi)} = \frac{\varepsilon_{0} S U_{0}^{2} [1 + 2u' + (u')^{2}]}{2\delta_{1} (1 + \xi')} =$$
$$= \frac{\varepsilon_{0} S' U_{0}^{2} [1 + 2u_{A}' \cos \omega_{1} t + (u_{A}')^{2} \cos^{2} \omega_{1} t]}{2\delta_{1} (1 + \xi_{A}' \sin \omega_{1} t)}, \qquad (4.3.10)$$

где $u' = \frac{u}{U_0}$ и $\xi' = \frac{\xi}{\delta_1}$ - нормированные значения переменных составляющих напряжения и смещения.

Как видно из /4.3.10/, величина W_l будет максимальна в момент времени t=0, т.е. при максимальной скорости движения мембраны. Учитывая, что

$$Q_{0} = \frac{\varepsilon_{0} S' U_{0}}{\delta_{1}}, \qquad (4.3.11)$$

и подставляя в /4.3.7/ значения W_0 из /4.3.8/ и W_1 (t=0) из /4.3.10/, и производя алгебраические и тригонометрические преобразования [57], получим

$$\varepsilon = U_0 [u' + \frac{(u')^2}{2}] = U_0 [u'_A \cos \omega_1 t + \frac{(u_A')^2}{4} \cos 2\omega_1 t]. \quad (4.3.12)$$

Из /4.3.12/ следует, что соотношение амплитуд второй A_2 и первой A_1 гармоник будет

$$K_2 = \frac{A_2}{A_1} = \frac{u_A'}{4} = \frac{u_A}{4U_0}$$
 (4.3.13/

Заметим, что от второй гармоники можно избавиться ($K_2 \rightarrow 0$), применив так называемый дифференциальный электростатический преобразователь (рис.4.3). В этом случае каждый из двух контуров работает как рассмотренный выше преобразователь.

Величина выходного напряжения на общей нагрузке *R* будет определяться разностью ε_i и ε_2 , направленных противоположно:

$$u = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 = U_0[(u_A' + u_A'')\cos\omega_1 t + \frac{(u_A' + u_A'')(u_A' - u_A'')}{4}\cos 2\omega_1 t], \qquad (4.3.14)$$

Разумеется, такая компенсация имеет место при условии строгой симметрии преобразователя, т.е. при $u^{A'} = u^{A''}$, тогда **и** - $2UQu^{'A} coso$) ^ = $2u^A cosco$ ^.

Практически же таким образом четные гармонические искажения можно свести к минимуму. Это особенно существенно в режиме двигателя, так как позволяет уменьшить не только собственные четные гармоники преобразователя, но и электрического сигнала с усилителя.

4.3.2. Нелинейность, возникающая из-за асимметрии колебаний емкости преобразователя с учетом статического смещения

В этом разделе исследуются факторы нелинейности электростатического преобразователя, возникающей из-за асимметрии колебаний и из-за статического прогиба мембраны при подаче на нее поляризующего напряжения U^{0} . Изменение чувствительности микрофонов из-за статического прогиба мембраны исследовано в работе [42], в которой автор ограничился режимом малых гармонических колебаний. Для математической интерпретации нелинейности этого процесса необходимо учесть, что величина *go* амплитуды колебательного смещения центра мембраны может быть соизмерима с ее статическим смещением x^{0} (см. рис :4.2).

Для проведения наших исследований воспользуемся некоторыми результатами работы [42]. Для статической емкости преобразователя, представленного на рис.4.2, получено соотношение

$$C^{0} = -f - L - ta(1 - -f)]. \qquad (43.15)$$

Полная емкость, с учетом колебательного смещения центра мембраны с амплитудой *go* в сторону электрода «+» и в обратном направлении «-», равна:

$$C_{\pm} = \frac{\varepsilon_0 S'}{x_0 \pm \xi_0} [-\ln(1 - \frac{x_0 \pm \xi_0}{\delta})]. \qquad (4.3.16)$$

Чувствительность зависит от переменной составляющей емкости ΔC , ко-торую можно найти, используя соотношения /4.3.15/ и /4.3.16/, как

267

$$\Delta C = \frac{C_{+} - C_{-}}{2} = \frac{\varepsilon_{0} S'}{2} \left\{ \left[-\frac{1}{x_{0} + \xi_{0}} ln(1 - \frac{x_{0} + \xi_{0}}{\delta}) \right] - \left[-\frac{1}{x_{0} + \xi_{0}} ln(1 - \frac{x_{0} - \xi_{0}}{\delta}) \right] \right\}.$$
 (4.3.17/

Воспользовавшись представлением функции натурального логарифма $ln(l\pm x)$ в виде степенного ряда [57], ограничиваясь шестью первыми членами разложения и обозначив $x'_0 = x_0 / \delta$ и $\xi'_0 = \xi_0 / \delta$, получим:

$$\Delta C = \frac{\varepsilon_0 S}{2\delta} \left\{ \left[1 + \frac{1}{2} (x'_0 + \xi'_0) + \frac{1}{3} (x'_0 + \xi'_0)^2 + \dots + \frac{1}{6} (x'_0 + \xi'_0)^5 \right] - \left[1 + \frac{1}{2} (x'_0 - \xi'_0) + \frac{1}{3} (x'_0 - \xi'_0)^2 + \dots + \frac{1}{6} (x'_0 - \xi'_0)^5 \right] \right\}.$$

Проведя алгебраические преобразования с использованием бинома Ньютона, имеем:

$$\Delta C = \frac{\varepsilon_0 S'}{2\delta} \left\{ \xi_0 \left[1 + \frac{4}{3} x_0' + \frac{3}{2} (x_0')^2 + \frac{8}{5} (x_0')^3 + \frac{5}{3} (x_0')^4 \right] + \left(\xi_0' \right)^3 \left[\frac{1}{2} + \frac{8}{5} x_0' + \frac{10}{3} (x_0')^2 \right] + \frac{1}{3} (\xi_0')^5 \right\}.$$
(4.3.18/

Подставив /4.3.18/ в /4.3.14/, учтя $\xi'_0 = \xi_A \sin \omega_1 t$ и проведя тригонометрические преобразования, исключив из дальнейшего анализа член с $(\xi_0)^5$, 268

разделив результат на C₀ из /4.3.15/, получим для выходного напряжения преобразователя (см. рис.4.4) выражение вида

$$u' = \frac{u}{U_{o}} = \frac{AC}{C_{o}} = \frac{x_{o}'\xi_{o}'}{[-2\ln(1-x_{o}')]} [A_{i}\sin\omega_{i}t - A_{i}\sin3\omega_{i}t], \qquad (4.3.19)$$

где A_3 и A_1 соотносятся как

$$K_{3} = \frac{A_{3}}{A_{1}} = \left\{ 3 + \frac{4 \left[1 + \frac{4}{3} x_{0}' + \frac{3}{2} (x_{0}')^{2} + \frac{8}{5} (x_{0}')^{3} + \frac{5}{3} (x_{0}')^{4} \right]}{\left[\frac{1}{2} + \frac{8}{5} x_{0}' + \frac{10}{3} (x_{0}')^{2} \right] (\xi_{0}')^{2}} \right\}^{-1}.$$
 (4.3.20/

Произведем количественную оценку этого соотношения при различных значениях x_0' и ξ_0' , помня, что для сохранения устойчивости мембраны [41], т.е. фактически работоспособности микрофона, сумма ($x_0' + \xi_0'$) не может превышать значения 0,5. Вычисления отношения амплитуд гармоник по формуле /4.3.20/ в процентах представим в виде таблицы 4.1. Знаком * в таблице отмечены значения A_3/A_1 , находящиеся за теоретическим пределом устойчивости.

Из данных таблицы 4.1 видно, что при увеличении статического прогиба мембраны x_0' происходит некоторое увсличение нелинейности по третьей гармонике, но в целом эта зависимость весьма слабая, т.е. значения K_3 при $x_0' = 0$ в $x_0' = 0,4$ отличаются менее чем в 2 раза.

Заметим, что при отсутствии статического прогиба, т.е. при $x_0' = 0$, в режиме малых колебаний /4.3.18/ принимает знакомый линейный вид:

$$\Delta C = \frac{\xi_{\circ}S}{2\delta} \cdot \frac{\xi_{\circ}}{\delta} = C_{\circ} \frac{\overline{\xi}}{\delta} = C_{\circ} \xi', \qquad (4.3.21)$$

где $\xi = \xi_{0}/2$ - эквивалентное смещение всей поверхности мембраны [5].

Здесь, попутно, интересно было бы оценить изменение чувствительности

преобразователя (см. рис.4.4) по первой гармонике, в режиме малых колебаний, т.е. при $\xi' \rightarrow 0$, но с учетом статического смещения x_0' . Для этого, приняв во внимание $\xi_0' \rightarrow 0$, пренебрегая малыми величинами, подставим значение ΔC из /4.3.18/ в /4.3.19/, получим:

$$u_{\delta}' = \frac{\Delta C}{C_{0}'} = \frac{x_{0}'\xi_{0}' \left[1 + \frac{4}{3}x_{0}' + \frac{3}{2}(x_{0}')^{2} + \frac{8}{5}(x_{0}')^{3} + \frac{5}{3}(x_{0}')^{4}\right]}{2\left[-\ln(1 - x_{0}')\right]} \quad (4.3.22)$$

Из /4.3.21/ следует аналогичное соотношение $\frac{\Delta C}{C'}$, но без учета статического смещения мембраны, т.е.

$$u_{0}'=\frac{\Delta C}{C'}=\frac{\xi_{0}'}{2},$$

Разделив /4.3.22/ на это значение, т.е. пронормировав /4.3.22/, получим:

$$\frac{M_{\delta}}{M_{M}} = \frac{u_{\delta}'}{u_{0}'} = \frac{x_{0}'}{\left[-\ln(1-x_{0}')\right]} \left[1 + \frac{4}{3}x_{0}' + \frac{3}{2}(x_{0}')^{2} + \frac{8}{5}(x_{0}')^{3} + \frac{5}{3}(x_{0}')^{4}\right]. \quad (4.3.23)$$

Результаты вычислений сведем в таблицу 4.2. Наши данные (см. таблицу 4.2), полученные при более детальном рассмотрении фактора изменения чувствительности, несколько отличаются от данных, полученных по формуле (11) из работы [42].

Выражения /4.3.18/ – /4.3.20/ получаются достаточно громоздкими для инженерных расчетов нелинейных искажений. Попробуем упростить аналитическую форму этих выражений, используя некоторые физические соображения, а соотношения /4.3.18/ – /4.3.20/ будем использовать в дальнейшем только для детального анализа исследуемого фактора нелинейности. На наш взгляд, /4.3.19/ с хорошей степенью приближения может быть заменена следующим выражением:

$$u' = \frac{u}{U_0} = \frac{\xi_0}{2(\delta - x_0)} \left[1 + \frac{1}{2} \frac{\xi_0^2}{(\delta - x_0)^2} \right] = \frac{\overline{\xi}}{\delta''} \left[1 + 2 \frac{\xi^2}{(\delta'')^2} \right], \qquad (4.3.24)$$

где $\xi = \xi_0 / 2$ - эквивалентное колебательное смещение поверхности мембраны,

 $\delta'' = (\delta - x_0) = (\delta - 2x)$, где x - эквивалентное статическое смещение мембраны.

Обозначив $\bar{\xi} = \bar{\xi}_A \sin \omega_i t$ и проведя известные тригонометрические преобразования [57], получим выражение вида

$$u' = \frac{\xi_{A}}{\delta_{1}} \Big[A_{1} \sin \omega_{1} t - A_{3} \sin 3\omega_{1} t \Big], \qquad (4.3.25)$$

где соотношение амплитуд третьей и первой гармоник в принятых в /4.3.20/ обозначениях будет следующим:

$$K_{3} = \frac{A_{3}}{A_{1}} = \frac{\xi_{4}^{2}/2(\delta'')^{2}}{\left[1 + \frac{3}{2}\frac{\xi_{4}^{2}}{(\delta')^{2}}\right]} = \left\{3 + 8\frac{(1 - x_{0}')^{2}}{(\xi_{0}')^{2}}\right\}^{-1}.$$
 (4.3.26/

Результаты вычислений A_3/A_1 в % и $M_{\delta}/M_{\mu} = \frac{1}{\delta''}$ сведем в таблицу 4.3.

Из сравнения данных таблицы 4.3 с данными таблиц 4.1 и 4.2, можно сделать следующие выводы:

- при значениях x₀'≤0,2 относительная погрешность вычисления A₃/A₁ по формуле /4.3.26/ по сравнению со строгими результатами, полученными по формуле /4.3.20/, не превышае т 0,11, т.е. меньше погрешности акустических измерений;
- погрешность вычисления чувствительности с учетом статического смещения мембраны по /4.3.25/ также не превышает 0,11 по сравнению со строгими ре-

4/1

Таблица	4.1	
---------	-----	--

x ₀ '		· -	А.₃/А.₁, % при <i>Ę</i>	0			
	0,00	0,05	0,10	0,20	0,40		
0,00	0,00	3,12.10-2	1,25 10-1	4,93.10-1	1,89		
0,10	0,00	3,76.10-2	1,50 10 1	5,92·10 ⁻¹	2,25 *		
0,20	0,00	4,43.10-2	1,76 10-1	6,94·10 ⁻¹	2,61 *		
0,40	0,00	5,44·10 ⁻²	2,16.10-1	8,49.10-1 *	3,16 *		

Таблица 4.2

x ₀ '	0,0	0,1	0,2	0,4	0,5
$x_0' [-ln(1-x_0')]$	1,0	0,949	0,896	0,783	0,721
числ. /4.3.22/	1,0	1,15	1,343	1,918	2,346
<i>M₈/М_ж</i> по /4.3.23/	1,0	1,09	1,20	1,50	1,69
<i>М_б/М</i> 0 по [42]	1,0	1,16	1,34	1,83	2,16

Таблица 4.3

,	Мо́Мм		A3/A	ι, % при ζ	0.	
x ₀	$\begin{array}{c} npu\\ \xi_0' \rightarrow 0\end{array}$	0,00	0,05	0,10	0,20	0,40
0,00	1,00	0,00	0,031	0,125	0,493	1,89
0,10	1,11	0,00	0,039	0,154	0,606	2,30 *
0,20	1,25	0,00	0,049	0,194	0,763	2,86 *
0,40	1,67	0,00	0,087	0,344	1,33 *	4,76 *

зультатами, полученными по формуле /4.3.23/, что также меньше погрешности измерений.

Следовательно, при дальнейшем построении системной математической модели для инженерных расчетов целесообразно и правомерно воспользоваться формулами /4.3.24/ - /4.3.26/ для учета фактора статического прогиба мембраны вследствие поляризации и нелинейного изменения емкости ввиду асимметрии колебаний, а соотношения /4.3.18/ - /4.3.20/ использовать в дальнейшем только для детального количественного анализа исследованного нами фактора нелинейности.

4.3.3. Модуляционная нелинейность емкости преобразователя

Под этим названием мы будем понимать НИ, возникающие из-за того, что переменная емкость преобразователя в совокупности с нагрузочным импедансом конечной величины на его электрической стороне проявляет себя как параметрический модуляционный фактор.

Рассмотрим электрическую сторону капсюля с постоянной полезной емкостью *С_к*, схема включения которой представлена на рис.4.2.

Здесь *C_n* – паразитная емкость, обусловленная конструкцией капсюля, входной емкостью предусилителя микрофона и емкостью монтажа, *R_n* – активное сопротивление нагрузки преобразователя (входное сопротивление предусилителя).

При воздействии гармонического ЗД изменяющуюся емкость капсюля можем представить как

$$C_{\kappa}' = \frac{\varepsilon_0 S}{\delta_1 (1 + \xi')} = \frac{C_{\kappa}}{1 + \xi_{\kappa}^3 \sin \omega_1 t}, \qquad (4.3.27)$$

где ξ' и ξ_{m}' – мгновенное и амплитудное значения смещения, нормированного по δ_l , которое в первом приближении считаем также гармоническим,

273

С_к – статическое значение емкости капсюля.

Из схемы следует, что выходное напряжение U может быть представлено

как

$$u = \frac{\varepsilon}{1 + \frac{C_{\kappa}}{C_{\kappa}^2} + \frac{1}{j\omega C_{\kappa}^2 R}}$$
 (4.3.28/

Подставив /4.3.27/ в /4.3.28/ и произведя алгебраические преобразования, получим:

$$\frac{u}{\varepsilon} = \frac{C_{\kappa}}{C_{\Sigma} \left[\left(1 + \frac{1}{j \omega C_{\Sigma} R} \right) + \xi' \left(\frac{C_{n}}{C_{\Sigma}} + \frac{1}{j \omega C_{\Sigma} R} \right) \right]}, \qquad (4.3.29)$$

где $C_{\Sigma} = C_{\kappa} + C_{n}$.

Осуществив далее алгебраические преобразования и представив выражение в знаменателе /4.3.29/ в виде ряда [57] функции вида $(1+x)^{-l}$, и ограничиваясь тремя членами разложения с учетом, что в КМ выполняются следующие соотношения $\omega_n C_{\Sigma} R > 1$, $C_{\Sigma} >> C_n$ и $\xi^{\nu} < 1$, получим:

$$u = \frac{\varepsilon_{A} \sin \omega_{1} t \cdot C_{s}}{C_{\Sigma} (1 + \frac{1}{j \omega C_{\Sigma} R})} [1 - \frac{C_{n}}{C_{\Sigma}} (1 + \frac{1}{j \omega C_{n} R}) \xi_{A}^{\prime} \sin \omega_{1} t + \frac{C_{n}^{2}}{C_{\Sigma}^{2}} (1 + \frac{1}{j \omega C_{n} R})^{2} (\xi_{A}^{\prime}) \sin^{2} \omega_{1} t - \dots]$$

$$(4.3.30)$$

После тригонометрических преобразований получим следующие соотношения амплитуд второй и третьей гармоник по отношению к первой по модулю:

$$K_{2} = \begin{vmatrix} \dot{A}_{2} \\ A_{1} \end{vmatrix} = \frac{\xi_{A}}{2} \cdot \frac{C_{n}}{C_{\Sigma}} \sqrt{\frac{1 + (\omega RC_{n})^{2}}{(\omega RC_{n})^{2}}}; K_{3} = \begin{vmatrix} \dot{A}_{3} \\ A_{1} \end{vmatrix} = \frac{(\xi_{A})^{2}}{4} \cdot \frac{C_{n}^{2}}{C_{\Sigma}^{2}} \left[\frac{1 + (\omega RC_{n})^{2}}{(\omega RC_{n})^{2}} \right]. \quad (4.3.31)$$

Заметим, что частотно-независимые составляющие K_2 и K_3 определяются отношением величин паразитной и полной емкости капсюля. Произведем количественную оценку величин K_2 и K_3 , определяемых исследуемым фактором нелинейности. В профессиональных студийных КМ величина C_n обычно на порядок меньше C_{κ_2} так что для них можно принять $C_n / C_{\Sigma} = 0,1$; в малых по диаметру (например, петличных, где диаметр мембраны 6-8 мм) часто величины C_n и C_{κ} соизмеримы, поэтому для них следует принять $C_n / C_{\Sigma} = 1/2$.

ретический предел $\xi_{A}' < 0,25$ (что соответствует предельному смещению центральной точки $\xi_{0A}' < 0,5$). Поэтому нашу оценку произведем при значениях $\xi_{A}' = 0,05; 0,1; 0,2$.

Так как к нелинейным искажениям человеческое ухо особенно чувствительно на средних частотах, где выполняется $\omega RC_n >>1$, то вначале произведем оценку частотно-независимых составляющих K_2 и K_3 в широком частотном диапазоне при $\omega >4\omega_n$. Затем оценим эти же величины вблизи нижней границы частотного диапазона, где они наиболее значительны. При такой оценке, приняв во внимание /4.3.3/, будем считать, что на нижней граничной частоте выполняется равенство $\omega RC_n = 1/2$. Данные наших оценок по /4.3.31/ сведем в таблицу 4.4.

Из представленных данных следует, что для студийных КМ, где выполняется $C_n/C_{\Sigma} \le 0,1$, гармонические искажения по третьей гармонике, вызванные модуляционной нелинейностью емкости капсюля, пренебрежимо малы и их можно не принимать во внимание во всем диапазоне частот и звуковых давлений, по второй гармонике они заметно проявляются при больших смещениях $\xi_A' \ge 0,10$. Для миниатюрных КМ, где $C_n/C_{\Sigma} \approx 0,5$ (т.е. $C_n \approx C_{\kappa}$), искажения по

Таблица 4.4

<i>C</i> _# / <i>C</i> _Σ		0	,1	· ·		K ₂ , %			
ξ _Α '	f _H	2f _#	4fn	≥ 8f _н	f _H	2f _H	4f _H	≥ 8f _н	
0,05	0,56	0,35	0,28	0,25	2,8	1,77	1,40	1,25	
0,10	1,12	0,71	0,56	0,50	5,6	3,54	2,80	2,50	K2, %
0,20	2,24	1,41	1,12	1,00	11,2	7,07	5,60	5,00	
0,05	0,00	0,00	0,00	0,00	0,08	0,03	0,02	0,02	
0,10	0,01	0,01	0,00	0,00	0,31	0,13	0,08	0,06	K ₃ , %
0,20	0,05	0,02	0,01	0,01	1,25	0,5	0,31	0,25	

275

второй гармонике весьма существенны и их следует принимать во внимание уже при смещениях $\zeta_A' \ge 0.02$, а по третьей гармонике – при смещениях $\zeta_A' > 0.10$.

Из /4.3.31/ очевидно, что K_2 и K_3 имеют частотно-зависимый характер. Максимальные значения K_2 и K_3 достигаются на нижней граничной частоте диапазона, а с ростом частоты убывают и для частот $f > 2f_{\mu}$ становятся практически частотно-постоянными при любом соотношении C_{π}/C_{Σ} . Отмстим, что частотно-зависимый характер K_3 выражен сильнее, чем у K_2 , а абсолютная величина K_3 существенно меньше, чем K_2 во всем диапазоне звуковых давлений.

4.4. СРАВНИТЕЛЬНАЯ КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НЕЛИНЕЙНОСТИ В КАПСЮЛЯХ КОНДЕНСАТОРНЫХ МИКРОФОНОВ

С целью определения значимости различных факторов нелинейности, возникающих при преобразовании больших звуковых давлений в выходное напряжение в капсюлях КМ, целесообразно провести их сравнительную количественную оценку по величине второй и третьей гармоник, т.к. проведенные нами исследования (см. разделы 4.2 и 4.3) показывают, что K_2 и K_3 существенно превалируют во всем диапазоне звуковых давлений при любом типе нелинейности и определяют величину суммарных гармонических искажений K_{Σ} . В качестве параметра для оценки K_2 и K_3 целесообразно взять не звуковое давление или его уровень, поскольку их действие зависит в большой степени от индивидуальных параметров микрофона, а величину амплитуды эквивалентного смещения мембраны относительно величины зазора между мембраной и неподвижным электродом, т.е. $\xi_A' = \xi_A / \delta_1$ при $\xi' = (\xi_A / \delta_b) sin \omega_b t$. При количественной оценке отдельных факторов нелинейности мы учтем величину эквивалентного статического смещения мембраны $x'=x/\delta$, а также соотношение между толщиной мембраны Δ и величиной зазора δ , которое для различных типов КМ лежит в пределах $0,1 \le \Delta/\delta \le 0,2$.

Нашу оценку целесообразно производить в области частот, где нелинейные искажения, во-первых, наиболее субъективно заметны [5, 73], во-вторых, нормируются стандартами на параметры микрофонов [63, 64, 69]. Для первой гармоники это область средних частот от 250 до 4000 Гц, совпадающая с областью частотной независимости чувствительности практически всех КМ. Величины K_2 и K_3 вычислим для тех случаев конструктивной реализации, когда влияние этих факторов максимально.

Из данных таблицы 4.5 очевидно, что различные физические факторы, приводящие к появлению нелинейных искажений, проявляют себя по-разному в количественном отношении в различных типах КМ. Поэтому для их корректного сравнения в каком-то типе КМ необходимо:

построить нелинейные аналитические модели различных типов КМ;

- знать ряд электрических, конструктивных и механических параметров (в линейном приближении) конкретной модели КМ.

Априорно можно считать, что для всех типов студийных КМ в диапазоне частот 250-8000 Гц могут быть при построении аналитической нелинейной модели исключены, как малозначимые, следующие факторы нелинейности: - адиабатическая деформация объемов воздуха (2);

- модуляция емкости по третьей гармонике K_3 , а при больших размерах мембран ($\emptyset > 15$ мм) и по второй гармонике.

Все остальные факторы (1, 3, 4, 5) могут оказывать значимое влияние на суммарное значение K_{Σ} , K_2 и K_3 , конечно, существенно разное для различных типов КМ.

4.5. СИСТЕМНАЯ НЕЛИНЕЙНАЯ МОДЕЛЬ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ КАПСЮЛЕЙ КОНДЕНСАТОРНЫХ МИКРОФОНОВ

Теперь, когда нами исследованы все основные физические факторы, приводящие к нелинейным искажениям в капсюлях КМ (см. разделы 4.2, 4.3),

Таблица 4.5

1					_	_	_		_						_	
		линей- (в /, при			K3	2=0,1		0,00 0,00	<u>0,00</u> 0,00	0'00 0'01	0,01 0,05	йные				
	9	иная не ккости с Kr на	= 1/2)	(a) и (б	K ₂	C*/C		0,13 0,28	0,25 0,56	0,50 1,12	1,00 2,24	Cryar S				
%		DELLAR	w"RC	4.3.31	K3	=0,5		0,01	0,02	0.06 0.31	रहा <u>न</u>	a6a- • V.M	t d		aHbl	
ы К ₃ в		Моду н знам			K3	C,/C		0,63	1,25 2,80	2.50	<u> 양</u> 년	Manor	ритны С ДИЗМ	MOd	мембр	WW 8-9
He K ₂		аний	стом рогиба	20		x'=0,2		0,05	0,22	0,85	3,16*	Σ	пами			
еличи		ст и	C ywe	43.	X	x'=0'1		0,04	0,18	69'0	2,61+	anax Ki	n npeneu	ROCTH		
сти КМ по в	φ.	Асимметрия емко	Без учета стат. протиба	4.3.20	K_3	0=,x		0,03	0,13	0,49	1,89	Bo BCCX T	* - данные за	устойчи		
ейно		-FHT -80	CHIL		K,			1		•		H		•		
в нелин	4	Квадра ност кулон	CKHX (4.3.13	K ₃			0,88	1,7	3,54	7,07	Bo BCCX				
факторо		B 38.30pe	инаправ- кых КМ	f n 4.2.19	K,	= 3r _i		0,01	0,05	0,17	0,54	RE	анрањ- le KM и	равлен-	MB	ти резо-
хланғи	~	фактор	одно лен)	4.2.1	K_{2}	12		6'0	1,73	3,2	5,4	Cryma	HUHHOR :	ненап	ные К	област нанса
нка разл		йіаннонт	равлен- с КМ	4.2.19 (6)	K3			0,05	0,19	0,68	2,16	равлен-	симмсі-	aktrue-	против-	3 2 30pa, 0
гая оцен		Фрик	цвунал нър	- 4.2.19 (a)	K_{2}			3,6	6,9	12;8	21,6	Двунап	ныс, но ричные	TEREMINE	HEIM COI	лснисм при г ₇ =
вительн		атиче- роцесс мации	ıyxa	4.2.12 (6)	K3			1	I	ı	1	авлен-	CMBIC	. 014		
опоста		Адиаб ский п дефор	розд	4.2.12 (a)	K_2			80'0	0,15	0,30	0,60	Ненапра	ынс, управля	гибкост	объема	
		гость раны		4.2.7	K,	$\frac{\Delta}{\delta_1} = 0.2$		0,05	0,21	0,83	3,09	Tpan-	фоны,	Semble	OCTIBIO	раны
	-	У пру мембј	<u>.</u>	4.2.7	K3	$\Delta = 0,1$		0,21	0,83	3,09	99,66	Нена	MHKpo(управл	улругс	мембј
		Фактор нелинейно-	СТИ	Расчетные формулы	Коэф. <i>К</i> г	Цополнит. условия	£1'= £1/8	0,025	0,05	0,1	0,2	Где может	указанные	значения		

ı

произведена их сопоставительная количественная оценка (см. 4.4), может быть построена системная нелинейная аналитическая модель КМ, пригодная для инженерных расчетов НИ. Методику построения такой модели целесообразно произвести вначале на примере капсюля ненаправленного КМ.

4.5.1. Нелинейная модель ненаправленного конденсаторного микрофона

Для системного учета всех значимых факторов целесообразно представить выражение для чувствительности капсюля через произведение Харкевича [1, 5] в виде

$$M = \frac{u}{p} = \frac{F}{p} \cdot \frac{\xi}{F} \cdot \frac{\varepsilon}{\xi} \cdot \frac{u}{\varepsilon} = \frac{DSU_{o}c_{x}K}{\delta_{1}}.$$
 (4.5.1/

Учитывая, что нас интересует диапазон преимущественно средних частот, и считая, что акустико-механическая система микрофона управляется упругостью мембраны, как это имеет место в измерительных микрофонах, получим:

$$M_{\rm m} = \frac{SU_0 c_{\rm m}}{\delta_1} = \frac{SU_0}{\delta_1 \cdot s_{\rm m}}.$$
 (4.5.2/

Рассмотрим /4.5.1/ при больших смещениях, возникающих при воздействии больших звуковых давлений.

Первое преобразование звукового давления в механическую силу линейно на любой частоте и при любом значении диапазона звуковых давлений. Второе отношение *Е/F* связано с нелинейностью упругости мембраны. Из /4.2.6/ следует:

$$\frac{F}{\xi} = s_{M0} = s_{M} (1 + 0.136 \frac{\xi^2}{\Delta^2}),$$

где s_б и s_м – упругости мембраны соответственно при больших и малых значениях ЗД.

Учитывая количественные влияния различных факторов (см. раздел 4.4), нелинейностью адиабатического процесса (2) и фрикционным фактором (3) в диаглазоне средних частот

$$4f_{\rm H} < f < f_{\rm B}/4$$
 /4.5.3/

1 A 1

мы вправе здесь пренебречь с погрешностью, не превышающей погрешности измерений.

Для получения нелинейного аналитического выражения для третьего члена произведения /4.5.1/ мы должны учесть два фактора нелинейности – квадратичность кулоновского взаимодействия и асимметрию колебаний емкости капсюля (факторы 4 и 5 табл. 4.5). Фактор 4 учтем, воснользовавшись выражением /4.3.11/:

$$\frac{\varepsilon}{\xi} = \frac{U \left[u' + \frac{(u')^2}{2}\right]}{\overline{\xi}} = \frac{U_0 u' \left[1 + \frac{u'}{2}\right]}{\overline{\xi}}.$$
 /4.5.4/

Фактор 5 учтем, воспользовавшись приближенным выражением /4.3.24/:

$$\boldsymbol{u}' = \frac{\overline{\xi}}{\delta''} \left[1 + 2 \left(\frac{\overline{\xi}}{\delta''} \right)^2 \right].$$

Проводя алгебраические преобразования в /4.3.24/ относительно ве-

личины и'/ є и подставляя ее в /4.5.4/, пренебрегая величинами второго порядка малости, получим:

$$\frac{\varepsilon}{\xi} = \frac{U_0}{\delta'} (1 + \frac{u'}{2}) [1 + 2\frac{\xi^2}{(\delta' - x)^2}] = \frac{U_0}{\delta'} [1 + \frac{u'}{2} + 2\frac{\xi^2}{(\delta' - x)^2}].$$
 (4.5.5/

Для получения математического выражения четвертого члена /4.5.1/ следует учесть фактор нелинейности, обусловленный модуляцией емкости капсюля. Оно может быть найдено из /4.3.30/ для средних частот, определяемых интервалом /4.5.3/, с учетом количественной оценки (см. табл. 4.5), следующим образом:

$$\frac{u}{\varepsilon} = \frac{C_{\kappa}}{C_{\Sigma}} [1 - \frac{C_{n}}{C_{\Sigma}} \xi]. \qquad (4.5.6)$$

Подставляя /4.2.6/, /4.5.5/ и /4.5.6/ в /4.5.1/, получим для интервала частот /4.5.3/:

$$M_{\delta} = \frac{S_{1}U_{\delta}(1+\frac{u'}{2})[1+2\frac{\xi^{2}}{(\delta'-x)^{2}}]\frac{C_{x}}{C_{y}}[1-\frac{C_{x}}{C_{y}}\xi'']}{s_{x}[1+0,136(\frac{\xi}{\Delta})^{2}]\delta'}.$$
 (4.5.7/

Ограничиваясь при разложении функции в квадратных скобках знаменателя в ряд величинами второго порядка малости и подставив в /4.5.7/ линейное выражение для чувствительности из /4.5.2/, а также учитывая, что в КМ, управляемых упругостью мембраны $x \ll \delta'$, получим:

$$M_{\delta} = M_{\kappa} [1 - 0.136(\frac{\xi'}{\Delta})^2] (1 + \frac{u'}{2}) \cdot [1 + 2(\xi')^2] \frac{C_{\kappa}}{C_{\Sigma}} [1 - \frac{C_n}{C_{\Sigma}} \xi'], \qquad /4.5.8/$$

где $u'=u'U_0$; $\xi'=\xi/\delta$ - нормированные величины эффективного значения выходного напряжения и колебательного смещения, Δ - толщина мембраны, C_s , C_n , C_{Σ} - электрические емкости капсюля, паразитная и их сумма.

Таким образом, нами построена системная нелинейная аналитическая модель функции чувствительности (см. 4.5.7 и 4.5.8) <u>ненаправленного</u> <u>капсюля КМ, управляемого упругостью мембраны</u>, учитывающая факторы нелинейности 1, 4, 5, 6 (см. табл. 4.5), характерные для данного типа капсюля.

Заметим, что для ненаправленного КМ, управляемого упругостью объема, изменение нелинейной модели коснется только первого преобразования – силы в колебательное смещение, т.е. вместо /4.2.6/ будет иметь место, с учетом /4.2.9/, следующее соотношение:

$$\frac{F}{\xi} = s_{\Sigma} = s_{M\delta} + s_{V} = s_{M} [1 - 0.136(\frac{\xi}{\Delta})^{2}] + s_{V} (1 + 1.2V'), \qquad (4.5.9)$$

где $V' = \frac{\xi S_1}{V_0}$ - нормированное эквивалентное объемное смещение мембраны по отношению к суммарной величине объема зазора и воздушной полости HЭ.

Преобразуя (4.5.9), приходим к виду

$$\frac{F}{\xi} = (s_{\mu} + s_{\nu}) \left[1 + 0.136 \frac{s_{\mu}}{s_{\mu} + s_{\nu}} \left(\frac{\xi}{\Delta}\right)^2 + 1.2 \frac{s_{\nu}}{s_{\mu} + s_{\nu}} V' \right].$$
(4.5.10/

С учетом того, что для такого типа КМ всегда s_v >>s_m, а нелинейностью адиабатического процесса (см. 4.2 и 4.4) при N<160 дБ мы вообще вправе пренебречь, для системной нелинейной модели <u>ненаправленного КМ. в</u> том числе управляемого упругостью объема, получим:

$$M_{s} = M_{u} [1 - 0.136 \frac{s_{u}}{s_{z}} (\frac{\xi}{\Delta})^{2}] (1 + \frac{u'}{2}) [1 + 2\frac{\xi^{2}}{(\delta' - x)^{2}}] \frac{C_{x}}{C_{z}} (1 - \frac{C_{z}}{C_{z}}\xi'), \quad /4.5.11/2$$

где s_{*}/s_E – отношение упругости мембраны к суммарной упругости воздушного объема полости НЭ и мембраны.

Очевидно, что /4.5.11/, как и /4.5.8/, строго справедлива для частот, определяемых диапазоном /4.5.3/.

Вернемся к выражению /4.5.8/. Для представления выходного напряжения как функции гармонического давления $p=p_A sin\omega_l t$ проведем алгебраические и тригонометрические преобразования [57] с учетом, что $\xi'=\xi_A'sin\omega_l t$, $u'=u_A'cos\omega_l t$ и в первом приближении $u'=\xi'=\xi/\delta''$, $\xi/\Delta=\xi \delta/$. Ограничиваясь величинами второго порядка малости, получим для выходного напряжения

$$u = M_{*}K_{y}p_{A}\sin\omega_{i}t[1-0.136(\xi')^{2}\left(\frac{\delta}{\Delta}\right)^{2} + \frac{u'}{2} + \frac{2(\xi')}{(1-x')^{2}} + \frac{C_{\pi}}{C_{s}}\xi'] =$$

= $M_{*}Kp_{A}[A_{1}\sin\omega_{i}t + A_{2}\sin(2\omega_{i}t + \varphi_{2}) + A_{3}\sin(3\omega_{i}t + \varphi_{3})], \quad /4.5.12/$

•

где φ_2 и φ_1 – начальные фазы второй и третьей гармоник, величины которых нас в данном случае не интересуют, M_* – чувствительность капсюля при малых колебаниях, K_y – коэффициент передачи предусилителя микрофона с учетом соотношения C_{κ}/C_{Σ}' , p_A - амплитуда гармонического звукового давления.

$$A_{1} = \left\{ 1 - (\xi')^{2} \left[0,102 \left(\frac{\delta}{\Delta} \right)^{2} - \frac{3}{2} \right] \right\}; \qquad /4.5.13, a/$$

$$A_{2} = \frac{\xi'}{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{4} + \left(\frac{C_{n}}{C_{\Sigma}}\right)^{2}}; \quad A_{3} = \left(\frac{\xi'}{2}\right)^{2} \cdot \sqrt{\left[0.136\frac{S_{M}}{S_{\Sigma}}\left(\frac{\delta_{I}}{\Delta}\right)^{2}\right]^{2} + \left[\frac{2}{(1-x')^{2}}\right]^{2}}, \quad /4.5.13, 6, B/2$$

где A₁, A₂, A₃ – амплитуды гармоник основного сигнала относительно ли-

нейного значения амплитуды первой гармоники.

Отметим, что полученные соотношения /4.5.13/ позволяют рассчитывать коэффициенты гармонических искажений ненаправленных КМ в диапазоне высоких уровней звуковых давлечий (приблизительно при $N_{\mu} \leq 160$ дБ) в частотнонезависимом диапазоне частот (приблизительно $4f_{\mu} < f < f_{\sigma}/4$). С понижением частоты будет наблюдаться рост величины K_{z} , обусловленный фактором модуляционной нелинейности емкости (в основном за счет K_2). В диапазоне верхних частот также наблюдается возрастание K_z по мере приближения к резонансной частоте акустикомеханической подсистемы (обычно это 8-12 кГц) НКМ, т.к. на этих частотах начинает превалировать фрикционный фактор нелинейности в подмембранном зазоре.

Примеры расчетов гармонических искажений для различных типов КМ и методика измерений гармонических искажений ненаправленного измерительного конденсаторного микрофона МК-16 в трубе резонатора ВУД-1, проведенных нами во ВНИИРПА им. А.С. Попова, а также данные по составу аппаратуры и расчету погрешности измерений приведены в [115, 116].

На рис.4.4 мы приводим сопоставления результатов наших расчетов и экспериментов. Отметим, что отечественный микрофон МК-16 был нами выбран как объект исследований по двум причинам:

- возможность проведения прямых экспериментов в трубе-резонаторе при высоких уровнях звуковых давлений в силу отсутствия второго входа (микрофон-приемник давления);

- параметры, необходимые для расчета коэффициентов гармоник, были известны из технической документации.

Как видно из рис.4.4, расчетные данные по K₂ и K₃ совпадают с экспериментальными (·· - 1000 Гц и ** - 500 Гц) с точностью, превышающей



Рис. 4.4. Результаты расчета (сплошная линия) и измерений второй и третьей (K₂ и K₃) гармоник микрофона МК-16, где среднеизмеренные величины гармоник для 1000 Гц отмечены как • •, для 500 Гц как × ×, N - уровни звукового давления.

погрешность измерений акустических величин [61], что позволяет сделать вывод о достаточной точности разработанной нами аналитической нелинейной модели капсюля.

4.5.2. Нелинейная модель направленного конденсаторного микрофона

Системная нелинейная аналитическая модель капсюля направленного КМ будет отличаться от модели ненаправленного КМ только факторами нелинейности, проявляющимися при преобразовании звукового давления в смещение мембраны. В основном диапазоне частот акустико-механическая подсистема одномембранного направленного КМ управляется, как известно, активным сопротивлением. Характер этого преобразования связан с фактором нелинейности фрикционного сопротивления подмембранного зазора, исследованном нами в 4.2.3.

Учитывая, что в диапазоне, определяемом соотношением /4.5.3/, в ОКМ выполняется

$$(r_1 + r_2) >> \frac{1}{\omega c_1}$$
. /4.5.14/

Подставляя /4.2.16/ в /4.2.14/ и проводя алгебраические преобразования, ограничиваясь величинами второго порядка малости, получим:

.

$$\frac{\xi}{p} = \frac{S_1\left(r_2c_3 + \frac{d}{v}\right)}{r_1 + r_2} \left\{ 1 + \frac{3r_1}{r_1 + r_2} \left[\xi' + \left(\xi'\right)^2\right] \right\}.$$
 (4.5.15/

Проведя преобразования с /4.5.1/, аналогичные проведенным в п. 4.5.1, но с учетом /4.5.15/ вместо /4.5.6/, для *системной нелинейной аналитической модели однонаправленного КМ* получим:

$$M_{g} = M_{u} \left[1 + \frac{3r_{1}}{nr_{12}} \xi'(1+\xi') \right] \left(1 + \frac{u'}{2} \right) \left[1 + \frac{2(\xi')^{2}}{(1-x')^{2}} \right] \frac{C_{u}}{C_{x}} \left(1 + \frac{C_{u}}{C_{x}} \xi' \right), \quad /4.5.16/2$$

где $r_{12} = r_1 + r_2$, а n = 1 или 2 соответственно для одномембранного и двухмембранного типа капсюля.

Для выходного напряжения при гармоническом звуковом давлении, проведя преобразования, аналогичные проведенным ранее с /4.5.11/, получим выражение вида

$$u = M_{M} K p_{A} \sin \omega_{1} t \left\{ 1 + \xi' \left(\frac{3}{2} + \frac{3r_{1}}{r_{12}} + \frac{C'_{n}}{C_{S}} \right) + (\xi')^{2} \left[\frac{3r_{1}}{r_{12}} + \frac{2}{(1-x')^{2}} \right] \right\} = M_{M} K_{y} \left[A_{1} \sin \omega_{1} t + A_{2} \sin(2\omega_{1} t + \varphi_{2}) + A_{3} \sin(3\omega_{1} + \varphi_{3}) \right], \quad /4.5.17/2$$

гдe

$$A_{1} = \left\{ 1 + \frac{3(\xi^{*})^{2}}{4} \left[\frac{3r_{1}}{r_{12}} - \frac{2}{(1-x^{*})^{2}} \right] \right\}; \qquad (4.5.18,a)$$

$$A_{2} = \frac{\xi'}{2} \sqrt{\frac{1}{4} + \left(\frac{C_{n}}{C_{\Sigma}}\right)^{2} + \left(\frac{3r_{1}}{nr_{12}}\right)^{2}}; A_{3} = \left(\frac{\xi'}{2}\right)^{2} \sqrt{\left[\frac{3r_{1}}{nr_{12}}\right]^{2} + \left[\frac{2}{(1-x')^{2}}\right]^{2}}$$
 /4.5.18,6, B/

Соотношения /4.5.18/ позволяют рассчитать коэффициенты гармоник A_2 , A_3 и A_{Σ} для рассмотренного типа КМ, задаваясь величиной ξ' при больших звуковых давлениях.

В двухмембранных КМ в однонаправленном режиме в силу симметрии сил и механических сопротивлений соотношение ξ/p не управляется чисто фрикционным сопротивлением (см. главы 2 и 3 настоящей работы). Последнее справедливо только для разностной составляющей соотноше-

ния ξ/p , которая составляет только половину значения ξ/p (см., например, соотношение /3.3.17/). Следовательно, в /4.5.16/ вместо первого сомножителя в квадратных скобках следует брать $\left[1 + \frac{3r_1}{2r_{12}}\xi'(1+\xi')\right]$, и, значит, величины K_2 и K_3 будут иметь следующие значения:

$$K_{2} \approx \frac{\xi'}{2} \sqrt{\frac{1}{4} + \left(\frac{C_{n}}{C_{\Sigma}}\right)^{2} + \frac{9}{4} \left(\frac{r_{1}}{r_{12}}\right)^{2}}; \quad K_{3} = \left(\frac{\xi'}{2}\right)^{2} \sqrt{\frac{4}{(1-x')^{4}} + \frac{9}{4} \left(\frac{r_{1}}{r_{12}}\right)^{2}}.$$
 (4.5.19,a,6/

4.6. ВЫВОДЫ

Раздел 4 посвящен построению нелинейной теории электростатических (конденсаторных) микрофонов.

Проведен аналитический обзор литературы, посвященной исследованию различных факторов, приводящих к нелинейным искажениям в электростатических преобразователях. Обоснована необходимость и поставлена задача дальнейших исследований в этом направлении. Проведен анализ как ранее известных, но не вполне исследованных факторов нелинейности, так и ряда не отмеченных ранее в литературе. С системных позиций эти факторы были разбиты на две группы:

- нелинейность, проявляющаяся при преобразовании звукового давления в смещение мембраны, т.е. чисто механические факторы;

- нелинейность, проявляющаяся при преобразовании колебательного смещения мембраны в выходное напряжение капсюля, т.е. нелинейность механоэлектрического преобразования.

Таким образом, были физически выявлены, исследованы и построены частные математические модели следующих факторов нелинейности при больших звуковых давлениях:

1. Упругость мембраны.

- Адиабатический процесс деформации воздуха в подмембранных объемах.
- Фрикционный фактор в зазоре между мембраной и неподвижным электродом.
- 4. Квадратичность кулоновских сил по отношению к напряжению.
- Асимметрия колебаний емкости преобразователя с учетом и без учета статического смещения мембраны.
- 6. Модуляционная нелинейность емкости преобразователя.

Проведена сравнительная количественная оценка этих факторов, позволившая выявить наиболее значимые в реальных конструкциях капсюлей современных КМ.

На основе системного подхода построены комплексные нелинейные аналитические модели капсюлей различных типов КМ. Разработанная аналитическая модель позволяет по известным (или заланным) конструктивным и электрическим параметрам рассчитать любые виды нелинейных искажений. Так как с точки зрения восприятия и нормирования наиболее интересными практически являются гармонические искажения в диапазоне средних частот, то были получены упрощенные аналитические соотношения, позволяющие рассчитать наиболее значимые коэффициенты гармонических искажений К2 и К3. Экспериментальное исследование гармонических искажений в зависимости от уровня звукового давления, проведенное для измерительного микрофона МК-16, показало хорошее совпадение результатов с расчетными данными. Это подтверждает правильность предложенной нами системной аналитической модели и ее пригодность для расчета выходных нелинейных характеристик, как готовых, так и ожидаемых в проектируемых моделях микрофонов, а также позволяет при необходимости минимизировать величину НИ с учетом возможных изменений электрических и конструктивных параметров.

Проведенные исследования позволяют сделать ряд выводов и дать практические рекомендации:

- Величина гармонических искажений КМ в диапазоне звуковых давлений определяется величиной второй и третьей гармоник. Гармоники высших порядков являются величинами существенно более высокого порядка малости и при уровнях №160 дБ ими можно пренебречь.
- Наиболее значимыми в целом факторами нелинейности КМ в широком диалазоне частот являются первый, третий и четвертый из вышеперечисленных.
- 3. Фактор 5 проявляется в величине третьей гармоники и становится более существенным при значительном статическом прогибе мембраны. Фактор 6 заметно проявляет себя только по второй гармонике и наиболее значим вблизи нижней граничной частоты КМ. Фактором 2 в реальных конструкциях КМ можно пренебречь.
- 4. Фактор 1 проявляется по третьей гармонике и практически наиболее значим в тех типах КМ и в том диапазоне частот, где акустикомеханическая подсистема управляется упругостью мембраны. Следовательно, он проявляется во всем звуковом диапазоне, например, измерительных КМ, а также вблизи нижней граничной частоты направленного КМ.
- 5. Фактор 3 играет существенную роль в широком диапазоне частот направленных КМ и особенно заметен в двунаправленных микрофонах, управляемых активным сопротивлением зазора. Фрикционный фактор также проявляется в ненаправленных КМ вблизи частоты резонанса, т.е. области верхних частот.
- Фактор 4 проявляется в величине второй гармоники в широком диапазоне частот во всех типах КМ.
- Независимо от физических факторов величина K₂ определяется отношением эквивалентного смещения мембраны к величине зазора, т.е. *ξ*['], а величина K₃ – квадратом этого отношения и зависит также от отношения толщины мембраны Δ к величине зазора δ (фактор 1).
- 8. Величина гармонических искажений остается практически постоянной
в широком диапазоне средних частот.

- 9. Расчет коэффициентов гармоник, проведенный в соответствии с построенной нами аналитической моделью, показывает, что величина K_2 при уровнях 134-136 дБ, а K_3 при уровнях 142-148 дБ в капсюлях студийных КМ может превышать 0,5%. Для миниатюрных КМ, например петличных, этот порог может быть еще на 6-10 дБ ниже. Это показывает, что принятое в мировой практике нормирование верхней границы динамического диапазона КМ по величине гармонических искажений предусилителя $K_{\Sigma} = 0,5\%$ неверно уже при уровнях звуковых давлений выше 134 дБ, т.к. в этом случае общий K_{Σ} может определяться нелинейностью капсюля.
- 10.Уменьшение нелинейных искажений в КМ по четным гармоникам может быть достигнуто применением "дифференциального", т.е. симметричного преобразователя, а также путем увеличения напряжения поляризации при одновременном увеличении жесткости мембраны, однако при этом у направленных КМ появляется тенденция увеличения неравномерности частотной характеристики в области низких частог. С этой целью также следует стремиться к уменьшению фрикционного сопротивления зазора по сравнению с фрикционным сопротивлением щели в направленных КМ.
- 11.Учитывая возможности технической реализации в микрофонах, а также различную субъективную значимость восприятия четных и нечетных гармоник, целесообразно было бы ввести в отечественную и мировую практику отдельное нормирование гармонических искажений микрофонов, например K₂ ≤ 2-3% и K₃ ≤ 0,5%.

ГЛАВА 5. РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОДНОНАПРАВЛЕННЫХ И КОМБИНИРОВАННЫХ МИКРОФОНОВ

5.1. МЕТОДИКА И АЛГОРИТМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ДИНАМИЧЕСКОГО КАТУШЕЧНОГО ОДНОНАПРАВЛЕННОГО МИКРОФОНА

5.1.1. Актуальность методики и содержание технического задания

Методика, изложенная в данном разделе, ориентирована на проектирование односторонне направленного капсюля катушечного электродинамического микрофона по совокупности заданных технических требований. Она включает в себя расчет конструктивных, электрических, магнитных и акустико-механических параметров и элементов базовой структуры капсюля, представленной на рис.2.4 (см. главу 2). Наш выбор обусловлен следующими соображениями:

- в последние годы 95-97% производимых в мире динамических микрофонов относятся к рассматриваемому типу;
- основное применение такие микрофоны находят в системах звукоусиления, особенно речи и вокала;
- начиная с 80-х годов наблюдается устойчивая тенденция к уменьшению как применения, так и разработок новых моделей широкополосных динамических микрофонов;
- в известной нам литературе отсутствуют методики, позволяющие производить расчетное проектирование основных элементов и узлов таких кансюлей, включающих конструктивные, механические и электрические параметры преобразователей (подвижную и магнитную часть, а также связанные с ними акустико-механические элементы).

Изложенная ниже методика проектирования намеренно ограничивается расчетом базовой (ключевой) структуры капсюля однонаправленного динамического микрофона, т.к. методы синтеза сложных акустико-механических подсистем динамических микрофонов подробно рассмотрены ранее в работе [67], и при необходимости можно воспользоваться ее результатами, дополняющими нашу методику.

Ниже перечислена минимальная совокупность требований техничсского задания, которую необходимо выполнить при проектировании микрофона.

- 1. Назначение микрофона.
- 2. Номинальный диапазон частот ($f_{H} u f_{s}$).
- Допустимая неравномерность типовой частотной характеристики чувствительности (ΔN_ν, ΔN_∞, ΔN_{max}).
- 4. Чувствительность на частоте 1000 Гц по свободному полю в режиме холостого хода (или при номинальном сопротивлении нагрузки *R_s*).
- 5. Собственное электрическое сопротивление микрофона и допустимое минимальное значение сопротивления нагрузки ($R_c \approx R_{36}$; R_{μ}).
- Максимально допустимый диаметр капсюля (или корпуса) микрофона (D_k).
- Характеристика направленности в основном диапазоне частот (250-4000 Гц).
- 8. Рабочее расстояние от микрофона до источника звука (xmin и xmax).
- 9. Динамический диапазон (N_{nped}, N_u).
- 10. Дополнительные данные.

5.1.2. Расчет подвижной системы

а) Звуковая катушка

Находим диаметр звуковой катушки (ЗК):

$$D_{x} = D_{x} - 2(t_{1} + t_{2} + t_{3}) \approx D_{x}/2,$$
 /5.1.1/

где t_1 – ширина гофра диафрагмы, t_2 и t_3 – ширина подклейки диафрагмы к магнитной цепи и, соответственно, к катушке (см. рис. 5.1), D_x^* – диаметр какколя, заданный в ТЗ.

Если в ТЗ задан диаметр корпуса, то D_x^* выбирается из конструктивных соображений, согласующихся с назначением микрофона. Величины t_1 , t_2 и t_3 выбираются из конструктивных соображений исходя из следующих соотнопений:

$$4 \le t_I \le 7$$
 mm; $t_I \approx D_{JR}/2$. (5.1.2,a)

$$0,4 \le t_2 \le 1,0$$
 mm; $5d_{np} \le t_3 \le 10$ d_{np} (6); $0,15 \le t_3 \le 0,5$ (b). $(5.1.2,6,B)$

Величина диаметра (внутреннего) звуковой катушки по /5.1.1/ должна находиться в следующих пределах:

$$8 \le D_{\rm JK} \le 14$$
 mm. /5.1.3/

Выбираем материал и толщину d_n провода ЗК (медь или алюминий), исходя из его плотности ρ и удельного электрического сопротивления γ_3 . Для меди $\rho_n=8,9\cdot10^3$ [кг/м³] и $\gamma_3=1,78\cdot10^{-8}$ [Ом·м], а для алюминия соответственно $\rho_n=2,7\cdot10^3$ [кг/м³] и $\gamma_3=2,82\cdot10^{-8}$ [Ом·м]. Таблица 5.1 представляет стандартные толщины отечественного медного провода без изоляции d_n и с учетом слоя изолятора d_u в мкм.

Найдем длину провода l_n : $l_n = \frac{R_{sx}^* \pi \cdot d_n^2}{4\gamma_s}$, /5.1.4/ где R_{sx}^* – величина собственного сопротивления микрофона (ЗК), заданная в ТЗ.

Определяем общее количество витков ЗК w:

$$w = l_n / \pi \cdot D_m \, . \tag{5.1.5}$$



Рис.5.1. Подвижная система динамического катушечного микрофона



Рис.5.2. Магнитная система динамического катушечного микрофона: а) обозначения размеров конструктивных элементов; б) магнитные проводимости



Рис. 5.3. Обозначения размеров подднафрагменных полостей и зазоров

Таблица 5.1

<i>d</i> _n (меди)		14	16	18	20	25	32	40	50	МКМ
[ПЭВТЛД	18	20	23	27	35	44	55	69	
d4	ПЭВТЛ1	-	-	-	26	31	-	50	66	_"_
	·			i	<u> </u>	L	L.,			-

Примечание: ПЭВТЛІ – поливинилацетатный изолятор лудящийся, ПЭВТЛО – то же, но с клеевым слоем (витки склеиваются под действием температуры, импульса тока).

Таблица 5.2

Наименование материала	Модуль упругости	Плотность материала	Скорость звука в	Коэффициент Пуассона	
	<i>E</i> [H/m ²]	<i>ρ</i> _m [κг/m ³]	материале v _м [м/сек]	σ	
Терелен (лавсан)	3,3·10 ⁹	1,4·10 ³	1535	0,35	
Поликарбонат (дифлон)	2,2·10 ⁹	1,2·10 ³	1354	0,35	

.

.

Приняв четное количество слоев (n = 2 или n = 4), находим количество витков в одном слое, определяем высоту ЗК $h_{3\kappa}$ и ее массу $m_{3\kappa}$:

$$h_{\rm w} = w \cdot d_{\rm g} \cdot k_{\rm i} / n \,, \qquad /5.1.6/$$

где d_n – диаметр провода в изоляции.

Высота катушки *h*_{эк} должна соответствовать интервалу, определяемому неравенством

$$1,8 \le h_{3x} \le 3,0$$
 мм. /5.1.7/

В случае, когда $h_{3\kappa}$ не удовлетворяет /5.1.7/, следует выбрать большее значение d_n (при $h_{3\kappa} < 1.8$ мм) или меньшее (при $h_{3\kappa} > 3.0$ мм) и повторить расчет по формулам /5.1.4/ - /5.1.6/:

$$m_{_{3\kappa}} = \rho_n \cdot l_n \cdot \frac{\pi d_n^2}{4} k_2, \qquad (5.1.8)$$

где $k_i \approx 1,1$ и $k_2 \approx 1,2$ – технологические коэффициенты, учитывающие соответственно неплотность намотки (клеевой слой) и массу изоляции провода и клеевого слоя.

Найденные параметры позволяют вычислить приближенное значение индуктивности ЗК:

$$L = \frac{\mu_0 w^2 S_{sx}}{\pi \delta + 2h'_{sx} / \mu + h''_{sx}}, \qquad (5.1.9)$$

где $h_{3\kappa}'' = h_4 \approx \delta/2$, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ [Гн/м] – абсолютная магнитная проницаемость вакуума (воздуха), μ – динамическая магнитная проницаемость материала полюсного наконечника, определяемая по кривой намагничивания, т.е. $\mu = = (1/\mu_0)\Delta B/\Delta H \approx 1,6\cdot 10^2$ (для низкоутлеродистых сталей типа СТ10), $S_{3\kappa}$ – площадь сечения ЗК, т.е. $S_{3\kappa} = (\pi/4) D_{3\kappa}^{-2}$, δ – ширина воздушного зазора в магнитной системе, для микрофонов обычно согласуется с диаметром прово-

ŗ

да ЗК и выбирается исходя из следующих соотношений неравенств:

$$0,4 \le \delta \le 0,6$$
 mm; $0,15 \le (\delta/2 - d_n) \le 0,25$ mm. $(5.1.10/2)$

б) Диафрагма

В качестве материала диафрагм динамических микрофонов в практике используются два полимерных материала, механические свойства которых представлены в таблице 5.2. Выбрав материал, следует задаться высотой кунола h_{κ} и гофра h_{ϵ} (см. рис.5.1) из конструктивных пределов, определяемых соотношениями /5.1.10/:

$$0.5 \text{MM} \le h_e \le h_{\kappa} \le 1.5 \text{ MM},$$
 /5.1.11/

и определить радиусы кривизны купола R_к и гофра R_e:

$$R_{\kappa} = \frac{b_{1}^{2} + h_{\kappa}^{2}}{2h_{\kappa}}, \qquad R_{\Gamma} = \frac{(t_{1}/2)^{2} + h_{\Gamma}^{2}}{2h_{\Gamma}}, \qquad (5.1.12)$$

где $b_l = D_{x}/2$ – раднус основания купола.

.

При выборе h_к и h₂ в интервале, определяемом /5.1.10/, в /5.1.11/ должно выполняться условие R₂ < R_к. Далее вычисляется приближенное значение второй симметричной моды купола:

$$f_{02} = \frac{1}{\pi R_x} \cdot \sqrt{\frac{E}{\rho_x}}$$
 /5.1.13/

Во избежание потери в номинальном диапазоне частот поршневого характера колебаний купола диафрагмы, величина f_{02} и соотношение радиусов кривизны должны удовлетворять системе неравенств:

$$f_{02}/f_{e}^{*} \ge \sqrt{2}; \quad R_{\kappa}/R_{e} > \sqrt{2}, \qquad (5.1.14)$$

где f.* - верхняя частота номинального диапазона, заданная в T3.

Расчет гибкости диафрагмы c₁ следует осуществлять по формуле /2.5.23/, полученной нами в разделе 2.5. В принятых на рис.5.1 обозначениях она имеет вид:

299

$$c_{1} = \frac{(1-\delta^{2})}{16\pi E} \cdot \frac{t_{1}^{4}}{\Delta_{r}^{3}(b_{1}+t_{1})^{2}} (1+2\rho^{2})^{2}, \qquad (5.1.15)$$

где $\rho_{i} = \frac{b_{i}}{b_{i} + t_{i}} \approx \frac{b_{i}}{a_{i}} \approx \frac{D_{\star}}{D_{s}}, \quad \Delta_{r}$ - толщина материала гофра диафрагмы, которая

по технологическим соображениям должна находиться в пределах

$$4 \le \Delta_r \le \Delta_{\kappa} \le 20$$
 мкм. /5.1.16/

Из соображений сохранения формы диафрагмы при Δ_r < 10 мкм величину Δ_s приходится делать больше, чем Δ_r. Это выполняется путем подклейки к куполу дополнительных слоев материала. Поэтому технологически удобнее, чтобы Δ_r = Δ_s ≥ 10 мкм.

Произведенные расчеты позволяют найти массу купола и гофра.

$$m_{x} = \rho_{x} \Delta_{x} S_{x}^{\dagger}, \quad m_{r} = \rho_{x} \Delta_{r} S_{r}^{\dagger}, \qquad (5.1.17)$$

где $S_{e}' = \pi (b_{i}^{2} + h_{e}^{2}), S_{r}' = 2\pi t_{i} (b_{i} + t_{i}/2) -$ площади купола и гофра, и полную динамическую массу подвижной системы (ПС):

$$m_1 = m_{\pi} + m_{\mu} + \frac{m_r}{3} + m_c,$$
 /5.1.18/

где соколеблющаяся масса воздуха $m_c = 2\rho_0 b_1^3$, $\rho_0 = 1,23$ [кг/м³]. Тогда резо-

нансная частота ПС $f_{11} = 1/2\pi \cdot \sqrt{m_1 c_1}$. /5.1.19/ В зависимости от назначения микрофона и величины заданной в ТЗ неравномерности ΔN_n на нижней граничной частоте f_n^* , величина f_{11} должна удовлетворять соотношению

300

$$2f_{\mu}^* \le f_{11} \le 4f_{\mu}. \tag{5.1.20}$$

Нижний предел $(2f_n)$ приближенно соответствует неравномерности $\Delta N_n \le \le 12$ дБ, а верхний $(4f_n)$ – неравномерности $\Delta N_n \le 24$ дБ. Если заданное соотношение /5.1.20/ не удовлетворяется, необходимо соответственно изменить толщину материала гофра (см. 5.1.15), не выходя за пределы, заданные /5.1.16/, и повторить расчет по соотношениям /5.1.15/ - /5.1.20/. При невозможности выполнения /5.1.20/ также следует вернуться к соотношению /5.1.1/, изменив соответствующим образом соотношение D_{3n}/D_n (т.е. t_i и b_i), и произвести весь расчет диафрагмы заново.

5.1.3. Расчет магнитной цепи

Магнитная цепь динамических микрофонов несущественно отличается от магнитной цепи (MII) громкоговорителей с керновым магнитом, методика расчета которой детально разработана [45] и широко применяется как в учебных проектах, так и в практике разработки громкоговорителей. Поэтому здесь мы отметим лишь некоторые особенности расчета МЦ микрофонов и специфики применяемых материалов, связанные, в основном, с необходимостью получения малых размеров капсюля, особенно - его днамстра.

Важнейшими характеристиками магнитного материала являются удельная максимальная остаточная магнитная энергия E_{max} и остаточная индукция. Эти величины взаимозависимы и связаны соотношениями:

$$E_{max} = \frac{B_0 H_0}{2} ; \quad \frac{B_0}{H_0} = \frac{h_M}{S_M} \cdot \frac{1}{R_M + R_H} , \qquad (5.1.21)$$

где B_0 и H_0 – индукция и напряженность магнитного поля в рабочей точке кривой размагничивания материала магнита, h_{μ} и S_{μ} – высота и площадь полеречного сечения магнита, R_{μ} и R_{μ} – магнитные сопротивления соответственно магнитопровода и воздушных участков магнитной цепи.

Чем больше E_{max} , тем при меньшем объеме магнита можно получить заданные параметры. Микрофоны должны иметь малые поперечные размеры, поэтому наилучшими для них являются материалы, позволяющие изготовлять магниты с малой площадью S_{M} (см. /5.1.21/).

- Из отечественных магнитных материалов этим требованиям удовлетворяют магниты с направленной кристаллизацией типа ЮНДКБА и подобные им.
- В магнитных цепях современных микрофонов используются только керновые магниты, причем из-за технологических ограничений, связанных с особенностями изготовления и обработки, только цилиндрической формы.
- В отличие от МЦ громкоговорителей, площадь сечения магнита S_м не рассчитывается, а фактически задается диаметром 3К (см. /5.1.1/ и /5.1.3/) и диаметром капсюля D_к, ограниченным требованиями ТЗ, т.е. обычно

$$D_{3\kappa} \leq D_{\kappa} \approx D_{\kappa}/2. \tag{5.1.22}$$

Конкретная величина D_{\varkappa} (рис. 5.2), как правило, выбирается из стандартного ряда, определяемого технологией изготовления таких магнитов:

$$D_{\rm M} = 10; 12; 14; 16; 20 \text{ MM}.$$
 /5.1.23/

4. Чтобы избежать повышенного рассеяния магнитного потока, величину воздушного промежутка от магнита до внутренней поверхности магнито-

провода t_e выбирают не менее 5 δ , но, как правило, не более 10 δ , т.е.

$$5\delta \le t_s \le 10\delta,$$
 /5.1.24/

где *δ* - величина рабочего воздушного зазора МЦ (см. рис. 5.2).

Величина индукции В в рабочем зазоре микрофона задается в пределах

$$0,7 \le B \le 1,0$$
 T π , $/5.1.25/$

после чего выбирается пирина воздушного зазора (из /5.1.10/) и определяется высота магнита:

$$h_{\mu} = B\delta/\mu_0 H_0 Q, \qquad (5.1.26)$$

где $Q = R_{_{\!R}}/(R_{_{\!R}} + R_{_{\!M}})$ - коэффициент использования намагничивающей силы постоянного магнита, зависящий от суммарного магнитного сопротивления $R_{_{\!M}}$ материала магнита и элементов магнитной цепи, степени их насыщения и величины паразитных зазоров на стыках матнитопровода, а также от суммарного магнитного сопротивления $R_{_{\!N}}$ основного воздушного зазора и участков рассеяния, которое является нагрузочным сопротивлением всей магнитной цепи.

В заданном интервале значений В (/5.1.25/) величину Q можно предварительно определить из соотношения

$$Q = 0.85 / \sqrt{2B}$$
 . /5.1.27/

Далее, исходя из /5.1.22/ и /5.1.23/, определяем величину D_м, которая обычно

$$D_{\rm M} = D_{\rm 3K} + (0 \div 4) \, {\rm MM},$$
 /5.1.28/

диаметр полюсного наконечника D_{n*} и высоту его цилиндрической h_y и конической части h_{**} (см. рис. 5.2):

$$D_{n\mu} \approx D_{3\kappa} - \delta/2, \qquad h_{\mu} \ge h_{3\kappa}, \qquad h_{\kappa\mu} \ge (D_{\mu} - D_{n\kappa})/2, \qquad (5.1.29)$$

предварительную величину воздушного промежутка *t_s* от магнита до внутренней поверхности магнитопровода:

$$t_{s} \approx 0.25 \left(D_{\kappa}^{*} - D_{\mu} \right)$$
 /5.1.30/

и проверяем выполнение соотношения /5.1.24/.

.

Определяем высоту воздушного зазора МЦ h_3 , удовлетворяющую соотношениям

$$(h_{j\kappa}^{-} - \delta) \le h_{j} \le h_{j\kappa} + \delta, \quad h_{j} \ge 4\delta, \qquad (5.1.31)/$$

и по методике, изложенной в [45], производим расчет возлушных проводимостей МЦ, после чего рассчитываем индукцию В' в зазоре магнитной цепи:

$$B' = B_0 S_{\mu} / \delta \sum_{i=1}^{8} g_i . \qquad (5.1.32)$$

Полученное расчетное значение *B'* должно несколько превышать (технологический запас) заданное ранее /5.1.25/, поэтому производим проверку:

$$1,05B \le B' \le 1,1B.$$
 /5.1.33/

Необходимую толщину заднего фланца определяем исходя из соотношения величины полезного и общего магнитного потока:

$$\frac{S_{3\phi}}{S_3} = \frac{D_{_M}h_{3\phi}}{D_{_{nH}}h_3} \ge \frac{\sum_{i=1}^8 g_i}{g_1} = G_{\phi},$$

где $g_1 = \frac{2\pi h_3}{ln\left(1 + \frac{2\delta}{D_{nH}}\right)} \approx \frac{\pi h_3 D_{nH}}{\delta}$ - проводимость воздушного зазора MIL,

$$\begin{split} &\sum_{i=1}^{n} g = g_1 + g_2 + \ldots + g_n, \quad g_2 = 0.26\pi D_{nn}, \quad g_3 = 2g_2, \quad g_4 = D_M + 2(t_g + h_3), \\ &g_5 = 2(D_{nn} + R_5) \cdot \ln \frac{R_5}{\delta}, \quad g_6 = \frac{1.4\pi h_6}{\ln(2n + \sqrt{4n^2 - 1})} \quad \text{при} \quad h_6 = h_M - R_7, \quad \text{гдe} \\ &n = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{2t_g}{D_M} \right), \\ &g_7 = \frac{2R_7}{h_M} (D_M + R_7). \end{split}$$

Из предыдущего соотношения следует, что

$$h_{s\phi} \ge G_{\phi} h_3 \frac{D_{nu}}{D_{\mu}}$$
. /5.1.34/

Из тех же соображений определяем необходимый внутренний диаметр стакана *D_c* магнитопровода:

$$\frac{0.25\pi \left(D_{K}^{*2} - D_{c}^{2}\right)}{\pi D_{n_{K}}h_{3}} \ge G_{\phi}, \quad D_{c} \le \sqrt{D_{\kappa}^{*2} - 4G_{\phi}D_{n_{K}}h_{3}}$$
 (5.1.35)

и находим окончательное значение воздушного промежутка *t_e* между поверхностью магнита и внутренней поверхностью стакана, т.е.

$$t_{g}' = (D_{c} - D_{\mu})/2.$$
 /5.1.36/

Если расчетное значение t_{e}' удовлетворяет неравенству /5.1.24/ и отличается от выбранного ранее значения t_{e} не более чем на 5%, то расчет МЦ закончен. В противном случае следует взять новое значение t_{e}' и проделать весь расчет МЦ заново, начиная с /5.1.23/.

5.1.4. Расчет конструктивных и акустико-механических параметров капсюля

а) Параметры подкупольного объема и зазора

.

В этих расчетах необходимо определить сначала зазор h_4 (см. рис. 5.1 и 5.2) между диафрагмой и полюсным наконечником, необходимый для того, чтобы ПС не соударялась с полюсным наконечником, как при механических воздействиях на микрофон (существенно для ручных микрофонов), так и при воздействии больших звуковых давлений в низкочастотной области (что особенно важно для инструментальных микрофонов с расширенным диапазоном низких частот). С другой стороны, для увеличения чувствительности желательно, чтобы в зазоре МЦ находилась большая часть провода ЗК. Поэтому величина h_4 должна выбираться в пределах, определяемых условием

$$\delta/2 \le h_4 \le h_{\rm int}/5.$$
 /5.1.37/

Знание h_4 позволяет вычислить подкупольный объем V_4 :

$$V_4 = \pi b_1^2 h_4 + \frac{\pi h_{\kappa}}{6} \left(3b_1^2 + h_{\kappa}^2 \right), \qquad (5.1.38)$$

после чего определить эквивалентную площадь диафрагмы S₁ и гибкость подкупольного объема воздуха c₄:

$$S_{1} = \pi b_{1}^{2} + \frac{\pi a^{2}}{3} \left(1 - \rho^{2} \right), \quad c_{4} = \frac{V_{\kappa}}{\gamma P_{0} S_{1}^{2}} = \frac{V_{\kappa}}{\rho_{0} v_{0}^{2} S_{1}^{2}}.$$
 (5.1.39)

Здесь $\gamma = 1,42$ – адиабатическая постоянная воздуха, $P_0 = 10^5 \, \Pi a$ – атмосферное давление, $\rho = b_l/(b_l + t_l) \approx D_{sc}/D_{o}$.

Знание массы ПС m_1 и гибкости подкупольного объема c_4 позволяет рассчитать частоту резонанса:

$$306$$

$$f_{14} = 1/2\pi \sqrt{m_1 c_4}, \qquad (5.1.40)$$

которая определяет верхнюю границу частотно-независимой чувствительности микрофона. По этой причине она должна удовлетворять условиям

$$f_{14} \ge f_e^*/4, \quad f_{14} \ge f_{23}.$$
 (5.1.41/

Если эти условия не удовлетворяются, необходимо уменьшить величину h_i , не выходя из нижнего предела /5.1.37/. Если этого окажется недостаточно, внутри подкупольного объема можно применить конструкцию типа «грибок», уменьшив таким образом объем воздуха под куполом на величину V_i . Тогда

$$V_{4}' = V_{\kappa} - V_{r} = \frac{\pi D_{3\kappa}^{2}}{4} \left[\left(h_{4} + \frac{h_{r}}{2} \right) - \frac{h_{\kappa}}{2} \left(\frac{D_{m_{\pi}}}{D_{3\kappa}} \right)^{2} \right].$$
 (5.1.42/

Взяв новое значение V_4' , повторить вычисление по /5.1.39/-/5.1.41/ и при выполнении условия /5.1.41/ перейти к расчету приведенных к S_1 значений активного сопротивления (потерь) r_3' и массы воздуха в воздушном зазоре МЦ m_3' :

$$r_{3}' = \frac{12\mu}{\Delta_{3}^{1}} 2\pi b_{1} h_{3} \Delta_{3} (n_{13}')^{2}, \quad m_{3}' = \left(1 + \frac{16}{\pi} \cdot \frac{\Delta_{3}}{h_{3}}\right) \frac{\rho_{0} \pi b_{1} h_{1} \Delta_{3}}{2} (n_{13}')^{2}, \qquad /5.1.43, a/2$$

$$_{\text{THe}} \left(n_{13}' \right)^2 = \left(\frac{S_{13}'}{2\pi u_1 \Delta_3'} \right)^2 = \left(\frac{\pi b_1^2}{2\pi b_1 \Delta_3'} \right)^2 = \frac{b_1^2}{4\Delta_3'^2}, \ \left(n_{13}'' \right)^2 = \frac{\left[\pi a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right) \right]^2}{9 \left(2\pi b_1 \Delta_3'' \right)} = \frac{a_1^4 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(1 - \rho^2 \right)^2}{36 b_1^2 \left(\Delta_3'' \right)^2} = \frac{a_1^2 \left(\Delta_3'$$

коэффициенты трансформации при расчете параметров зазора внутренней и внешней части ЗК, Δ_3' и Δ_3'' – ширина воздушных промежутков соответственно с внутренней и наружной части звуковой катушки (см. рис. 5.3).

Если приближенно $\Delta_{3}' = \Delta_{3}'' + \pi b_{1}^{2} \approx \frac{\pi a_{1}^{2}}{3} (1 - \rho^{2})$, можем считать $r_{3} = r_{3}' + r_{3}'' \approx 2r_{3}', \quad m_{3} = m_{3}' + m_{3}'' \approx 2m_{3}'.$

307

Здесь r₃' и m₃' следует определять как

$$r_{3}' = \frac{\mu h_{3}' \pi b_{1}^{3}}{\Delta_{3}^{3}}, \quad m_{3}' = \left(1 + \frac{16}{\pi} \frac{\Delta_{3}}{h_{3}}\right) \frac{\rho_{0} h_{3} \pi b_{1}^{3}}{2\Delta_{3}}, \quad (5.1.43.6)$$

где $\mu = 1,7 \cdot 10^{-5}$ [кг/м сек] – коэффициент динамической вязкости воздуха, $\rho_0 = 1,23$ [кг/м³] – плотность воздуха, h_3' – высота воздушного зазора между 3К и полюсным наконечником, Δ_3 – ширина этого зазора, определяемые как (см. рис. 5.3)

$$\Delta_{3} = \frac{D_{3\kappa} - D_{n\mu} - d_{n}}{2} \approx \frac{\delta}{2}; \qquad h_{3}' \approx h_{3\kappa} - h_{1}. \qquad (5.1.44)$$

б) Параметры внутренней структуры капсюля и второго входа
 Определяем объем воздуха внутри стакана магнитной цепи V₃ (см. рис. 5.2);

$$V_{3} = V_{c} - \left(V_{M} + V_{H} + V_{K}\right), \qquad (5.1.45)$$

где $V_{a} = \pi D_{a}^{2} (h_{x} + h_{x} + h_{y} - h_{z})/4$ – внутристаканный объем,

 $V_{\mu} = \pi D_{\mu_e}^2 h_{\mu_e} / 4 - \text{объем магнита,}$ $V_{\mu} = \pi D_{\pi_e}^2 (h_{\mu} - h_{\mu}) / 4 - \text{объем цилиндра IIIH,} /5.1.46/$ $V_{\mu} = \pi h_{\mu} (D_{\mu}^2 + D_{\pi_e}^2 + D_{\mu} D_{\pi_e}) / 12 - \text{объем конуса IIIH,}$

и гибкость воздуха, определяемую этим объемом:

$$c_{3}' = \frac{V_{3}}{\gamma P_{0} S_{1}^{2}} \cdot (5.1.47)$$

Предварительно задаемся конструктивным размером, определяющим фронтальную разность хода d_{ϕ} звуковой волны, т.е. расстоянием от фронтальной поверхности капсюля до центров отверстий второго входа (см. рис. 5.2), а затем тыловую d_7 разность хода :

$$d_{\phi} \approx h_{1} + h_{y} + h_{x} + \frac{h_{x}}{2} + h_{r};$$
 /5.1.48/

$$d_r = d_{\phi} + \left(\frac{t_1}{2} + t_2\right).$$
 /5.1.49/

Необходимо, чтобы величина d_{ϕ} не превышала четверти длины волны на верхней частоте направленного приема f_{ne} , что предварительно можно задать условиями

$$d_{\phi} \leq \frac{\lambda_{e}}{2} = \frac{\nu_{0}}{2f_{e}^{*}}, \quad f_{m} = \frac{\nu_{0}}{2d_{\phi}(1 + \alpha/\beta)}, \quad (5.1.50/2)$$

где f_{θ}^{*} - заданная в ТЗ верхняя граничная частота.

При невыполнении условия /5.1.50/ следует уменьпить d_{ϕ} и пересчитать величину d_{τ} по /5.1.49/.

Из таблицы 5.3 по заданной в ТЗ характеристике направленности выбирается нужное соотношение между $r_2'c_3'$ и d_{ϕ}/v_0 и из /5.1.51/ определяется величина приведенного к S_l значения r_2' :

$$r_{2}' = \frac{\alpha}{\beta} \frac{d_{\phi}}{v_{o}} \frac{1}{c_{1}'}.$$
 (5.1.51)

Второй акустический вход конструктивно выполняется обычно в виде

M	Наименование характеристики направленности	Аналитическое выражение <i>R(θ</i>)	Соотношение параметров r ₂ 'c ₃ =	Теорет ожидае репад у чувстви сти в утлах 0°/90°	ически мый пе- уровней ятельно- дБ при приема 0°/180°
1.	В общем виде	$\alpha + \beta \cos \theta$	$\frac{\alpha}{\beta} \cdot \frac{d_{\phi}}{v_{o}}$		
2.	Ненаправленная	1	→∞	0	0
3.	Субкардиоида	$\frac{3}{4} + \frac{1}{4}\cos\theta$	$3\frac{d_{\star}}{v_{o}}$	2,5	6
4.	Кардиоида	$\frac{1}{2} + \frac{1}{2}\cos\theta$	$\frac{d_r}{v_o}$	6	œ
5.	Суперкардиоида	$\frac{3}{8} + \frac{5}{8}\cos\theta$	$\frac{\frac{3}{5} \cdot \frac{d_{\star}}{v_{o}}}{\frac{d_{\star}}{v_{o}}}$	8,5	12
6.	Гиперкардиоида	$\frac{1}{4} + \frac{3}{4}\cos\theta$	$\frac{1}{3} \cdot \frac{d_{\bullet}}{v_{\circ}}$	12	6
7.	"Восьмерка"	$\cos \theta$	→0	<u>∞</u>	0

Таблица 5.3. Соотношение параметров внутренней фазосдвигающей цепочки (второго входа) и внешнего сдвига фазы

нескольких круглых отверстий радиусом b_2 в боковой поверхности капсюля. Выбирая количество отверстий *p* и их размеры, следует руководствоваться рядом соображений:

- для предотвращения осевой асимметрии XH число отверстий второго входа не должно быть меньше четырех, т.е. *p* ≥ 4;
- для предотвращения насыщения материала магнитопровода (B_{max}=1,5÷2 Тл) площадь поперечного сечения (относительно оси капсюля) отверстий не должна превышать площади сечения боковых стенок магнитопровода, т.е. 4b₂p ≤ πD_c;
- для возможно большего смещения диапазона направленного приема в область высоких частот их совокупная площадь не должна быть существенно меньшей эффективной площади диафрагмы, т.е. должно выполняться условие 0,5S₁ < p\pi b₂² < 2S₁.

Принимая во внимание реальные соотношения размеров МЦ, эти условия обобщенно можно представить следующими соотношениями:

$$\frac{b_{2}}{\sqrt{2p}} < b_{2} < \frac{D_{c}}{p}, \quad p \ge 4.$$
 /5.1.52/

Из этих условий следует выбрать величины *p* и *b*₂ и определить суммарную площадь отверстий :

$$S_{22} = p\pi b_2^2$$
 /5.1.53/

Величина приведенного активного сопротивления второго входа r_2' связана с удельным сопротивлением шелка (см. таблицу 5.4) соотношением

$$r_{2}' = r_{l} S_{2\Sigma} n_{12}^{2} = r_{yo} S_{1}^{2} / S_{2\Sigma}.$$

Зная из /5.1.51/ необходимую нам величину r_2' и из /5.1.53/ - S_{225} можем

определить необходимую величину $r_{y\phi}$ материала. Однако обычно реальная величина $r_{y\phi}$ неизвестна, а се прямое измерение связано с большой погрешностью результата [37]. Поэтому для предварительных расчетов целесообразно руководствоваться данными таблицы 5.4, выбрав из которой подходящий материал и зная его $r_{y\phi}$, можно уточнить суммарную площадь отверстий $S_{2\Sigma}^{*}$:

311

$$S_{2\Sigma}^{*} = \frac{r_{yy}}{r_{z}'} S_{1}^{2} \qquad (5.1.54)$$

Если S_{25}^{*} отличается от значения S_{25} , полученного по /5.1.53/, более чем на 10%, необходимо изменить соответствующим образом величины b_2 и p, не выходя за пределы условий /5.1.52/.

Следующим шагом является определение приведенной к S₁ общей массы воздуха в отверстиях второго входа:

$$m_{2}' = n_{12}^{2} p \left[\frac{4}{3} \rho_{0} \pi b_{2}^{2} t_{c} + 2 \rho_{0} b_{2}^{3} \right], \qquad (5.1.55)$$

где $t_c = 0,5(D_x - D_c)$ - толщина боковых стенок магнитопровода (стакана), и частоты, ограничивающей верхнюю границу направленного приема, выше которой XH уже не может соответствовать заданной в ТЗ. В акустической подсистеме частота $f_{\mu\pi}$ верхней границы направленного приема, определяемая соотношением /5.1.50/, ограничивается частотой «затыкания» второго входа f_{23} , которая вычисляется из условия равенства импеданса второго входа и гибкого сопротивления внутримагнитного объема :

$$\sqrt{(\omega_{23}m_{2}')^{2}+r_{2}'^{2}}=1/\omega_{23}c_{3},$$

что приводит к уравнению вида $\omega^4 m_2^2 c_3^2 + \omega^2 r_2^2 c_3^2 - 1 = 0$, положительное решение которого для f_{23} получается в виде

Наименование	Модуль	Плотность	Относительная	Толщин	а пленки
материала	ICH12	материала	диэлектриче-	при использовании	
	1		ская проницае-	мембра-	НЭ
			мость	ны	
	<i>Е</i> [Н/м ²]	ρ[κг/m ³]	ε	Δ_1	Δ_2
				(мкм)	(мкм)
Лавсан (тере-	2 2 109	1 ,4·10 ³	3÷3,5	2.6	
лен) ПЭТФ	5,5*10			3-0	-
Поликарбонат	22.109	1,2·10 ³	18.77	3:6	-
(дифлон)	2,2.10		1,072,2	340	
Фторопласт	$(4.7.8.2),10^8$	$(2.0, 2.2), 10^3$	18-22	10-12	20-40
(ФИМБД)	(+,/+0,5).10	(2,0 ~ 2,2) ¹⁰	1,0+2,2	10-12	20740

Таблица 5.5

Название материала	Удельное сопротивление материала [кг/сек·м ²]			
Креп-шифон	10			
Эксельсиор	50			
Крепдешин арт. 11008	125			
Крепдешин арт. 11007	250			
Туаль	500			

Таблица 5.4

$$f_{23} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{\sqrt{r_2^4 + 4m_2^2 / c_3^2} - r_2^2}}{2m_2^2} \right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (5.1.56/

 Очевидно, величина
 $f_{\rm 23}$ должна удовлетворять условию

1

$$f_{q}^{*}/4 < f_{23} < \frac{1}{2\tau_{d}(1+\alpha/\beta)}$$
 /5.1.57/

5.1.5. Расчет чувствительности, уровня собственного шума, предельного уровня и параметров антифонной катушки

В соответствии с /2.2.12/ при условия $R_n > R_{3x}$; $m_{12} > r_{12}/\omega$ и $\omega > \omega_{12}$ производится расчет чувствительности при $\theta = 0^\circ$:

$$M = \frac{S_1 B l_s (\tau_{rc} + \tau_d)}{m_{12}} \frac{R_s}{R_s + R_{ss}}, \qquad (5.1.58)$$

где $l_{3} = \left(\frac{h_{3x}}{h_{3x}}l_{n} + \frac{\delta}{2}\right)$ - эффективная длина провода 3K, $\tau_{rc} = r_{2}c_{3}, \tau_{d} = d/v_{0}.$

Перепады 0°- 90° и 0°-180° в соответствии с /2.2.15/

$$20 lg \frac{M_0}{M_{90}} = 20 lg \frac{(\tau_{rc} + \tau_d)}{\tau_{rc}}, \quad 20 lg \frac{M_0}{M_{180}} = 20 lg \frac{(\tau_{rc} + \tau_d)}{(\tau_{rc} - \tau_d)}.$$
 (5.1.59/

Результаты расчета сопоставляются с пп. 4, 7 ТЗ на проектирование.

Чтобы гармонические искажения в выходном сигнале не превышали нескольких процентов (примерно 2 - 3%), необходимо, чтобы основная часть ЗК не выходила за пределы воздушного зазора МЦ даже при самых больших смещениях. Для этого в инструментальных микрофонах следует стремиться,

чтобы высота звуковой катушки была несколько больше высоты зазора h_3 , а $h_i > 0,6$ мм (см. рис.5.3), т.е.

$$h_{3\kappa} \ge h_3 + 2h_1.$$
 /5.1.60,a/

В микрофонах для СЗУ, где предельное значение звукового давления существенно меньше, чем при звукозаписи,

$$h_3 \le h_{3\kappa} \le h_3 + h_1$$
. /5.1.60,6/

Найдем величину предельного смещения ЗК. Из /2.2.11/ при условии, что на частоте резонанса ($\omega = \omega_{12}$) $\omega_{ll}m_{l2} \approx r_{l2}$, выражение для смещения имеет вид

$$\frac{\xi_1}{p} = \frac{S_1(\tau_{u_0} + \tau_d)}{\omega_{12}m_{12}}.$$
 /5.1.61/

Учитывая, что амплитуда смещения в $\sqrt{2}$ раз больше, чем эффективное значение, и оставляя запас в 3 дБ, получим

$$\xi_{1,a} = \frac{2S_1(\tau_{r_a} + \tau_a)p_{q_a}}{\omega_{12}m_{12}} .$$
 /5.1.62, a/

Так как ξ_{IA} ограничивается величиной h_I (см. рис. 5.3), то

$$p_{np} = \frac{h_1 \omega_{12} m_{12}}{2S_1 (\tau_{rc} + \tau_d)} \approx \frac{h_1 \omega_{12} m_{12}}{4S_1 \tau_d}.$$
 /5.1.62, 6/

Или для уровня предельного звукового давления

$$N_{np} = 20 lg \frac{p_{np}}{p_0} = 20 lg \frac{h_1 \omega_{12} m_{12}}{4S_1 \tau_d p_0}, \qquad (5.1.63)$$

где $p_{\theta} = 2 \cdot 10^{-5}$ Па.

Далее рассчитывается собственный шум, определяемый в ДМ тепловыми процессами в активной составляющей сопротивления ЗК.

315

$$\varepsilon_{uu} = \sqrt{4kTR_{3\kappa}(f_{e} - f_{\mu})} \approx 1,27 \cdot 10^{-10} \sqrt{R_{3\kappa}f_{e}}, \qquad (5.1.64)$$

где $k = 1,37 \cdot 10^{-23}$ [Дж/град] — постоянная Больцмана, T – температура в K,

 R_{sx} – активное сопротивление ЗК (при $t = 23^{\circ}$ С $\sqrt{4kT} \approx 1,27 \cdot 10^{-10}$). Зная чувствительность микрофона (см. /5.1.58/), определяем уровень собственного шума:

$$N_{u} = 20 \lg \frac{\varepsilon_{u}}{M \cdot p_0}$$
 /5.1.65/

Результаты расчета по формулам /5.1.63/ и /5.1.65/ следует сопоставить с требованиями п.9 ТЗ на проектирование и оценить их выполнимость.

Определим теперь электрические и конструктивные параметры антифонной катушки (АК), предназначенной для уменьшения величины электромагнитной помехи, наводимой на 3К микрофона внешними электромагнитными полями (сетевое напряжение f = 50 Гц, источники питания f = 100Гц, осветительные установки, расположенные вблизи микрофона и т.п.). АК располагается в непосредственной близости от 3К (см. рис. 2.4) и наматывается достаточно толстым проводом. На рис. 5.4 приведена электрическая схема включения АК по отношению к 3К. Индуктивность АК L_{AK} должна быть равна по величине индуктивности 3К, витки - иметь противоположное направление, а активное сопротивление $R_{AK} << R_{2K}$ для предотвращения потерь полезного сигнала.







Рис.5.5. Капсюль ОКМ: а) конструкция и параметры структуры; б) полная ЭЭС; в) упрощенная ЭЭС для НЧ и СЧ. 1 – мембрана на металлическом кольце; 2 – электрод; 3 – корпус; 4 – гайка; 5 и 6 - прокладки; 7 – изолятор; 8 – электронный узел; 9 – вкладыш; 10 – полость; 11 - отверстия

Индуктивность L_{AK} в первом приближении можно рассчитать как индуктивность соленоида со стальным сердечником [11], т.е.

$$L_{AK} = k_A \frac{\mu_0 \mu N^2 S_{AK}}{l_{AK}},$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ – абсолютная магнитная проницаемость вакуума (СИ), $\mu = (1,5+2,5) \cdot 10^2 [Tn/(A/m)]$ – относительная магнитная проницаемость низкоуглеродистых сталей, N – количество витков АК, S_{4K} – площадь поперечного сечения капсюля (сердечника для АК), l_{4K} – длина АК, k_A – конструктивный коэффициент, который можно считать приближенно равным отношению

$$k_A \approx l_{AK} / D_{\kappa} \,. \tag{5.1.66}$$

Здесь D_{κ} – диаметр капсюля.

Из условия равенства индуктивностей ЗК и АК следует, что

$$N = \sqrt{\frac{L_{w}l_{AK}}{k_{A}\mu\mu_{e}S_{s}}}.$$
 (5.1.67/

Величины $L_{3\kappa}$, S_{κ} , D_{κ} известны из расчетов предыдущих разделов, величина $l_{A\kappa}$ из конструктивных соображений не может превышать толщины заднего фланца МЩ (см. рис. 5.2), т.е. $l_{A\kappa} \leq h_{s\phi}$. Подстановкой /5.1.66/ в /5.1.67/ определяется количество витков АК:

$$N \approx \sqrt{\frac{4L_{zx}}{\pi\mu\mu_0 D_x}} . \qquad (5.1.68)$$

Учитывая сказанное ранее, желательно, чтобы диаметр провода АК был не менее 0,1 мм. Стандартные значения диаметров провода (без учета

изоляции) в интересующем нас диапазоне размеров выбираются из ряда: $d_n = 0,1; 0,12; 0,15; 0,2$ мм, после чего проверяется выполнение условия

$$N \cdot \mathbf{l}, 2d_n \le 2h_{s\phi} \tag{5.1.69}$$

и вычисляется активное сопротивление АК:

$$R_{AK} = \gamma_{2} \frac{4I_{rep}}{\pi d_{n}^{2}} = 1.78 \cdot 10^{-8} \frac{4D_{x}N}{d_{n}^{2}}.$$
 /5.1.70/

Желательно выполнение условия

$$R_{AK} \le 0.05 R_{3K}$$
 /5.1.71/

Все рассчитанные акустико-механические, конструктивные и электрические параметры капсюля следует представить (вывести с ПК) в виде таблицы их значений. Поскольку при дальнейшем расчете ЧХЧ и ХН в разделе 5.1.6 может выявиться необходимость пересмотра как отдельных параметров, так и всей их совокупности, то следует предусмотреть вывод вновь полученных значений.

5.1.6. Поверочный расчет частотных характеристик чувствительности (ЧХЧ)

В результате расчетного проектирования капсюля ОДМ устанавливаются все его конструктивные, электрические, акустико-механические и электроакустические параметры, что позволяет произвести поверочный расчет его ЧХЧ при углах приема 0°, 90°, 180° в плоской звуковой волне и при рабочих расстояниях от источника звука до микрофона, указанных в п.8 ТЗ $(X_{min} \ u \ X_{max})$. Такой расчет производится по формулам, полученным в разделе 2.1, на персональном компьютере (см. приложение 2) или вручную (на калькуляторе). На компьютере расчет ЧХЧ целесообразно выполнять на частотах в диапазоне от f_u до f_s (см. п.2 ТЗ) не реже, чем через треть октавы (20; 25; 31,5; 40 ... 2000 Гц.). Ручной расчет может быть произведен через октаву. При этом следует учитывать приводимые ниже рекомендации и замечания;

- 1. Ручной расчет целесообразно осуществлять отдельно по поддиапазонам:
 - низких и средних частот в плоской волне по формулам /2.2.11/ /2.2.13/;
 - в этом же поддиалазоне, но для рабочих расстояний X_{min} и X_{max} по формулам /2.2.18/ - /2.2.22/;
 - + высоких частот по формулам /2.2.31/ /2.2.34/.
- 2. Расчетные данные по предлагаемым (см. раздел 2) формулам наиболее соответствуют реальным результатам в диапазоне частот $f < f_{14}$ $u f < f_{23}$ (соответствующие значения f_{14} и f_{23} мы определяли соответственно соотношениями /5.1.40/, /5.1.56,a/, /5.1.56,b/).
- 3. Верхняя граница поддиапазона низких и средних (опорных) частот ограничивается частотой, выбираемой из условий:

$$kd_0 < \pi/6, \quad kD_\kappa < 1.$$
 /5.1.72/

При обычных размерах капсюлей эти условия выполняются до частот 2 – 4 кГц.

- Расчет поддианазона верхних частот необходимо начинать с октавной частоты, где еще выполняется условие /5.1.72/.
- 5. Кроме равноотстоящих частот расчет данных по ЧХЧ следует производить также на всех резонансных и антирезонансных частотах, т.е. f_{11} , f_{13} , f_{23} ..., а также на частотах, отстоящих от них на треть октавы.

В результате расчета ЧХЧ при углах 0°, 90°, 180° предварительно оценивается степень выполнения ТЗ и выдаются рекомендации на разработку эскизной КД и изготовление макета или опытного образца микрофона.

5.2. МЕТОДИКА И АЛГОРИТМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОДНОМЕМБРАННЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ МИКРОФОНОВ

5.2.1. Актуальность методики и содержание технического задания

Излагаемый в настоящей главе метод проектирования ориентирован на создание одномембранных капсюлей конденсаторных (в т.ч. электретных) микрофонов (ОКМ), преимущественно односторонне направленных. Он может быть использован также для проектирования микрофонов с другими заданными ХН, например «круг» или «восьмерка», как частных вариантов излагаемого здесь более общего случая. Методика проектирования включает в себя расчет основных конструктивных, электрических и акустикомеханических параметров, реализуемых базовой структурой капсюля, представленной на рис. 5.5. Конкретные значения указанных параметров определяются совокупностью заданных в ТЗ требований к параметрам и характеристикам микрофона в целом.

Предлагаемый здесь метод обобщает наш опыт проектирования целого ряда моделей конденсаторных микрофонов в ВНИИРПА им. А.С.Попова и на предприятии ООО «Микрофон-М». Разработка новых моделей (МКЭ – 27, МКЭ – 32, МКЭ – 33, МКЭ – 35 и др.) и создание метода проектирования обусловлены также следующими устойчивыми тенденциями в современной микрофонной технике.

1. С 80-х годов наблюдается стремление к широкому аппаратному оснащению мест собраний, конференций правительственных, банковских и других учреждений, в т.ч. индивидуальными микрофонами, адаптированными по своим техническим характеристикам к СЗУ речи.

- Применение в таких условиях установившейся ранее номенклатуры студийных конденсаторных микрофонов оказалось нецелесообразным по ряду причин, основные из которых:
 - избыточность одних параметров (широкий частотный и динамический диапазон), несоответствие других новым требованиям (например, формы частотно-пространственной характеристики, большой ветро- и вибровосприимчивости и т.п.);
 - относительно большие размеры и высокая цена, определяемая также избыточностью ряда параметров.
- 3. Применение в таких условиях динамических микрофонов, несмотря на ряд их эксплуатационных преимуществ, оказалось также не всегда целесообразным, в основном - из-за невозможности существенного уменьшения размеров последних без заметного ухудшения основных параметров (подробнее об этом см. в 3.3).
- 4. Наиболее оптимальным по совокупности требований оказалось применение в этих условиях электростатических микрофонов с электретным неподвижным электродом, при проектировании которых данная методика и напла наиболее широкое применение.

Минимальная совокупность требований, которые необходимо учитывать при проектировании капсюля микрофона, в основном совпадает с перечнем, приведенным в разделе 5.1.1, к которому следует добавить обычные для КМ требования по напряжению собственного шума u_w и коэффициенту передачи предусилителя K_v .

5.2.2. Предварительный расчет параметров преобразователя и размеров капсюля

На рис. 5.5 приведена базовая конструкция (сборка) капсюля в разрезе, на основе которой определяется радиус мембраны *b*₁:

$$b_1 = a - t_1 - t_2 - t_3, \qquad (5.2.1)$$

где a – радиус капсюля (из ТЗ), t_1 – толщина стенки капсюля, определяемая по шагу и глубине резьбы (обычно $t_i \ge 0,75$ мм), t_2 – ширина металлического кольца для закрепления контура мембраны (обычно $t_2 \ge 1,0$ мм), t_3 – допусковая величина воздушного зазора, $t_3 \approx 0,1$ мм.

Для уменьшения паразитной емкости между мембранным кольцом (1) и НЭ (2) желательно, чтобы радиус НЭ b_2 был несколько меньше внешнего радиуса кольца. Ориентировочно

$$b_2 \approx b_1 + t_2/2.$$
 /5.2.2/

Ширина воздушного зазора δ_l между мембраной и НЭ, задаваемая толщиной изоляционной прокладки 5 из полиамидной пленки, выбирается в пределах

$$20 \le \delta_I \le 40$$
 мкм. /5.2.3/

Выбор зазора (например, $\delta_I = 30$ мкм) позволяет найти предварительную величину полезной электрической емкости капсюля C_{κ} , которая для электретного электрода определяется по формуле

$$C_{\kappa} = \frac{\varepsilon_0 S_3}{\delta_1 + \frac{\Delta_1}{\varepsilon_1} + \frac{\Delta_2}{\varepsilon_2}}, \qquad (5.2.4)$$

где ε_0 =8,85·10⁻¹² – абсолютная диэлектрическая проницаемость вакуума (воздуха) в СИ, Δ_1 , Δ_2 , ε_i , ε_2 – толщины и относительные диэлектрические проницаемости материалов соответственно мембраны и электретной пленки, наклеиваемой на НЭ (см. табл. 5.5), $S_i = S_2 = \pi b_i^2$ –взаимная площадь электродов (без учета площади сквозных отверстий НЭ).

При другом варианте конструкторско-технологической реализации капсюля КМ в расчете емкости капсюля компоненты Δ_1/ε_1 и Δ_2/ε_2 могут не участвовать, например:

а) когда капсюль КМ с внешней поляризацией, а НЭ и мембрана - металлические, то Δ_1/ε_1 и Δ_2/ε_2 равны нулю; б) когда электретной является фторопластовая мембрана ($\Delta_1 = 10$ мкм, $\varepsilon_1 = 2$) - $\Delta_2/\varepsilon_2 = 0$; в) когда поверхность НЭ выполнена в виде значительных по площади воздушных канавок, то при расчете *S*, их совокупную площадь необходимо вычесть из площади мембраны.

Требование к входному сопротивлению предусилителя *R_n* (нагрузке капсюля) остается обычным для КМ:

 $R_{\mu}\omega_{\mu}C_{\kappa} >> 1$ или, реально, $R_{\mu} \ge 3/\omega_{\mu}C_{\kappa}$.

Могут быть другие конструкции КМ и другие соотношения конструктивных параметров.

Статическая устойчивость мембраны [5, 41] зависит от величины поляризующего напряжения U_0 , величины зазора δ_i , полезной емкости капсюля C_{κ} и гибкости мембраны c_i . Допустимую величину зазора, при которой гарантированно не будет потери устойчивости («залипания» мембраны), можно найти для различных вариантов преобразователя КМ по упрощенным формулам

$$\begin{split} \delta_1 \geq 2U_0 \sqrt{2c_1 C_{\star}} & (a), & \delta_1 \geq U_0 \sqrt{2c_1 C_{\star}} & (b), \\ & & /5.2.5/ \\ \delta_1 \geq 2U_0 \sqrt{c_1 C_{\star}} & (b), & \delta_1 \geq U_0 \sqrt{c_1 C_{\star}} & (c), \end{split}$$

из которых (*a*) и (*б*) относятся к КМ с внешней поляризацией (соответственно, со свободным и закрепленным центром), (*в*) и (*г*) – к электретным.

Как видим, устойчивость электретных КМ в $\sqrt{2}$ раз выше, чем КМ с внешним источником U_0 аналогичной конструкции. Следует помнить, что U_0 для электрета представляет собой условную эквивалентную величину, определяемую как $U_0 = \sigma \Delta_2 / (\varepsilon_0 \varepsilon_2)$.

Дополнительная точка опоры в центре НЭ применяется, как правило, в двухмембранных КМ, имеющих большие размеры мембран (диаметр более 24 мм), а также в микрофонах, используемых на близком расстоянии от источника звука (рта вокалиста) или в условиях улицы, где мембрана подвергается воздействию сильной аэродинамической помехи.

Задание величины U_0 и δ_1 и выбор, в зависимости от назначения и базовой конструкции микрофона, соответствующего варианта расчетной формулы /5.2.5/, позволяет вычислить гибкость мембраны c_1 . Если при дальнейшем расчете такая величина c_1 по каким-то соображениям окажется неудовлетворительной, следует, задавшись иным значением U_0 (для электретных микрофонов $U_0 < 200$ В) и δ_1 (не выходя за пределы интервала значений /5.2.3/), повторить расчет по формулам /5.2.4/ и /5.2.5/.

Отметим, что выход за интервал значений δ_l , задаваемый /5.2.3/, нежелателен: в меньшую сторону - по технологическим причинам (допустимая плоскостность НЭ в первую очередь), в бо́льшую - из-за нежелательного соотношения между активным и инерционным сопротивлением слоя воздуха (подробнее об этом см. далее).

Затем следует проделать расчет паразитной емкости конструкции капсюля. Основные составляющие наразитной емкости базовой конструкции (см. рис. 5.5) это: C_n' – паразитная емкость между кольцом мембраны и НЭ и C_n'' паразитная емкость между НЭ и корпусом капсюля. Их величина может быть найдена по следующим формулам:

$$C_{n}' = \frac{\varepsilon_{0}S'}{\varepsilon_{1}} + \frac{\Delta_{2}}{\varepsilon_{2}} = \frac{\varepsilon_{0}2\pi b_{1}(b_{2} - b_{1})}{\frac{\delta_{1}}{\varepsilon_{1}} + \frac{\Delta_{2}}{\varepsilon_{2}}} \quad (a), \quad C_{n}'' = \frac{\varepsilon_{2}\varepsilon_{0}S''}{\left(\frac{t_{2}}{2} + t_{3}\right)} = \frac{\varepsilon_{2}\varepsilon_{0}2\pi b_{2}h_{1}}{\left(\frac{t_{2}}{2} + t_{3}\right)} \quad (b),$$

$$C_{n}' = C_{n}' + C_{n}'', \quad C_{\Sigma} = C_{n} + C_{\kappa} \quad (b),$$

$$(5.2.6)$$

где S' и S" – площади элементов, образующих соответственно паразитные емкости C' и C".

Следующим этапом является определение эквивалентной массы мембраны m_0 , ее гибкости c_i и частоты резонанса f_{ai} (первой собственной частоты) мембраны. В соответствии с [5]

$$m_0' = m_0 + m_n = \frac{4}{3}\rho_1 \Delta_1 \pi b_1^2 + \frac{8}{3}\rho_0 b_1^3,$$
 /5.2.7/

где $S_{i} = \pi b_{i}^{*}$ - площадь мембраны, m_{n} - ее физическая масса, $\rho_{\theta} = 1,23 \, [кг/m^{3}]$ – плотность воздуха.

Гибкость мембраны c₁, определенная нами ранее из /5.2.5/, может быть выражена [5] как

$$c_1 = 1/8\pi\tau$$
, /5.2.8/

где τ – сила натяжения мембраны [H/м], определив которую из /5.2.8/, можно найти необходимую силу растяжения $F_p = 2\pi R\tau$, где R – радиус мембраны в технологическом приспособлении (пяльцах).

Тогда

$$f_{01} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{m_0'c_1} \,. \tag{5.2.9}$$

«Присоединенная» масса воздуха $m_n = \frac{8}{3}\rho_0 b_1^3$ должна быть учтена в /5.2.7/ для расчета величины эквивалентной массы мембраны m_0 , далее необходимой для расчета f_{01} . Величина f_{01} технологическая, т.к. это частота резо-

нанса, которую должна иметь мембрана, наклеенная на кольцо расчетного размера, для того, чтобы величина гибкости мембраны соответствовала необходимому значению. Так как силу растяжения F_p и, соответственно, величину τ практически контролировать затруднительно, то реально величину c_q обычно находят из /5.2.9/ по результатам измерения f_{0l} , предварительно вычислив m_q по /5.2.7/.

Отметим также, что величина m_n в дальнейшем расчете микрофона не участвует, т.к. представляет собой инерционную составляющую сопротивления излучения, быстро убывающую с ростом частоты при $kb_i > 1$, а величину m_0 следует считать равной 4/3 физической массы мембраны (см. /5.2.7/).

Остается определить конструктивную длину капсюля l_* (кратчайшее расстояние от первого до второго акустического входа), определяющую фронтальную геометрическую разность хода d_{ϕ} , которая не должна превышать четвертую часть длины волны на верхней частоте направленного приема. С учетом, что эта $f \approx f_{\phi}/2$, можем ограничить l_* (см. рис.5.5) следующим условием:

$$\frac{\lambda_e}{3} \le l_\kappa \le \frac{\lambda_e}{2}, \qquad (5.2.10)$$

где λ_s – длина звуковой волны на верхней граничной частоте номинального диапазона.

Тогда для геометрической разности хода капсюля (см. рис.5.5) имеем

$$d_{\phi} \approx d_T = l_{\kappa} + a \,. \tag{5.2.11}$$

5.2.3. Предварительный расчет акустико-механических параметров капсюля

Для расчета внутренней конструкции капсюля необходимо знать хотя
бы приближенно соотношения между акустико-механическими параметрами, определяющими ЧХЧ и ХН микрофона.

В таблице 5.6 представлены выражения для расчета чувствительности микрофона в опорной зоне номинального диапазона при фронтальном падении звука ($\theta = 0^{\circ}$) в зависимости от XH капсюля.

Тоблица 5.6

Характеристика	«Круг»	«Восьмерка»	«Кардиоида»	Любая однона-
направленности				правленная
Аналитическое выражение ХН	1	cosθ	$\frac{1}{2}(1+\cos\theta)$	$\alpha + \beta \cos \theta$
Чувствительность при $\theta = 0^{\circ}$ в опор- ной зоне частот	$\frac{S_1U_0K}{\delta_1}c_3$	$\frac{S_1 U_0 K \tau_d}{\delta_1 r_1}$	$\frac{S_1 U_0 K}{\delta_1} \frac{2\tau_d}{(r_1 + r_2)}$	$\frac{S_1 U_0 K \left(\tau_{rc} + \tau_d\right)}{\delta_1 \left(r_1 + r_2\right)}$

В таблице приняты следующие обозначения: K - коэффициент передачи электрической схемы, r_1 и r_2 – активные сопротивления слоев воздуха в зазоре и шели (см. рис.5.5), c_3 – гибкость воздуха в полости, d – геометрическая разность хода между первым и вторым акустическими входами, $\tau_{rc} =$ $= r_2 c_3$, $\tau_d = d/v_0$, v_0 – скорость звука.

Величина коэффициента передачи электрической схемы для этого диапазона частот рассчитывается по формуле (см. главу 4)

$$K_{g} = C_{\kappa} K_{y} / (C_{\kappa} + C_{n}),$$
 (5.2.12/

где K_y – коэффициент предусилителя микрофона, C_{π} – суммарная паразитная емкость конструкции капсюля и входного сопротивления предусилителя.

Из сопоставления формул для чувствительности *M* однонаправленного и ненаправленного микрофоков *M*₀ (см. табл.5.6) следует, что их чувствитель-

ности соотносятся как

$$H = \frac{M_1}{M_0} = \left(1 + \frac{\beta}{\alpha}\right) \frac{r_2 c_3}{(r_1 + r_2)c_3}.$$
 (5.2.13/

Из /5.2.13/ следует, что чувствительность в однонаправленном режиме но отношению к ненаправленному при условии $c_3 = \text{const}$ в обоих режимах и $r_1 < (\beta/\alpha)r_2$ может изменяться в пределах

$$1 \le H < (1 + \beta/\alpha).$$
 /5.2.14/

Нижний предел этого выражения обусловлен тем обстоятельством, что чувствительность направленных капсюлей не должна быть ниже, чем ненаправленных.

Забегая вперед, отметим также, что при проектировании капсюлей с малым диаметром мембран (менее 9-10 мм) приходится довольствоваться значением H, близким к единице, а больших (более 15 мм), где возможно выполнение $r_1 << r_2$, величина H может выбираться вблизи верхней границы /5.2.14/.

Выбор значения H, чувствительности и XH (определяющей соотношение β/α) дает возможность определить необходимую величину c_3 (см. табл.5.6) как

$$c_{3} = \frac{1}{II} \cdot \frac{M_{1}\delta_{1}}{S_{1}U_{0}K_{3}}.$$
 /5.2.15/

Величины δ_l , S_l , U_0 , и K были определены ранее (см. разделы 5.2.1 и 5.2.2).

Как следует из полученных рансе соотношений (см. раздел 2.2, а также табл.5.6),

$$\frac{\tau_{rc}}{\tau_d} = \frac{\alpha}{\beta}, \quad \text{min} \quad \tau_{rc} = \frac{\alpha}{\beta} \cdot \tau_d.$$

Следовательно, найденная по /5.2.15/ величина c_3 позволяет определить требуемое значение r_2 :

$$r_2 = \frac{\alpha}{\beta} \cdot \frac{\tau_d}{c_3}.$$
 /5.2.16/

А затем, по соотношению /5.2.13/, с учетом выбранной по /5.2.14/ величины H необходимое значение r_i :

$$r_1 = \frac{r_2}{H} \left(1 + \frac{\beta}{\alpha} - H \right).$$
 /5.2.17/

Завершающим этапом является проверка соответствия полученного спада ЧХЧ на нижней граничной частоте значению, заданному в техническом задании:

$$\Delta N_{\mu} = -20 lg \frac{\sqrt{(r_1 + r_2)^2 + \left(\frac{1}{\omega_{\mu} c_1}\right)^2}}{(r_1 + r_2)}, \qquad (5.2.18)$$

где $c_1 = c_0 -$ гибкость мембраны (см. формулы /5.2.5/ и /5.2.9/).

Если ТЗ не выполняется, следует изменить соответствующим образом величины δ_1 или U_0 и вновь произвести вычисления по формулам /5.2.4/ -/5.2.9/. При превышении заданного в ТЗ значения ΔN_n целесообразно, задавшись большей, чем ранее, величиной δ_1 в интервале /5.2.3/, определить по /5.2.4/ и /5.2.6/ новые значения C_{κ} , C_n и c_1 , удовлетворяющие условию /5.2.5/. Если и в этом случае ТЗ не будет выполняться, можно уменьшить U_0 и вновь иовторить вычисления по указанным формулам.

5.2.4. Расчет элементов внутренней структуры капсюля

а) Предварительные замечания

В этом разделе должны быть найдены все акустико-механические параметры комплексных сопротивлений (см. рис.2.5,а) z_1 , z_2 и z_3 и рассчитана внутренняя структура конструкции капсюля, реализующая эти параметры. Величиной некоторых акустико-механических параметров можно пренебречь с самого начала. Например, можно пренебречь гибкостью слоя воздуха c_c в воздушном зазоре между НЭ и мембраной (что будет показано в дальнейшем на конкретных примерах). Параметры предмембранного отверстия m_4 и r_4 и полости c_4 являются в конструкции направленного КМ дополнительными (см. рис. 5.5,6) и могут или вообще отсутствовать, или начинают сказываться выше частоты основного резонанса капсюля, т.е. при $f > f_{13}$, где $f_{13} =$ $=1/(2\pi\sqrt{m_ic_i})$. Этими элементами для основного расчета также можно пренебречь и представляет собой сумму акустико-механического импеданса мембраны $z_0 = j\omega m_0 + 1/j\omega c_0$ и слоя воздуха в зазоре между НЭ и мембраной $z_c = r_c + j\omega m_c$, так что

$$z_1 = r_1 + j \left(\omega m_1 - \frac{1}{\omega c_1} \right),$$

где $r_l = r_c, \ c_l = c_0 \ \mathbf{M} \ m_l = m_0 + m_c.$

Параметры мембраны m_0 и c_0 были найдены в разделе 5.2.2. Поэтому для расчета z необходимо найти активную и инерционную составляющие импеданса слоя воздуха в зазоре и акустико-механический импеданс второго входа $z_2 = r_2 + j\omega m_2$, где основными составляющими являются активное и инерционное сопротивления слоя воздуха в щели (см. рис. 5.5,а) между НЭ и

вкладышем (9), и $Z_3 = 1/j\omega c_3$ - гибкое сопротивление объема воздуха в полостях (10) (отверстиях или канавках) НЭ.

При расчете акустико-механических параметров слоя воздуха в зазоре и щели КМ будем использовать результаты работ [5, 12, 13], дающие хорошее совпадение с экспериментальными данными. Если поверхность НЭ конструктивно выполняется в виде системы более или менее равномерно распределенных отверстий одного диаметра, то целесообразно использовать данные работ [12, 13], практически совпадающие между собой, что показано нами в [1.10]. Если поверхность НЭ представляет собой ряд концентрических канавок, следует использовать расчетные соотношения работ [5, 12], разработанные для этого случая, а при близко расположенных канавках - результаты нашей работы [1.10]. Данные этих работ в совокупности позволяют рассчитать импеданс слоя в большинстве встречающихся при проектировании КМ случаев, но, безусловно, не могут охватить все многообразие конструкций НЭ, возникающее при эмпирическом подборе элементов их структуры, которое имеет место в большинстве разработанных и выпускаемых отечественных и зарубежных моделей КМ. Отметим, что подобное усложнение конструкций НЭ при первоначальном рациональном проектировании НЭ расчетным методом обычно не оправдано и нецелесообразно. Нет смысла приводить здесь все расчетные соотношения. Поэтому ограничимся наиболее часто встречающимися при проектировании одномембранных КМ случаями. Более сложные конфигурации НЭ рассмотрены в работе [99], к которой при необходимости можно обратиться.

В общем виде активную *r_c* и инерционную *m_c* составляющие импеданса слоя можно представить в следующем виде:

$$r_c = \frac{6\mu(S')^2}{\pi\delta_1^3} \Phi_i$$
 (a), $m_c = \frac{0.6\rho_0(S')^2}{\pi\delta_1} \Phi_i$ (6) /5.2.19/

где динамический коэффициент вязкости $\mu = (1,6-1,8) \cdot 10^{-5} \approx 1,7 \cdot 10^{-5}$ [кг/сек·м],

плотность воздуха $\rho_0 = 1,23$ [кг/м³], S' – площадь мембраны или той ее части, к которой приводятся величины r_c и m_c , Φ_i – функция распределения воздушного потока, определяемая конструкцией конкретного НЭ.

Из сопоставления /5.2.19,а/ и /5.2.19,6/ нетрудно заметить, что независимо от Φ_i соотношение инерционной и активной составляющих определяется как

$$\frac{m_c}{r_c} = \frac{0.1\rho_0}{\mu} \delta^2 \approx 7,24 \cdot 10^3 \cdot \delta^2.$$
 /5.2.20/

Поскольку последнее соотношение в равной степени относится к любому слою воздуха (в зазоре или щели капсюля), индексы в обозначении толщины слоя δ_1 или δ_2 опущены.

В таблице 5.7 приведены наиболее часто встречающиеся элементы конструкции НЭ и соответствующие им функции распределения воздущного потока. Следует учесть, что все эти величины, полученные после подстановки S' и Φ_i в /5.2.19/, следует приводить к площади мембраны, умножив их на $n^2 = (S_1 / S')^2$, если первоначальная площадь приведения S' отличается от полной площади мембраны $S_1 = \pi b_1^2$. Для случая равномерно распределенных отверстий (а) необходимо вначале результаты, полученные по формулам /5.2.19/, суммировать по количеству ячеек (т.е. умножить на количество ячеек K). Это же справедливо для расчетов параметров щели (г и д).

б) Алгоритм расчета элементов

Сначала, исходя из совокупности требований ТЗ, необходимо выбрать базовую конструкцию НЭ и вкладыша. Далее, зная величину c_3 , найденную по /5.2.15/, определить объем углублений V_3 (или объем воздуха под НЭ):

$$V_3 = c_3 \rho_0 v_0^2 S_1^2 = 1.42 \cdot 10^5 c_3 S_1^2.$$
 (5.2.21/

Распределение	сквозных отвер-	стий по поверхно-	СН ИЗ	Равномерное рас-	пределение по по-	верхности НЭ			По окружности по	СН индефиден			По окружностям	разного радиуса		
Описание конструкции V ₃				Гибкость объема воздуха с3	конструктивно реализуется	системой отверстий. Всю	поверхность мембраны раз-	бивают на ячейки	Гибкость с3 реализуется ка-	навкой по периферии НЭ.	Сток воздуха от центра к	периферии	Гибкость с3 реализуется	кольцевым пазом (канав-	кой) не по периферии НЭ.	Расчет ведется отдельно
Функция распределения воздуш-	ного потока для /5.2.19/			$\hat{\Phi} = h_n \frac{a_1}{a_1} = \frac{1}{n} \left(1 - \frac{a_1^2}{a_1} \right) \left(\frac{1}{2} - \frac{a_1^2}{a_1} \right)$	$a_{i} = 4\left(a_{i}^{2}\right)\left(a_{i}^{2}\right)$	$Q' = S_1 = mr^2$	$\frac{1}{K} - \frac{1}{K}$		$\mathcal{K} = a^i_{i} a^j_{i} a^j_{i} \left(1 a^i_{i} \right) \left(1 3 a^i_{i} \right)$	$v_{1} = \frac{m}{a_{1}^{*}} \frac{1}{a_{1}} + \frac{1}{4} - \frac{1}{a_{1}^{*}} \left(\frac{1}{4} - \frac{1}{a_{1}^{*}} \right)$	$S' = \pi(a_i^2 - a_i^1);$ mpu $a_j = 0$ $\Phi_j = 1/4$	-	$\phi' = l_m \overline{a_j} = \frac{1}{n} \left(1 - \frac{a_j^2}{3} \right) \left(3 - \frac{a_j^2}{3} \right)$	$a_{i} = a_{i} + (a_{i}, b_{i}, a_{i})$	$S' = \pi(a_3^1 - a_3^1)$	$\Phi_1''=1/4; S''=\pi a_1'$
Топология элемента НЭ							a, a,									
				T		G				ic	>		Γ		£9	

Таблица 5.7

		для внутренней части НЭ с	
		площацью приведения S' и	
		внешней с S".	
	$\Phi = ln\frac{a_1}{a_1}$	Импеданс второго входа,	-
	ġ	реализованный шелью ме-	
	$r=\frac{14\mu}{ma}ma^{2}ln\frac{a_{2}}{m}$	жду задней стороной НЭ и	
	δ, [†] α,	вкладышем без. отверстия	
	$m = 2.4 o ma^3 \delta \ln \frac{a_1}{2}$	(г) или с отверстием (д).	
a,		Задняя сторона НЭ выпол-	
No.	$S' = 2\pi \delta a_s$.	нена в виде канавки или	*
		близко расположенных по	
	$\Phi = ln\frac{a_{j}}{a_{j}}$	радиусу отверстий. Пара-	
Distriction of the	a a	метры приводятся к мем-	,
	$S_{i}' = \pi a_{i}^{2}$.	бране (площади $S_i = \pi b_i^2$). В	
		формулах /5.2.19/ и /5.2.20/	
		величину δ_l необходимо	
a,		заменить на δ_2 - ширину	
		щели.	

Далее следует задать диаметр сквозных отверстий d_0 , их количество K и геометрию расположения на поверхности НЭ, руководствуясь следующими технологическими соображениями:

- Диаметр отверстий не должен быть менее 0,5-0,6 мм, особенно в тех случаях, когда предполагается, что к поверхности будет приклеиваться (привариваться) электретная пленка, толщина которой обычно Δ = 20 -40 мкм.
 В противном случае может получиться, что реальное сопротивление слоя будет существенно выше расчетного.
- Расстояние между центрами отверстий t₀ должно по крайней мере в 4-5 раз превышать d₀, т.к. чрезмерная перфорированность электрета может привести к нестабильности его заряда.
- Диаметр отверстий желательно иметь не более 1 мм, а их количество не менее трех, т.к. иначе будет практически невозможно создать условия правильной геометрии стока воздуха из зазора.

Таким образом, должны удовлетворяться соотношения

$$0.5 \le d_0 \le 1.0 \text{ mm}, \quad t \ge 3d_0, \quad K > 3$$
 /5.2.22/

Если сток воздуха из зазора в воздущную полость осуществляется через сквозные отверстия (см. рис. 5.5), что особенно целесообразно в малогабаритных капсюлях, следует придерживаться одного из двух вариантов их распределения по поверхности НЭ.

 Приблизительно равномерное распределение отверстий по поверхности НЭ (на рис. 5.6 заштрихованные отверстия), когда

$$(D_3 - D_2) \approx (D_2 - D_1) \approx D_1 \approx t_0.$$
 (5.2.23/

В этом случае для нахождения функции распределения стока и площади приведения в соотношениях /5.2.19/ следует использовать функцию Φ_l





Рис. 5.6. Варианты распределения отверстий на электроде: a) на двух ок-ружностях; б) на одной окружности



Рис.5.7. Возможные отклонения ширины зазора δ от номинала: а) нормальный вид; б) и д) больше толщины прокладки; в) и г) меньше толщины прокладки



направленного; в) двунаправленного

н S₁ ′ для К отверстий (табл. 5.7,а). Соотношения /5.2.23/ при этом преобразуются к виду

$$r_1 = k \frac{6\mu(S')^2}{\pi\delta_1^3} \Phi_1$$
 (a), $m_1 = k \frac{0.6\rho_0(S')^2}{\pi\delta_1} \Phi_1$ (6). /5.2.24/

2. Расположение отверстий по одной (что достаточно при проектировании миниатюризированных капсюлей с $D_2 < 10$ мм) или нескольким концентрическим окружностям. В этом случае следует стремиться к тому, чтобы межцентровые расстояния между отверстиями по одной окружности t_0 были хотя бы в 2-3 раза меньше, чем радиальные расстояния между окружностями их расположения и внешним краем НЭ (на рис. 5.6 - все отверстия, включая заштрихованные), т.е.

$$D_1 \ge D_2 - D_1 > 2t_0.$$
 /5.2.25/

В этом случае расчет функций распределения стока и площади приведения следует производить отдельно для внешней (Φ_i ' и S_i ') и внутренней части (Φ_i " и S_i "), как это показано в табл. 5.7,в.

После подстановки в /5.2.19/ результат суммировать;

$$r_{c1} = r_c' + r_c''$$
 (a), $m_{c1} = m_c' + m_c''$ (6). /5.2.26/

Если геометрия расположения отверстий почему-либо не может соответствовать ни соотношениям /5.2.23/, ни /5.2.25/, то следует произвести расчет и тем и другим из указанных способов, а затем сопоставить результаты (в сомнительных случаях ориентируясь на усредненные значения). Разуместся, точность такого расчета будет несколько ниже.

При расположении отверстий по концентрическим окружностям (второй вариант расположения) возникает два вопроса:

- как оптимально выбрать радиус расположения отверстий на НЭ D₁ (см. рис. 5.6,б);
- как правильно рассчитать эквивалентный внешний радиус внутренней части НЭ и внутренний радиус внешней части НЭ.

Чтобы оптимальным образом спроектировать НЭ следует стремиться к выполнению условия равенства сопротивления стока с его внешней и внутренней части, т.е. $r_c'' \approx r_c'$ и $m_c'' \approx m_c'$.

Воспользовавшись функциями распределения Φ_l , указанными в табл. 5.7 (а,б), получим:

$$r' = \frac{6\mu S_{n}^{2}}{\pi \delta_{1}^{3}} \Phi_{1}' = \frac{6\mu \pi (a_{2}^{2} - a_{1}^{2})^{2}}{\delta_{1}^{3}} \left[ln \frac{a_{2}}{a_{1}} - \frac{1}{4} \left(1 - \frac{a_{1}^{2}}{a_{2}^{2}} \right) \left(3 - \frac{a_{1}^{2}}{a_{2}^{2}} \right) \right];$$

$$r'' = \frac{6\mu S_{n}^{2}}{\pi \delta_{1}^{3}} \Phi_{1}'' = \frac{1.5\mu \pi a_{1}^{4}}{\delta_{1}^{3}}.$$
(5.2.27)

Приравнивая значения r' и r", найденные по /5.2.27/, после преобразований получаем:

$$\left(\frac{a_2^2}{a_1^2} - 1\right)^2 \cdot \left[4\ln\frac{a_2}{a_1} - \left(1 - \frac{a_1^2}{a_2^2}\right)\left(3 - \frac{a_1^2}{a_2^2}\right)\right] = 1.$$
 (5.2.28/

Численное решение этого уравнения позволяет найти значение а₁ :

$$a_1 = 0.673a_2.$$
 /5.2.29/

В вопросе выбора оптимального радиуса (диаметра) расположения отверстий может быть применен и другой подход, ориентированный не на равенство сопротивлений стока в центральной и периферийной части НЭ, а на равенство объемов вытесняемого ими воздуха при параболическом смеще-

нии мембраны под действием равномерно распределенной силы [5] $\xi(r) = \xi_0 (1 - r^2/a_2^2)$. При таком подходе из условия $\xi_1' S_1' = \xi_2'' S_2''$ получаем

$$\frac{\xi_0 + \xi_0 \left(1 - \frac{a_1^2}{a_2^2}\right)}{2} \cdot \pi a_1^2 = \frac{\xi_0}{4} \pi a_2^2,$$

решение которого дает следующее значение *a*₁:

•

$$a_1 = a_2 \sqrt{1 - \frac{1}{\sqrt{2}}} \approx 0.541 a_2.$$
 (5.2.30/

Как видно, это значение несколько ниже, чем полученное в /5.2.29/, но т.к. оба равенства $V' \approx V''$ и $r' \approx r''$ нестрогие, то можно считать, что близкими к оптимальным будут значения a_i :

$$a_1 \approx (0.6 \div 0.62) a_2$$
. /5.2.31/

Равенства /5.2.29/ - /5.2.31/ строго справедливы в тех конструкциях, когда сток из зазора происходит в канавку (см. табл. 5.7,в). Этот же случай имеет место при втором варианте расположения отверстий. Тогда для внутренней части (от центра к отверстиям) эквивалентную величину радиуса a_{1_3} и наружной части (от края к отверстиям) a_{2_3} можно рассчитать приближенно как

$$a_{13}' = \frac{D_1}{2} - \frac{Ka_0^2}{2D_1}$$
 (a), $a_{23}' = \frac{D_1}{2} + \frac{Ka_0^2}{2D_1}$ (6), /5.2.32/

где a_0 – радиус отверстий, K – количество, D_1 – межцентровой диаметр. При невыполнении условий как первого /5.2.23/, так и второго /5.2.25/ 340

вариантов расположения отверстий следует применять для определения l' и l'' более сложный струйный метод их определения [99], который дает следующие приближенные результаты (при $3 \le K \le 6$):

$$l' \approx \left(a_2 - a_1\left(\frac{2\pi}{K} + \frac{1}{2}\right) - a_0$$
 (a), $l'' \approx a_1\left(\frac{\pi}{K} + \frac{1}{2}\right) - a_0$ (6). /5.2.33/

Теперь возможно рассчитать полную массу m_i (см. рис. 5.5), как сумму масс m_0' мембраны (5.2.7) и m_{ci} слоя воздуха между мембраной и НЭ:

$$m_1 = m_{c1} + m_0' = 7,24 \cdot 10^{32} r_1 \delta_1^2 + m_0',$$
 /5.2.34,a/

или, с учетом /5.2.26/ и при выполнении условия /5.2.27/,

$$m_1 \approx m_0' + 2m_{c1}'$$
. /5.2.34,6/

После завершения этих вычислений следует проверить ожидаемую частоту резонанса акустико-механической системы $f_{13} = 1/2\pi \sqrt{m_1 c_3}$. Для предотвращения значительного спада ЧХЧ на верхних частотах необходимо, чтобы ее значение отвечало соотношению

$$0.5f_{g} \le f_{13} \le 0.8f_{g}. \qquad (5.2.35)$$

В противном случае следует уменьшить значение c_3 или m_i за счет m_{ci} (см. /5.2.28,а/). При уменьшении c_3 необходимо вернуться к соотношению /5.2.15/ и вновь пересчитать значения зависящих от этой величины параметров.

Осталось рассчитать параметры r_2 и m_2 и конструкцию второго входа, реализующую эти параметры. Импеданс второго входа z_2 (см. рис.5.5) опре-

деляется щелью между обратной (тыльной) стороной НЭ и вкладышем, который в простейшем случае представляет собой или сплошную шайбу, или шайбу с отверстием посередине. В зависимости от этого поток воздуха может быть сходящимся (табл. 5.7,г) или расходящимся (табл. 5.7,д) Заметим, что в обоих этих случаях $\Phi_2 = ln(a_2 / a_1)$, соответственно $r_2 \approx r_{u_3}$ и $m_2 \approx m_{u_3}$ могут быть найдены из /5.2.19/. После подстановки этого выражения и с учетом коэффициента трансформации при приведении к площади мембраны S_i , получим

$$r_{2} = \frac{6\mu S_{1}^{2}}{\pi \delta_{2}^{3}} ln \frac{a_{2}^{\prime\prime}}{a_{1}^{\prime\prime}}, \quad m_{2} = \frac{0.6\rho_{0}S_{1}^{2}}{\pi \delta_{2}} ln \frac{a_{2}^{\prime\prime}}{a_{1}^{\prime\prime}}.$$
 (5.2.36/

Согласно данным раздела 2.2 величина та должна удовлетворять условию

$$m_2 c_3 = \frac{\tau_d^2}{2} \frac{\alpha^2}{\beta^2}.$$
 (5.2.37/

Разделив почленно это выражение на /5.2.16/ и приравняв полученное соотношение к /5.2.20/, получим следующее:

$$\frac{m_2}{r_2} = \frac{\alpha}{2\beta} \cdot \tau_d = 7,24 \cdot 10^3 \cdot \delta_2^2, \qquad (5.2.38)$$

откуда найдем требуемую величину δ_2 :

$$\delta_2 = 8,31 \cdot 10^{-3} \sqrt{\frac{\alpha}{\beta} \cdot \tau_d}$$
. /5.2.39/

Произведем численную оценку оптимального значения δ_2 . Для однонаправленных микрофонов с одной мембраной $1/3 \le \alpha/\beta \le 1$, а величина геометрической разности хода $6 \cdot 10^{-3} \le d \le 2 \cdot 10^{-2}$. Подстановка этих значений в /5.2.39/ приводит к следующему интервалу реальных значений δ_2 :

$$342$$

$$20 \cdot 10^{-6} \le \delta_2 \le 64 \cdot 10^{-6}.$$
/5.2.40/

Таким образом, высота щели второго входа при реальных размерах ОКМ для различных XH может колебаться в довольно широком интервале от 20 до 64 мкм.

Для каждого конкретного случая δ_2 может быть найдена по полученному здесь соотношению /5.2.39/ и, как правило, лежит в середине интервала /5.2.40/, т.е. 35 $\leq \delta_2 \leq$ 50 мкм. После вычисления δ_2 необходимо выбрать конструкцию второго входа. Пусть, например, это случай, представленный в табл. 5.7,д. Приравнивая величину r_2 из /5.2.16/ к величине сопротивления слоя из /5.2.19,а/, получим:

$$r_{2} = \frac{\alpha}{\beta} \cdot \frac{r_{d}}{c_{3}} = \frac{6\mu S_{1}^{2}}{\pi \delta_{2}^{3}} \Phi_{2}.$$
 (5.2.41/

Подставляя в /5.2.41/ значение δ_2 из /5.2.39/ и учитывая численные значения постоянных, получим следующую форму функции распределения:

$$\boldsymbol{\Phi}_{2} = \ln \frac{a_{2}}{a_{1}} = \frac{\pi \delta_{2}^{3} r_{2}}{6 \mu S_{1}^{2}} = \frac{1.77 \cdot 10^{-2}}{c_{3} S_{1}^{2}} \left(\frac{\alpha}{\beta} \cdot \tau_{d}\right)^{\frac{2}{2}}.$$
 (5.2.42)

Найденные ранее значения S_1 - из /5.2.1/, d - из /5.2.11/, c_3 - из /5.2.15/ и заданные в ТЗ α и β позволяют определить численное значение Φ_2 .

Радиус сквозного отверстия во вкладыше a_1 задается конструктивными соображениями, такими, как возможность осуществления электрического контакта между НЭ и входом предусилителя, возможностью его размещения на задней поверхности вкладыща (см. рис.5.5) и т.п. Поэтому вычисленное по /5.2.42/ значение Φ_2 позволяет определить радиус a_2 :

$$a_2 = a_1 \cdot e^{\Phi_2}$$
 . (5.2.43/

343

Конструктивно, а также для удобства настройки выбранного случая реализации второго входа, необходимо, чтобы разница радиусов a_2' и a_1' была не менее 0,6-0,7 мм. Поэтому, если такое соотношение не досгигается при расчете в соответствии с алгоритмом /5.2.37/ - /5.2.43/, следует величину a_2' выбирать из конструктивных соображений, т.е. из условий

$$\frac{a_2'}{a_1'} \ge 1.3$$
 (a), $a_2' - a_1' \ge 6 \cdot 10^{-4}$ (6). (5.2.44/

В этом варианте при выбранных значениях a_1' и a_2' , найдя величину Φ_2 и подставив полученное значение в /5.2.36,а/, с учетом /5.2.16/, следует определить величину зазора

$$\delta_2 = \sqrt[3]{\frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{6\mu S_1^2}{\pi} \cdot \frac{c_3}{\tau_d} \cdot \ln \frac{a_2}{a_1}}, \qquad (5.2.45)$$

после чего по /5.2.36,6/ найти величину m_2 . Здесь можно пренебречь строгим выполнением соотношений /5.2.30/ и /5.2.37/. Однако при выборе a_2' и a_1' следует стремиться, чтобы значение δ_2 , полученное из /5.2.45/, не выходило за пределы, определяемые условием /5.2.40/.

Вычисленная по /5.2.21/ величина объема канавки V_3 и выбранная из конструктивных соображений глубина h_3 (обычно это 1,5 - 2,5мм, но не более $\lambda_o/6$) позволяют определить внешний радиус канавки:

$$a_{3} = \sqrt{a_{2}^{2} + \frac{V_{3}}{\pi h_{3}}} .$$
 /5.2.46/

При этом должны выполняться следующие условия:

$$1,3a_1 < a_2 \le \frac{D_1 - d_0}{2}$$
 (a), $\frac{D_1 + d_0}{2} < a_3 < \frac{D_2}{2}$ (6). (5.2.47/

Если какое-либо из этих условий не выполняется, т.е. выбранные значения a_1' , a_2' и h_3 конструктивно нереальны, следует изменить в необходимом направлении h_3 , a_1' или a_2' , вернувшись к /5.2.44/.

Найденные параметры дают возможность рассчитать частоту ω_{23} , определяющую верхнюю границу направленного приема (выше нее XH уже не соответствует заданной в T3). На этой частоте импеданс второго входа z_2 будет превышать гибкое сопротивление внутреннего объема канавки. Следовательно, ее можно определить из условия

$$\sqrt{\left(\omega_{23}m_{2}\right)^{2}+r_{2}^{2}} \geq \frac{1}{\omega_{23}c_{3}},$$
(5.2.48/

аналогичного полученному в разделе 5.1. Проводя рассмотренную ранее процедуру вычислений f_{23} (см. выражение /5.2.56/), получаем:

$$f_{23} = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{\sqrt{r_2^4 + 4m_2^2/c_3^2} - r_2^2}}{2m_2^2} \right]^{\frac{1}{2}}.$$
 (5.2.49)

Величина f₂₃ должна удовлетворять условию /5.1.57/.

Этим завершается предварительный расчет основных акустикомеханических и связанных с ними конструктивных параметров капсюля ОКМ.

Для наглядности и удобства последующих расчетов ЧХЧ и ХН целесообразно все рассчитанные акустико-механические, конструктивные и электрические параметры капсюля представить (или вывести с ПК) в виде таблицы значений. Поскольку при дальнейших расчетах может выявиться необходимость как коррекции отдельных параметров, так и пересмотра их

совокупности в целом, следует предусмотреть вывод вновь полученных значений.

Далее следует произвести поверочный расчет основных электроакустических параметров и ЧХЧ (при углах падения 0°, 90°, 180°), а при необходимости и ХН (на НЧ и СЧ). Указанные расчеты следует производить по формулам, полученным в главе 2 настоящей работы. Методика такого расчета ничем, по существу, не отличается от приведенной в разделе 5.1.5, поэтому далее на этом останавливаться нецелесообразно.

По результатам расчета ЧХЧ (при 0°, 90°, 180°) производится оценка степени выполнения ТЗ. В случае необходимости, выявляемой в ходе расчета, может быть произведен пересмотр какого-то параметра и связанных с ним величин. При этом, естественно, требуется вернуться к соответствующим алгоритмам (/5.2.1/ - /5.2.3/) предыдущих разделов и произвести перерасчет всех величин. После окончательного расчета формулируются рекомендации на разработку эскизной (или технической) конструкторской документации (КД) и изготовление рабочего макета или опытного образца микрофона.

5.2.5. Методика экспериментального определения акустико-

механических параметров капсюля

а) Предварительные замечания

При проведении разработки нового капсюля КМ естественно возникает необходимость экспериментальной проверки полученных расчетным путем результатов перед запуском серийного производства. Это происходит в силу ряда причин и задач:

- неуверенности в адекватности выбранной базовой конструкции (зазора, щели и т.д.) и расчетной модели;
- необходимости определения степени влияния дополнительных элементов (защитных сеток, креплений микрофона и т.д.);
- выявления совокупного влияния различного рода технологических

несоответствий изготовленных деталей их чертежам (несоосность различных отверстий, нежелательный уход технологических допусков и т.д.).

Возможные причины несоответствия чертежу реальной величины зазора, задаваемого толщиной прокладки, в качестве примера показаны на рис.5.7.

При экспериментальной проверке по конечному результату расчета следует помнить, что его точность, конечно, не может быть выше погрешности акустических измерений [87]. Поэтому эксперименты следует проводить на нескольких (желательно не менее 5) аналогичных микрофонах. Тогда при получении устойчивых данных можно считать, что случайная погрешность сводится к минимуму, а о результатах можно судить по усредненным данным.

б)Организация и проведение экспериментов

Величину гибкости объема воздуха под НЭ во всех капсюлях следует считать постоянной, т.к. она определяется величиной этого объема, которую можно контролировать с достаточной точностью. Установок же, позволяющих с необходимой точностью измерить неакустическими методами величины r_1 , r_2 , нет. Гибкость мембраны c_1 определяют обычно по результатам вычисления ее массы и измерения первой собственной резонансной частоты. Последняя измеряется в КМО с определенной систематической погрешностью, особенно при малых диаметрах мембран.

Для экспериментального определения величин активных сопротивлений зазора r_1 и щели r_2 (второго входа), а также гибкости мембраны c_1 акустическими методами следует провести несколько серий экспериментов:

- Собрать несколько кансюлей из деталей, изготовленных в соответствии с конструктивными размерами, полученными в ходе расчетного проектирования.
- 2. Убедиться, что XH всех капсюлей соответствует ТЗ. Для этого следует измерить в ЗЗК их ЧХЧ при углах падения 0°, 90° и 180°.
- 3. Если такого соответствия нет, то путем изменения величины щели второго входа настроить капсюли на заданную XH (для определенности будем считать, что задана «кардиоида»). Проконтролировать форму фронталь-

ной ЧХЧ и величины чувствительности каждого капсюля, для чего снедует записать их ЧХЧ при 0°.

- Полностью открыть щель и записать ЧХЧ капсюлей при 0°, 90° и 180°.
 Убедиться, что ХН стала близка к «восьмерке», что почти строго должно выполняться на НЧ и СЧ.
- 5. Полностью закрыть второй вход. Убедиться, что нет утечки через щель второго входа, для чего записать ЧХЧ под углами 0°, 90° и 180°; у всех капсюлей они должны быть одинаковыми.

В результате этой серии экспериментов для каждого капсюля определяются три ЧХЧ, снятые под углом 0° в режимах «круг», «восьмерка» и «кардиоида». При этих опытах важно, чтобы величина напряжения поляризации U_0 и зазора δ_1 для всех капсюлей была одинакова и не изменялась случайным образом в их ходе. Последнее должно контролироваться как величиной прокладки, так и измерением их электрической емкости C_3 после каждой разборки.

 Далее изменяется (на 25-30%) величина зазора δ₁ и повторяются измерения по пп. 1-5.

Для большей достоверности результатов можно провести и третью серию аналогичных экспериментов, изменив еще раз величину зазора δ_i . При этом следует остерегаться чрезмерного уменьшения ее зазора во избежание «подлипания» мембран.

в) Обработка результатов экспериментов

Цель и смысл процедуры обработки результатов измерений поясним на основе теоретических результатов, полученных в разделе 2.2, представив их графически (рис.5.8). Согласно этим данным выражение для частотной характеристики КМ в поле плоской волны (в диапазоне НЧ-СЧ) имеет вид

$$M = \frac{S_1 U_0}{\delta_1} \cdot \frac{\tau_{rc} + \tau_d}{(r_1 + r_2) + 1/j \omega c_1} , \qquad (5.2.50)$$

где $\tau_{rc} = r_2 c_3, \tau_d = d/v_0.$

Нетрудно проследить характер трансформации формул /5.2.50/ и соответствующих ей эквивалентных схем от общего случая (рис. 5.8,а) к частным. Так, при закрытой щели ($r_2 \rightarrow \infty$) $M = M_o$, т.е. рис. 5.8,а) трансформируется в рис. 5.8,6. При открытой щели ($r_2 \rightarrow 0$ и $r_2 << 1/\omega c_3$) $M = M_8$, т.е. рис. 5.8,а трансформируется в рис. 5.8,в. А при $\tau_{rc} = \tau_d$ чувствительность $M = M_1$. При неизменных величинах площади мембраны S_1 , напряжения поляризации U_0 и пирины зазора δ_1 первый сомножитель S_1U_0/δ_1 для всех режимов в одной серии опытов остается общим. Следовательно, при переходе в одной серии опытов от пункта к пункту изменялся только второй сомножитель /5.2.50/.

Сформулируем условия повторяемости и наименьшего разброса экспериментальных данных. При самом общем подходе очевидно, что чувствительность всех капсюлей в каждом режиме должна быть практически одинаковой (с точностью 1 дБ, определяемой погрешностью измерений). Если выполняются условия

$$M_{01} = M_{02} = \dots = M_{0N}$$
 (a), $M_{81} = M_{82} = \dots = M_{8N}$ (5), /5.2.51/

то при U_0 = const во всех капсюлях одинакова и величина зазора, т.е. δ_1 = =const.

Если выполняется условие /5.2.51,a/ и не выполняется /5.2.51,6/, то определенно δ_l в разных капсюлях неодинаково, т.е. имеет место по крайней мере один из случаев, рассмотренных на рис.5.7.

Если выполняются оба равенства, а в режиме «кардиоида» равенство

$$M_1 = M_2 = \dots = M_N$$
 /5.2.52/

не выполняется, то очевидна разница величин г₂ в разных капсюлях. При одинаковой величине прокладок щели (см. рис. 5.5) это должно быть следствием недостаточной плоскостности, но уже задней поверхности НЭ, а также

ыкладыша. Другой факт, указывающий на это обстоятельство, – несколько разная XH (перепад 0°-90°-180°) при одинаковой величине прокладок.

Если условия /5.2.51/, /5.2.52/ выполнены, то при постоянстве параметров S_1 , U_0 , δ_1 , τ_d и c_3 величины r_1 , r_2 и c_1 могут быть найдены как усредненные для всех капсюлей по приводимой ниже процедуре. В противном случае ке последующие вычисления следует проводить для каждого капсюля отдельно.

Из сопоставления результатов экспериментов по п.4 и п.5, по соотношению чувствительностей на СЧ (500-2000 Гц) определяем величину A₁
 как A₁ = M_o/M₈ (см. табл.5.6). После подстановки значений M_o и M₈ находим величину r₁:

$$r_1 = A_1 \frac{\tau_d}{c_3}$$
. /5.2.53/

Величины c₃ и т_d были найдены ранее (см. раздел 5.2.2).

Величину r₂ можно найти из сопоставления данных экспериментов по п.3 и 4, определив постоянную B₁ = M₈/M. После подстановки значений M₈ и M из /5.2.50/ или из табл.5.6 получим

$$r_2 = (2B_1 - 1)r_1$$
 /5.2.54/

Проверку правильности полученного значения r_2 можно произвести исходя из известного соотношения для кардиоиды $r_2 = \tau_d/c_3$.

Сопоставив результаты вычислений r_1 и r_2 для различных капсюлей, можно определить погрешности Δr_1 и Δr_2 .

3. По ЧХЧ в режиме «восьмерка» (п.4) определим величину гибкости мембраны c_I . Для этого в НЧ диапазоне найдем частоту f_c , на которой ЧХЧ имеет спад -3 дБ по сравнению с СЧ (1000 Гп). Для этой частоты $c_1 = 1/2 \pi f_c' r_1$.

4. Аналогичную частоту f_c'' находим по ЧХЧ в режиме «кардиоида» (п.3), откуда определяем еще раз значение c_1 по соотношению $c_i = 1/2\pi f_c''(r_1 + r_2)$.

5. Сопоставляя результаты вычислений величины c_1 , можем определить, во-первых, погрешность определения Δc_1 , а, во-вторых, проверить еще раз соотношение между величинами r_1 и r_2 . Приравняв значения c_1 , полученные в предыдущих пунктах, имеем: $r_1/r_2 = f_c^{\prime\prime\prime}/(f_c^{\prime}-f_c^{\prime\prime})$.

При определении c_i возникает определенная систематическая погрешность, обусловленная влиянием сферичности фронта звуковой волны при проведении опытов по п.3 и п.4. Для минимизации этой погрешности желательно проводить опыты на большом расстоянии R от источника звука, так чтобы выполнялось условие $R > \lambda_c/2$.

После проведения второй серии опытов, где изменяется величина зазора δ_l , следует произвести аналогичную обработку результатов. В этой серии опытов величина чувствительности капсюлей, а также неравномерность ЧХЧ может изменяться, т.к. $r_l \sim l/\delta_1^3$.

При увеличении зазора δ_l чувствительность на СЧ в режиме «восьмерка» всегда увеличивается, одновременно возрастает неравномерность ЧХЧ. На НЧ это проявляется из-за более раннего (на более высокой частоте) начала «спада» ЧХЧ. В режиме «кардиоида» последняя закономерность также имеет место. Следовательно, при больших зазорах можно точнее определить величину c_l , т.к. в этом случае меньше сказывается систематическая погрешность в определении f_c' и f_c'' .

По результатам первой и второй серци опытов (с зазорами δ_i и δ_i' cooтветственно), например в режимах «круг» и «восьмерка», из соотношений их чувствительностей находим

$$\frac{M_{o}'}{M_{o}} = \frac{\delta_{1}}{\delta_{1}'} \quad (a), \qquad \frac{M_{s}}{M_{s}'} = \frac{\delta_{1}^{2}}{(\delta_{1}')^{2}} \quad (6). \qquad (5.2.55)$$

Видно, что величина чувствительности в режиме «круг» изменяется обратно пропорционально ширине эффективного зазора, а в режиме «восьмерка» прямо пропорционально ее квадрату.

При сравнении результатов первой и второй серий опытов соотношения /5.2.55/ могут выполняться не вполне строго, что объясняется систематической погрешностью $\Delta\delta$, возникающей из-за неучета в соотношении /5.2.50/ величины отношений Δ_l / ε_l и, в случае электрета на НЭ, Δ_2 / ε_2 . Эту погрешность, связанную с отличием эффективной величины зазоров δ_l и δ_l от толцины определяющих их прокладок, можно найти (как следствие учета истинной емкости капсюлей) из соотношений

$$\Delta \delta = \frac{M_0' t_1' - M_0 t_1}{M_0 - M_0'}, \qquad \Delta \delta = \frac{\sqrt{M_8} t_1' - \sqrt{M_8'} t_1}{\sqrt{M_8'} - \sqrt{M_8}}. \qquad (5.2.56)$$

Приведенные выше примеры нахождения значений параметров r_1 , r_2 и c_1 на базе проведенных экспериментов, конечно, не исчерпывают всех возможностей экспериментальной проверки, а, скорее, иллюстрируют такие возможности. В изложенной методике нет также примеров расчета и экспериментальных исследований ряда дополнительных факторов, влияющих на ЧХЧ микрофонов на ВЧ, таких как резонанс предмембранной полости и ряд корпусных явлений, которые носят для каждой конкретной модели достаточно индивидуальный характер. Отметим, что расчет резонанса предмембранной полости (если он необходим) не представляет больших сложностей [33, 34, 37] и является, по существу, расчетом резонатора Геймгольца (см. рис. 5.5), где роль гибкости выполняет объем воздуха внутри кольца мембраны (c_4), а массы и трения (m_4 , r_4) — воздух в отверстиях корпуса и присоединенная масса. Резонансную частоту этой полости подбирают таким образом, чтобы уменьшить спад ЧХЧ на высоких частотах (т.е. $f_n \ge 4/3 f_{13}$) и продлить тем самым ЧХЧ в области ВЧ.

5.3. МЕТОД ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОДНОМЕМБРАННЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ АКУСТИЧЕСКИ КОМБИНИРОВАННЫХ МИКРОФОНОВ

5.3.1. Сущность проблемы

Под одномембранными конденсаторными акустически комбинированными мы будем понимать микрофоны без фазосдвигающих цепей (ФСЦ). В отличие от одномембранных однонаправленных микрофонов с ФСЦ, теория которых рассмотрена в разделе 2.2, а метод проектирования изложен в разделе 5.2, рассматриваемые здесь микрофоны представляют собой комбинацию из приемника давления и симметричного приемника разности давлений. Теоретическое обоснование работы таких микрофонов изложено в разделе 2.4. Здесь, опираясь на изложенную теорию, покажем, как осуществить расчет и проектирование указанного типа микрофонов.

Дадим более развернутую формулировку, чем именно рассматриваемый здесь капсюль отличается от обычных акустически комбинированных. В настоящее время акустическое комбинирование достигается путем использования симметричных капсюлей с двумя мембранами – ДКМ [2-5, 101-105, 109-111]. При этом возникает ряд противоречий, связанных с тем, что одним из элементов ФСЦ в ДКМ является тыловая мембрана, которая по механическим параметрам не должна отличаться от фронтальной. Таким образом, необходамо осуществление одновременно как требуемого фазового сдвига, так и частотной независимости фронтальной ЧХЧ с помощью *одних* и *mex жее* акустико-механических элементов. Это, во-первых, существенно усложняет акустико-механическую подсистему ДКМ, во-вторых, делает возможной их реализацию только при достаточно больших диаметрах мембран (обычно 25-33 мм), в-третьих, существенно усложняет технологию их производства. Вышеизложенные проблемы снижаются с исчезновением второй мембраны. Поэтому мы считаем, что изложенный ниже метод может быть достаточно

перспективным при проектировании такого типа микрофонов как для студийной звукозаписи, так и для систем звукоусиления музыки.

Техническое задание на проектирование и расчет таких параметров преобразователя, как полезная электрическая емкость C_{κ} и паразитная - C_{n} , ширина зазора δ_{I} , поляризующее напряжение U_{0} , площадь S_{I} , гибкость c_{I} и масса m_{I} мембраны, а также геометрических разностей хода d_{ϕ} и d_{τ} , принципиально не отличается от изложенного в разделе 5.2. Поэтому займемся сразу вопросами расчета внутренних акустико-механических и конструктивных параметров капсюля и неподвижного электрода (НЭ).

Учитывая комбинированный тип капсюля, целесообразно стремиться к максимальной конструктивной схожести всей поверхности НЭ, реализующей приемники давления и разности давлений. Очевидно также, что все параметры мембраны и преобразователя в целом у обоих типов приемников должны быть полностью идентичными.

Вначале рассчитаем весь капсюль как приемник разности звуковых давлений (см. рис. 2.19 и рис. 2.17).

В расчете принимаем во внимание, что соотношение величин чувствительностей приемника разности давлений M_8^* и приемника давления M_0^* , задаваемых в ТЗ для средних частот (1000 Гц), могут отличаться (см. раздел 2.3.3) в $H = M_8^*/M_0^*$ раз.

5.3.2. Расчет капсюля – приемника разности давлений

По известной формуле для чувствительности капсюля (см., например, /5.2.43,в/) с XH «восьмерка» и с учетом того, что в опорной зоне выполняется усновие $r_1 >> 1/(\omega c_1)$, а коэффициент передачи в электрическом звене $K_2 = = const$, определяем требуемое значение активного сопротивления подмембранного слоя воздуха r_1 :

$$r_{c} = r_{1} = \frac{S_{1}U_{0}}{\delta_{1}} \cdot \frac{\tau_{d}}{M_{8}^{*}},$$
 /5.3.1/

и величину спада ЧХЧ на нижней граничной частоте f_n^* в условиях поля плоской волны (1при $R \to \infty$) и на рабочем расстоянии от источника звука R:

$$\frac{M_n}{M_{n8}} = \sqrt{\frac{1 + (v_0/\omega_n R)^2}{1 + (1/\omega_n c_1)^2}}.$$
 (5.3.2/

По формуле /5.2.20/ вычисляем массу подмембранного слоя воздуха:

$$m_c = 7,24 \cdot 10^3 \delta_1^2 r_c, \qquad (5.3.3)$$

массу m₁ как суммарную массу мембраны m_м и слоя воздуха m_c

.

$$m_1 = m_{_{M}} + m_c,$$
 (5.3.4/

и величину спада ЧХЧ на верхней граничной частоте f_e^* (без учета дифракции и других полевых явлений)

$$\frac{M_{\bullet}}{M_{\kappa o}^{*}} = \frac{r_{1}}{\sqrt{r_{1}^{2} + (\omega_{\bullet}m_{1})^{2}}}.$$
 (5.3.5/

Если соотношения /5.3.2/ и /5.3.5/, выраженные в дБ, не удовлетворяют требованиям ТЗ, следует их пересмотреть либо увелячив допустимую неравномерность, либо уменьшив чувствительность M_{\star} и вернуться к соотношению /5.3.1/.

Чтобы получить капсюль-приемник разности давлений, необходимо по возможности равномерно распределить по НЭ сеть сквозных отверстий. Расчлененность поверхности НЭ сетью отверстий приводит к разбивке стока воздуха из подмембранного слоя на ряд отдельных акустических ячеек. Площадь каждой ячейки S₈ и ее эквивалентный радиус a₈ в этом случае можно определить как-

$$S_{s} = \frac{S_{1}}{n}, \qquad a_{s} = \sqrt{\frac{S_{1}}{\pi n}}.$$
 (5.3.6/

the context of the test of the second s

Величину активного сопротивления слоя /5.3.1/ можно представить тогда как

and the second second

$$r_{1} = n \frac{6\mu}{\pi \delta_{1}^{3}} S_{s}^{2} \Phi_{i} = \frac{6\mu S_{1}^{2}}{n\pi \delta_{1}^{3}} \Phi_{i}, \qquad (5.3.7)$$

где Φ_i - соответствующая функция стока, выбираемая из табл. 5.7,а,

$$\boldsymbol{\Phi}_{i} = \ln \frac{a_{s}}{a_{0}} - \frac{1}{4} \left(1 - \frac{a_{0}^{2}}{a_{s}^{2}} \right) \left(3 - \frac{a_{0}^{2}}{a_{s}^{2}} \right), \qquad (5.3.8)$$

· · · · · ·

где a_0 – радиус сквозных отверстий.

n;

.

· · · • Как видно, в /5.3.7/ присутствует сразу два неизвестных - Фі и п. Поэтому на данном этапе нет возможности определить каждую из этих величин, но можно найти их отношение

$$\frac{\Phi_{i}}{n} = \frac{\pi \delta_{1}^{3} r_{1}}{6 \mu S_{1}^{2}}.$$
 (5.3.9/

Для раздельного определения Φ_i и *n* в каждом конкретном случае необходимо учитывать ряд конструктивно-технологических моментов: γ

- возможность равномерного распределения отверстий на заданном размере НЭ при их расположении в виде концентрических окружностей (рис.5.9) с

356

учетом конструктивной реализации комбинированного капсюля (см. рис.2.19);

 достаточно широкий диапазон выбора радиуса отверстий в зависимости от их общего количества п и размеров НЭ S₁. С учетом толщины электретной пленки (20-30 мкм) и необходимости равномерности распределения обычно

$$0,3 \le a_0 \le 0,6$$
 MM. (5.3.10/

На рис.5.9 приведен вариант равномерного распределения отверстий в виде концентрических окружностей, где расстояния между центрами отверстий, как находящихся на окружности одного радиуса, так и на разных, приблизительно одинаковы.

При распределении отверстий следует соблюдать соотношения

$$D_3/D_2/D_1 \approx n_3/n_2/n_1, \quad D_3 - D_2 \approx D_2 - D_1 \approx D_i - D_{i-1},$$
 (5.3.11/

где D_i – диаметры концентрических окружностей, n_i – количество расположенных на этих окружностях центров отверстий.

Подставляя найденные значения n, Φ_i , a_n в /5.3.8/, вычисляется, путем численного решения, величина a_0 , которая должна удовлетворять условию /5.3.10/. В противном случае следует изменить число n и вновь проделать процедуру вычисления.

Отметим, что расчет как общего количества отверстий, так и их распределения и даже размеров не следует принимать за окончательный, т.к. комбинированность капсюля и возможные изменения размеров при нахождении параметров ненаправленных ячеек и радиусов динамического равновесия между разными участками НЭ (см. раздел 2.4) могут потребовать корректировок ранее найденных величин.

Далее определяется величина массы воздуха в отверстиях неподвижного



357

1

٢

٠

.

Рис. 5.9. Пример равномерного распределения отверстий электрода



Рис.5.10. Варианты конструкций электродов капсюлей с совмещенным стоком

•

электрода по формуле

$$m_{or} = n\rho_0 \left(\pi a_0^2 h_3 + (2a_0^2)\right)$$
 (5.3.12/

Строго говоря, mor является составляющей m1, наряду с m_м и mc (см. /5.3.4/), но обычно mor << mc и поэтому, как правило, ее величиной можно пренебречь.

Далее следует произвести поверочный расчет ЧХЧ микрофона в режиме «восьмерка», который является частным случаем (при $z_2 = 0$) расчета ЧХЧ однонаправленного КМ, подробно рассмотренного нами в разделе 2.2. Его следует проводить по формулам:

$$\frac{M_{f(0^{0})}}{M_{1000}} = 10 lg \frac{1 + (v_{0}/\omega R)^{2}}{1 + (1/\omega c_{1})^{2}}, \qquad (5.3.13)$$

для НЧ и огюрной зоны (СЧ), а для ВЧ согласно

.

$$\frac{M_{f(0^{0})}}{M_{1000}} = 10 lg \left| \frac{(D_{0} - D_{180} \cos kd)^{2} + (D_{180} \sin kd)^{2}}{(\omega \tau_{d})^{2} \left[1 + \left(\frac{\omega m_{1}}{r_{1}}\right)^{2} \right]} \right|.$$
 (5.3.14/

Теорегически в двунаправленном режиме для акустически симметричной конструкции, к которой мы стремились, $M_7 = M_o, M_{(907)} = 0$. Поэтому поверочный расчет ЧХЧ на этом можем считать законченным. Его методика не отличается от изложенной в разделе 5.1.6. По его результатам можно судить о выполнении требований ТЗ в части неравномерности ЧХЧ.

5.3.3. Расчет капсюля -- приемника давления

Поскольку предполагается комбинировать два рассчитанных капсюля в одной конструкции, то в приемнике давления следует задать те же геометрические, электрические и конструктивные параметры капсюля и мембраны, что и при расчете приемника разности давлений (C_k , C_n , U_0 , δ_l , c_l , m_l). В эксплуатации для сохранения постоянства соотношения «сигнал – шум» рабочее расстояние, на котором устанавливают приемник давления от источника полезного сигнала, должно быть меньше того, на котором устанавливают приемник разности. Поэтому для сохранения баланса выходного сигнала целесообразно, чтобы соотношение чувствительностей H приемников градиента M_8 и давления M_o было больше единицы, а теоретически – пропорционально корню квадратному их коэффициентов направленности:

$$1 \le \frac{M_{g}}{M_{0}} \le \sqrt{3}$$
 или $1 \le H \le \sqrt{3}$. /5.3.15/

Так как в конструкции ненаправленного капсюля (см. рис.2.17) сток из зазора осуществляется через сквозные отверстия НЭ в замкнутый объем V_3 , то для реализации заданной чувствительности M_o последний должен иметь строго определенную величину, обеспечивающую необходимое значение c_3 , определяемое из /2.3.9/. Следовательно,

$$V_{3} = \frac{\gamma P_{0} S_{1} \delta_{1}}{U_{0}} M_{0} = 1.42 \cdot 10^{5} \frac{S_{1} \delta_{1}}{U_{0}} M_{0}^{*}.$$
 (5.3.16/

Здесь площадь мембраны S_l , ширина зазора δ_l и напряжение поляризации U_0 известны из ранее проделанного расчета (см. 5.3 и 5.2.1). Поскольку $V_3 = S_l h_3$ (где h_3 – высота воздушной полости под НЭ), то

$$h_3 = 1,42 \cdot 10^5 \frac{\delta_1}{U_0} M_0^*.$$
 /5.3.17/

Полученное значение h_3 должно удовлетворять соотношению, аналогичному /5.2.46/, т.е. $h_3 < \lambda_6/6$.

Далее, в зависимости от требуемой неравномерности и формы ЧХЧ на ВЧ, следует задаться величиной добротности Q_{13} на частоте резонанса f_{13} (см. формулу /5.2.35/). Для профессиональной звукозаписи, по совокупности требуемых величин чувствительности M_o^* и минимальной неравномерности ЧХЧ, эти величины должны находиться в интервалах

$$\frac{f_{\bullet}^{*}}{2} \le f_{13} \le \frac{3}{4}f_{\bullet}, \qquad 0.7 \le Q_{13} \le 1.0. \qquad (5.3.18)$$

Бо́лышие значения интервалов обеспечивают спад на f_{σ} не более 1–1,5 дБ (без учета дифракции), меньшие – около 6-6,5 дБ. Однако в последнем случае чувствительность микрофона потенциально за счет увеличения гибкости c_3 будет в 2,25 раза выше. При малых размерах диаметра микрофона ($\omega_{\sigma}a/v_0 \le 1$) следует придерживаться правой части интервалов /5.3.18/, при более значительных размерах ($2 \le \omega_{\sigma}a/v_0 \le 3$) – левой, т.к. в этом случае спад ЧХЧ на ВЧ будет скомпенсирован величиной коэффициента дифракции $D(0^{\circ})$ (см. часть 1).

Найденные величины V₃ и c₃ позволяют установить интервал допустимых значений m_i:

$$\frac{16}{9\omega_{*}^{2}c_{3}} \le m_{1} \le \frac{4}{\omega_{*}^{2}c_{3}}, \qquad (5.3.19)$$

с учетом /5.2.34,а/ определить массу слоя воздуха:

$$m_{c1} = m_1 - m_0,$$
 (5.3.20/

активное сопротивление \mathbf{r}_{ic} и добротность Q_{i3} слоя воздуха:

$$r_{1c} = \frac{m_{c1}}{7,24 \cdot 10^3 \delta_1^2}$$
 (a), $Q_{13} = \sqrt{\frac{m_1}{c_3}} / r_1$ (6). /5.3.21/

Если величина Q_{i3} не удовлетворяет интервалу значений /5.3.18,6/, а r_i – значению, полученному в /5.3.1/, следует изменить величину радиуса отверстий a_0 , не выходя за интервал значений /5.3.10/ и, желательно, не меняя их количества, после чего, определив новое значение Φ_i по /5.3.8/, добиться получения значения r_{ic} (см. 5.3.7), удовлетворяющего интервалам /5.3.18/. Этим завершается расчет акустико-механических параметров приемника давления.

Далее следует произвести поверочный расчет ЧХЧ, которая для НЧ и опорной зоны определяется выражением /5.2.51,6/, а на верхних частотах (при ka > 0,5) - по формулам, учитывающим дифракционные явления:

$$\frac{M(\theta)}{M_0} = \frac{D(\theta)S \cdot U_0 \cdot B}{\delta_1 \left[\left(\frac{1}{c_3} - \omega^2 m_1 \right)^2 + \left(\frac{r_1^2}{\omega^2} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \cdot M_0}, \qquad (5.3.22)$$

где $D(\theta)$ – коэффициент дифракции для заданного угла падения звука, аналитические и графические выражения которого известны, $B_i(ka)$ – поправка, связанная с резонансом предмембранной полости, если таковая имеется (см. части 1 и 2 настоящей работы).

В целом такой расчет не представляет сложности и является упрощенным вариантом рассмотренного нами ранее (см. раздел 2.2) для однонаправленных приемников звука.

Данные расчета ЧХЧ сводятся в таблицу и представляются графически в относительном масштабе (частот и дБ).

Так как в одном капсюле совмещаются свойства приемника давления и разности давлений, то необходимо предусмотреть (см. раздел 2.3), чтобы часть отверстий в НЭ закрывалась глухой полостью, а часть - оставалась от-

крытой. Это реализует соответственно приемник давления и разности (см. рис.2.17 и 2.19). Их комбинация обусловит, в зависимости от доли занимаемой ими площади НЭ и заданной предварительно производительности H,

конкретный тип ХН, требуемый в ТЗ.

5.3.4. Расчет акустически комбинированного одномембранного капсюля

Сначала следует задаться общей топологией конструкции капсюля. Примем, например, что градиентный приемник размещается в центральной части мембраны и НЭ, а приемник давления – в периферийной. Все величины, относящиеся к расчету центральной и периферийной части, снабжаются соответственно индексами «ц» и «п». Узловым моментом для определения положения перегородки между ними под НЭ является правильное определение радиусов динамического равновесия между центральной и периферийной частью мембраны. В разделе 2.3 была получена формула /2.3.24/, учитывающая характер статического прогиба мембраны и параболическую форму ее смещения, соотношение производительности градиентной ячейки по отношению к ячейке давления Н, заданную в ТЗ (см. /5.3.15/), а также заданную XH, с помощью коэффициента B (см. /2.3.23/):

$$b_{\delta} = b \left(1 - \sqrt{\frac{H}{H+B}} \right)^{\frac{1}{2}}.$$
 /5.3.23/

Этой формулой воспользуемся для определения радиуса динамического равновесия b_d.

Если необходимо получить XH «кардиоида», то B=1, а величина H выбирается в середине интервала /5.3.15/, например, H=1,4, так что $b_{\partial \kappa} = 0,49b$. Если задана XH в виде «суперкардиоиды», то B=1,7, H=1,4 и $b_{\partial \kappa} = 0,57b$.

Расположение отверстий по радиусам концентрических окружностей
должно соответствовать нашему выбору (см., например, вариант рис.5.9), т.е. $b_{\delta} \approx (D_2 + D_3)/4$. Таким образом, в общем виде для XH «кардиоида» и «суперкардиоида» должны соответственно выполняться условия

$$b\left(1-\sqrt{\frac{H}{1+H}}\right)^{\frac{1}{2}} \approx \frac{D_2+D_3}{4}$$
 (a), $b\left(1-\sqrt{\frac{H}{1,7+H}}\right)^{\frac{1}{2}} \approx \frac{D_2+D_3}{4}$ (6). /5.3.24/

.

Если эти соотношения не выполняются, т.е. не соответствуют размерам, полученным нами при расчете градиентного приемника (см. раздел 5.3.1), следует изменить величины D₁, D₂ и D₃, соблюдая рекомендации /5.3.11/.

Размеры отверстий на диаметрах D_1 и D_2 должны соответствовать значениям, полученным для градиентного приемника (раздел 5.3.1), а для D₃ приемника давления (раздел 5.3.2).

При распределении отверстий по трем диаметрам возможен вариант разделения НЭ двумя радиусами динамического равновесия, когда отверстия по D_1 всегда работают как приемники разности, по D_3 – как приемники давления. Отверстия же по D₂ в случае необходимости получения «кардиоиды» работают как приемники давления, «суперкардиоиды» - градиента давления, так что соответственно

$$b_{dx} = b \left(1 - \sqrt{\frac{H}{1+H}} \right)^{\frac{1}{2}} \approx \frac{D_1 + D_2}{4}$$
 (a), $b_{dc} = b \left(1 - \sqrt{\frac{H}{1,7+H}} \right)^{\frac{1}{2}} \approx \frac{D_2 + D_3}{4}$ (6). /5.3.25/

Однако в этом случае становится сложнее согласовать как размеры отверстий, так и их распределение по диаметрам. Далее производится поверочный расчет ЧХЧ, который представляет собой комбинацию проведенных ранее расчетов для составляющих давления и разности давлений с учетом их площадей, а также величин Н и В.

5.4. МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ И АЛГОРИТМЫ РАСЧЕТА ДВУХМЕМБРАННЫХ КОНДЕНСАТОРНЫХ МИКРОФОНОВ

5.4.1. Обоснование выбора принципиальной конструкции и техническое задание

В настоящем разделе излагается методика проектирования комбинированных двухмембранных конденсаторных микрофонов (ДКМ), являющихся потенциально одним из самых высококачественных и сложных типов микрофонов. Методика разработана на основе проведенных ранее исследований [1.01-1.11, 1.15-1.16], дополненных результатами, изложенными в четвертой главе. Чтобы не перегружать изложение промежуточными соображениями, выводами и расчетами, приведенными в указанных работах, ограничимся здесь только конечными, практически значимыми, результатами. Приведенная методика, формулы и соотношения позволяют, задавшись топологией акустико-механической подсистемы (принципиальной конструкцией), рассчитать все акустико-механические и электрические параметры, а также реализующие их конструктивные размеры, оптимально отвечающие заданным в ТЗ электроакустическим характеристикам и параметрам.

Работоспособность настоящей методики проверена во ВНИИРПА им. А.С.Попова при проектировании (МК-120С) и анализе (МК-19) различных вариантов конструкции капсюлей и подтверждена хорошим (± 1,5 дБ) совпадением результатов экспериментальных исследований и расчетов.

Топология акустико-механического звена ДКМ задается выбором принципиальной конструкции капсюля (см. рис. 2.10), состоящей из двух идентичных половин НЭ с узкой щелью между ними и отверстиями, связывающими эту щель с подмембранными воздушными объемами, которые конструктивно могут быть решены в виде концентрических канавок или цилиндрических полостей в НЭ. Выбор такой конструкции обусловлен следующими факторами:

а) Достаточная простота, позволяющая оперативно производить настройку.
б) Потенциально высокие электроакустические характеристики (по сравнению с конструкциями без зазора между подовинками НЭ).

в) Нецелесообразность дальнейшего усложнения конструкции, т.к. наличие дополнительного зазора даже в ОКМ теоретически дает ничтожный выигрыш в диапазоне направленного приема [5]. В ДКМ, из-за специфики конструкции и характера действующих на мембраны сил (явления дифракции не только с фронтальной, но и тыловой стороны), этот выигрыш еще менее значителен. В то же время неоправданно усложняется конструкция и утрачивается возможность быстрой настройки капсюля.

Расчетный алгоритм капсюлей ДКМ базируется на полной эквивалентной электрической схеме (см. рис.2.11), которую, пренебрегая малыми величинами гибкости зазоров и цели, можно представить в виде рис. 2.13,а. В разделе 2.2 и работах [1.05, 1.10] показано, что фронтальную и тыловую частотную характеристику (ЧХЧ) такого типа микрофона можно рассчитать соответственно как сумму ξ' и разность ξ'' составляющих смещений, возникающих под действием сил давления и разности давлений. Каждое из этих смещений рассчитывается по своей простой эквивалентной схеме (рис. 2.13,6 и 2.13,в), представляющей результат формализации симметричной ЭЭС. В соответствии с этими схемами величину ξ' и ξ'' можно рассчитать по следующим формулам:

$$\xi' = \frac{F_1 + F_2}{2j\omega(z_0 + z_1)}; \qquad \xi'' = \frac{F_1 - F_2}{2j\omega(z_0 + \frac{z_1 \cdot z_2}{z_1 + z_2})}.$$

Таким образом, задача синтеза сводится к определению конструктивных размеров капсюля, реализующих такие акустические и акустикомеханические параметры, которые позволяют получить с заданными отклонениями следующие ЧХЧ:

- В однонаправленном режиме под углом падения 0° (фронтальную) - ξ₀,
 под углом 90° - ξ₉₀, под углом падения 180° (тыловую) - ξ₁₈₀:

$$\xi_0 = \xi^{\prime\prime} + \xi^{\prime} \,, \qquad \xi_{90} = \xi^{\prime} \,, \qquad \xi_{180} = \xi^{\prime\prime} - \xi^{\prime} \,.$$

В двунаправленном режиме («восьмерка») - *ξ*_s и ненаправленном («круг»)
 - *ξ_s*:

$$\xi_{*} = 2\xi'', \quad \xi_{*} = 2\xi'.$$

В таблице 5.8 приведены выражения для ξ' и ξ'' для диапазона HЧ – СЧ и ВЧ, определяющие ЧХЧ и ХН в соответствии с приведенными формулами в условиях как плоской волны, так и с учетом сферичности ее фронта, имеющей место при записи ЧХЧ в заглушенной камере. Это позволяет сверить полученные расчетные данные непосредственно с результатами измерений.

Техническое задание на проектирование студийного ДКМ помимо перечня, приведенного в разделе 5.1.1, включает:

- Требования к характеристике направленности: перепад уровней чувствительности N^{**}_{0/90} и N^{**}_{0/180} при углах падения звука 0°- 90° и 0°- 180°.
- 2. Величину напряжения поляризации U_0 (48 ± 4 В для микрофонов без преобразователя напряжения).
- 3. Максимально допустимый диаметр капсюля (D_x).
- Коэффициент передачи микрофонного предусилителя K_y и его допустимую в номинальном диапазоне частот неравномерность N_y.
- Напряжение собственного шума U_{шу} предусилителя, приведеннос ко входу.
- Предельно допустимое входное напряжение предусилителя U_{ny} (при коэффициенте гармоник 0,5%).

При конструировании внешних корпусов ДКМ следует выполнять следующие, дополнительные к ТЗ, рекомендации:

Таблица 5.8. Формулы для расчета колебательных смещений мембран ДКМ

<u> </u>		r	·····		
B4 (/> 1000 Гц)		$S_{i}\left[\left(D_{\circ}+D_{im}\right)\cdot\cos\frac{kd}{2}+j\left(D_{\circ}-D_{im}\right)\cdot\sin\frac{kd}{2}\right]$ $2j\omega\left[r_{\circ}^{\circ}+r_{\circ}^{\circ}^{\circ}+j\omega\left(m_{\circ}^{\circ}+m_{\circ}^{\circ}^{\prime}+m_{i}\right)+\frac{1}{j\omega c_{i}}\right]$	$S_{i}\left[\left(D_{\circ}-D_{iu}\right)\cdot\cos\frac{kd}{2}+j(D_{\circ}+D_{iu})\cdot\sin\frac{kd}{2}\right]$ $2j\omega\left[r_{\circ}'+r_{\circ}''+j\omega(m_{\circ}'+m_{\circ}''+m_{\circ})+\frac{r_{i}+j\omega m_{i}}{1+j\omega r_{i},c_{i}-\omega^{i}m_{i},c_{i}}\right]$	$j\omega\left[r_{o}'+r_{o}''+j\omega(m_{o}'+m_{o}''+m_{i})+\frac{1}{j\omega c_{i}}\right]$	
(r1 000 L≥)) HH	В сферической волне	Sıcı	$S_{i}\left(d_{n} + \frac{v_{s}l}{j\omega R}\right)$ $2v_{s}\left(r_{s} + r_{s} + \frac{1}{j\omega c_{s}}\right)$	Sicı	
	В плоской волне	S,c,	$\frac{S_{i}d_{u}}{2\nu_{i}\left(r_{i}+r_{i}+\frac{1}{j\omega c_{i}}\right)}$	Sici	
		ŵn	n ž	590	

- Защитная сетка должна быть максимально акустически прозрачной, конечно, с учетом требований электромагнитной и механической защиты капсюля.
- 2. Перед мембранами не должно быть жестких элементов конструкции, металлических ребер и т.д.
- Защитная сетка перед мембранами должна иметь обтекаемую форму, близкую к цилиндру или сектору сферы.
- Жесткие ребра конструкции должны располагаться по направлению внешней окружности капсюля и не превышать толщину капсюля.
- 5. Если эти рекомендации не удается выполнить в полной мере, следует располагать стенку защитного корпуса на некотором расстоянии от мембран капсюля (не превышающем половину длины волны на верхней граничной частоте).

5.4.2. Проектирование капсюля и алгоритм расчета основных параметров

Конструктивные, акустические и акустико-механические параметры капсюля определяются в следующей последовательности:

- 1. Радиусы мембраны $b \le \frac{2v_0}{\pi \cdot f_{\epsilon}}$ и капсюля $a \ge b + (3 \div 5) \cdot 10^{-3}$ (где $a = D_{\kappa}^{*}/2$).
- 2. Толщина капсюля *l* из условия $(\lambda_d/4) \le l \le (\lambda_e/3)$ и эквивалентная геометрическая разность хода *d*: $d = l + a - 2/3 \cdot b$ (величина *l* должна находиться в интервале $\lambda_d/2 \le d \le \lambda_e$, желательно в его середине; если это условие не выполняется, следует изменить величины *l*, *a*, *b*, не выходя за пределы, указанные в п.1).
- Коэффициенты дифракции для углов падения 0°, 90°, 180° в интервале от 1000 Гц до верхней граничной частоты f_e, вычисляемые по формулам

$$D_0 = 1 + r_{\mu}'(kb); \quad D_{180} \approx D_{90} = \left|\frac{2J_1(kb)}{kb}\right|.$$

Здесь $r_{u'}$ – активная составляющая сопротивления излучения для односторонне излучающего поршня радиуса *b* [5] в нормированной форме.

- 4. Глубина углублений (или канавок) h в НЭ, определяемая по формуле h = (l 2g 2m)/2, где m толщина колец, крепящих мембрану на капсюле, g толщина стенки в НЭ, которая выбирается из соображений прочности материала электрода и обычно лежит в пределах $(0.5 \le g \le 1.0) \cdot 10^{-1}$ м. При этом должно выполняться условие $h \le \lambda_g / 6$. Для получения большей чувствительности площадь сечения углублений S_I желательно иметь как можно большей, но с учетом необходимости реализации определенной величины емкости C_g (п.7). Обычно величину S_I выбирают приблизительно равной S_g или несколько большей.
- 5. Гибкость и масса воздуха в углублениях

• • • • •

$$c_1 = \frac{h_1 S_1}{\rho_0 V_0^2 (\pi b^2)^2}; \quad m_1 = \frac{2 (\pi b^2)^2}{5 S} h_1 \rho_0.$$

6. Требуемая высота зазора δ_0 (толщина слоя), определяемая из условия обеспечения заданной чувствительности капсюля M_{κ} и величины перепада $N_{\chi} = 20 lg(1 + B)$ «фронт - 90°» на средних частотах

$$\delta_0 \leq (1+B)\pi b^2 c_1 U_0 / M_{\kappa}.$$

7. Величина полезной емкости кансюля $C_{\kappa} = \varepsilon_0 S_s / \delta_0$, где $\varepsilon_0 = 9.10^{-12}$ (СИ), $S_s = (\pi b^2 - S_i)$ - площадь неподвижного электрода, обращенная к мембране.

Величина емкости должна отвечать допустимому значению спада усиления на нижней граничной частоте (≤ 0,5 дБ), а также минимуму терми-

ческой составляющей собственного шума: $C_{\kappa} \ge 1/2 f_{\kappa} R_{ex}$; $R_{ex} C_{\Sigma} \ge 0.1c$, (величину входного сопротивления усилителя R_{ex} задают обычно в пределах $5 \cdot 10^8 \le R_{ex} \le 2 \cdot 10^9$).

8. Величина гибкости мембраны c_0 , определяемая из условия максимально допустимого спада N_{μ}'' на НЧ в двунаправленном режиме в поле плоской волны по заданному соотношению $1/\omega_{\mu}c_0 \cdot (r_0 + r_2)$ и с учетом $B \cdot c_1 = \tau_d / 2(r_0 + r_2)$. Аналитические значения c_0 в зависимости от N_2 и N_3 представлены в таблице 5.9.

	В плоской волне				
$1/\omega_{\mu}c_0(r_0+r_2)$	<i>N</i> _# , дБ	<i>N_н"</i> , дБ		c_0 (B=1)	
1	2	3	$\frac{2BV_{\bullet}c_{\bullet}}{\omega_{\bullet}d}$	$\frac{2V_{a}c_{1}}{\omega_{a}d}$	
2	4	7	BV.c. ø.d	$\frac{V_{o}c_{i}}{\omega_{i}d}$	
3	5	10	$\frac{2BV_{s}c_{1}}{3\omega_{s}d}$	2V,c. 3w,d	
4	5,5	13,5	$\frac{BV_{o}c_{i}}{2\omega_{o}d}$	$\frac{V_{o}c_{1}}{2\omega_{n}d}$	

Таблица 5.9. Формулы для определения величины гибкости мембраны

<u>Примечание</u>. В условиях сферического поля теоретически идеальная кардиоидная характеристика получается при условии $c_0=2Bc_1R/d$, а спад на f_n определяется только C_n (п.7). Для лавсановой мембраны с диаметром 20–30 мм величина $c_0 = (1+3)\cdot 10^{-3}$ м/H.

Выполнение условия устойчивости [5] мембраны при полученных значениях зазора, емкости капсюля и гибкости мембраны: δ₀ ≥ 2U₀√2c₀C_κ - при закреплении мембраны только по периметру; δ₀ ≥ U₀√2c₀C_κ - при закре-

плении мембраны с точкой опоры в центре капсюля. Если условие не выполняется, задается большая величина зазора и повторяется расчет по ип.6-8 (при необходимости -- с уменьшенной величиной c_0).

 Величина импеданса мембраны z₀'с учетом присоединенной массы и сопротивления излучения

$$z_{0}'=r_{0}'+j(\omega m_{0}'-1/\omega c_{0}), \quad r_{0}'=\rho_{0}v_{0}S_{\mu}r_{\mu}'(kb) \quad u \quad m_{0}'=\frac{4}{3}S_{\mu}(\rho_{0}h_{0}+\rho_{2}h_{2})+x_{\mu}'S_{\mu}/\omega,$$

или на низких частотах $m_0' = \frac{4}{3}S_{*}(\rho_0h_0 + \rho_2h_2) + 2\rho_0b^3.$

Здесь h_0 , ρ_0 , h_2 , ρ_2 – соответственно толщина и плотность материала мембраны и металлизации, x_{μ}' – нормированное значение реактивной составляющей сопротивления излучения, $c_0 = 1/\omega_0^2 m_0'$ - гибкость мембраны (для c_0 должны выполняться условия пп. 8 и 9).

11. Величина сопротивления $z_0'' = r_0'' + j \omega m_0''$, определяемая из условия минимального спада N_{σ}' на верхней граничной частоте в ненаправленном режиме, и подъема на резонансе N_{max}' . Условия $N_{\sigma}' \leq 4$ дБ и $N_{max}' \leq 2$ дБ выполняются, если

$$0.75 f_{_{\theta}} \le f_{_{01}} \le f_{_{\theta}}, \qquad 0.8 \le \eta_{_{M}} \le 1.05.$$

По предварительно заданным f_{01} и $\eta_{\rm M}$ (из середины интервалов) значениям определяется $r_0 = \eta_{\rm M} / \omega_{01} c_1$, активное сопротивление и масса воздуха в подмембранном зазоре:

$$r_0'' = r_0 - r_0' = r_0 - \rho_0 v_0 S_{\mu} r_{\mu}', \quad m_0'' = r_0'' \delta_0^2 \cdot 7,25 \cdot 10^3.$$

<u>Примечание</u>. Величины N_e' и N_{max}' можно уменьшить до $N_e' = 0$, $N_{max}' = 1$ при $1.0 \le \eta_s \le 1.1$ и $f_{01} \to f_B$. Однако при изменении f_{01} от $0.75f_e$ до f_e при условии постоянства XH на низких и средних частотах и $m_{\Sigma} =$ const снижа-

ется чувствительность в 1,8 раза, что, конечно, не всегда оправдано. При $\eta_{\mu} = 1,25$ получается гладкий спад ЧХЧ на верхних частотах без резонансного пика, равный 2 дБ на f_s при $f_{01} = f_s$ и 5,2 дБ при $f_{01} = 0,75 f_s$.

- 12. Резонансная частота $f_{01} = 1/2\pi \sqrt{m_{\Sigma}c_1}$, где $m_{\Sigma} = m_0' + m_0'' + m_1$. Величина f_{01} должна находиться в интервале п.11. В противном случае следует изменить h (если $f_{01} > f_e$, то увеличить h, если $f_{01} < 0.75 f_e$ - уменьшить h) и повторить расчет по пп. 5, 6, 8, 9.
- 13. Уточнение значений r_0', r_0'' и m_0'' в следующем порядке: на частоте f_0 определяется параметр $k_{01}b = \omega_{01}b/v_0$; по графику для сопротивления излучения поршня - величина $r_0' = \rho_0 v_0 S_{\mu} r_{\mu}'$; по формулам п.11 r_0'' и m_0'' ; по пп. 11 и 12 - величины η_{μ} и f_{01} .
- 14.Величина сопротивления щели между половинками НЭ $z_2' = r_2' + j\omega m_2'$. Сначала определяется требуемая величина $r_2 = (\tau_d / 2Bc_1 - r_0'')$. Величина инерционной составляющей z_2' выбирается в интервале $r_2' < j\omega_s m_2' < 3r_2'$ (при этом спад N_e'' на f_e не превышает 4 дБ при $\omega_e m_2' \rightarrow r_2$ $N_e'' \le 2.5$ дБ, но несколько меньшее соотношение фронт-тыл на ВЧ). Затем определяется высота щели $\delta_2 = 1,17 \cdot 10^{-2} \sqrt{m_2'/r_2'}$.

<u>Примечание</u>. Для получения минимального спада ЧХЧ на f_{σ} следует учесть примечания к п.11, а также выбрать $r_2' < j\omega_{\sigma}m_2' < 2r_2'$. Тогда отклонение ЧХЧ на f_{σ} от уровня 1000 Гц не превысит 1,5-2 дБ.

Этим завершается расчет всех параметров AM и акустической подсистемы, необходимых для расчета ЧХЧ. Величина акустико-механического импеданса отверстий $z_2''=r_2''+jam_2''$ априорно считается пренебрежимо малой по сравнению с сопротивлением слоя z_2' , с которым она включена последовательно.

15.Расчет ЧХЧ под углами 0°, 90°, 180°, а также в ненаправленном и двунаправленном режиме по формулам таблицы 5.8. Проверка выполнения условий ТЗ по N_n, N_e, N_{max} и N_{2/20} = 201g(1 + ξ¹¹/ξ¹). 373

Далее производится расчет элементов конструкции, определяющих условия стока воздуха из зазоров, требуемые сопротивления которых рассчитывались в пп.10, 12, 14. Вариантов конструкций, обеспечивающих заданные сопротивления зазоров, может быть множество. В качестве примера в следующем пункте приведена методика расчета элементов одной из наиболее технологичных конструкций НЭ, подмембранный объем в которой представляет собой ряд концентрических канавок с отверстиями, связывающими этот объем с щелью между половинками НЭ.

16. Элементы конструкции НЭ – длина *p*, ширина *x* зазора между мембраной и неподвижным электродом должны удовлетворять уравнениям (рис.5.10):

 $px = S_{3}, r_{0}^{\prime \prime} = \frac{6}{5} \frac{\mu}{\delta_{0}^{3}} px^{3}$. Решая их совместно, находим ширину щели x и

длинуp;

$$x = \sqrt{\frac{5r_0''\delta_0^3}{6\mu S_3}}, \quad p = \frac{S_3}{x}.$$

Общая длина щели *р* может задаваться двумя, тремя и т.д. концентрическими кольцами с металлизированной или металлической поверхностью, отстоящими друг от друга на величину Δ , определяющую ширину канавок. Если канавки примыкают к внутреннему или внешнему периметру мембраны (рис.5.10,в), находим ее по формуле $\Delta = (b - a_{o} - k_{i}x)/(k_{i} + 1)$.

При этом длина щели должна удовлетворять соотношению

 $p = 2\pi [(b-\Delta-x)+(b-2\Delta-2x)+\ldots+(b-k_{i}\Delta-k_{i}x)].$

В конструкции рис.5.10,а ширина канавок $\Delta = (b - a_s - k_s x)/k_s$, длина щели

$$p = \pi \left[\left(b - \frac{x}{2} \right) + \left(b - \Delta - \frac{x}{2} \right) + \left(b - \Delta - \frac{3}{2}x \right) + \left(b - 2\Delta - \frac{3}{2}x \right) \dots + \left(b - k_{1}\Delta - \left(k_{1} - \frac{1}{2} \right)x \right) \right]$$

Если НЭ сделан из пресс-дорошка, приходится между металлизированной поверхностью колец делать перегородки также с металлизированной поверхностью для обеспечения хорошего электрического контакта. В этом случае в эквивалентную длину щели *р* должна входить суммарная длина

перегородок, количество которых k_2 выбирается так, чтобы их толщина q не превышала x, т.е. $q \leq x$ (рис.5.10,6).

17. Отверстия в половинках НЭ должны быть расположены так, чтобы расстояние между ними в тангенциальном направлении были приблизительно в два раза больше, чем (Δ+х) и это соотношение оставалось приблизительно постоянным на всей площади неподвижного электрода. Для этого общее количество отверстий п в одной половине НЭ определяется формулой

$$n = [1+2+...+k_{1}]$$
 (puc.5.11,a,6), $n = k_{1}[1+2+...+k_{1}]$ (puc.5.11,B).

Величину площадки S_2 задней поверхности НЭ, приходящейся на одно отверстие, можно найти как $S_2 = S_2/2n$, и, зная величину δ_2 из п.14, определить Φ_2 из формулы $r_2' = n6\mu S_2^2 \Phi_2 / \pi \delta_2^3$, а по ней - величину отношения a_2/a_{02} , откуда, зная $a_2 = \sqrt{S_2/\pi}$, можно определить радиус отверстия a_{02} . Это позволяет рассчитать суммарное сопротивление отверстий r_2'' по формуле

$$r_{2}^{\prime\prime} = n \left(\frac{2S_{2}}{S_{02}}\right)^{2} 8\pi\mu g \; .$$

Оно должно быть значительно (в 20 - 30 раз) меньше r_2' .

Если полученная величина r_2'' хотя бы соизмерима с r_2' , следует уменьшить количество отверстий *n*, а также, по возможности, зазор δ_2 , не выходя за пределы, определяемые п.14, после чего повторить расчет Φ_2 , нового размера a_{02} и т.д. Если станет ясно, что условие $r_2'' << r_2'$ выполнить не удается, то при расчетах следует принимать $r_2 = r_2' + r_2''$, причем не упускать из виду, что на высоких частотах (при $\sqrt{\omega \rho_0 / \mu a_{02}} > 2$) величина r_2'' становится частотно зависимой [5].

18. Если выбирается принципиальная конструкция НЭ, представляющая собой совокупность углублений цилиндрической формы, равномерно распределенных по поверхности (подобно конструкции U-87), то расчет делается по этой же методике, но элементы конструкции стока в слое δ_0 (п.15) рассчитываются иным образом: по количеству отверстий *n* определяется площадка мембраны, приходящаяся на один паз $S_3 = S_s/n$, и ее радиус $a_1 = \sqrt{S_3/\pi}$; определяется площадь одного паза S_{03} из условия $nS_{03} = = S_I$ и его радиус a_{03} ; по формуле

$$\boldsymbol{\Phi}_{3} = \ln \frac{a_{3}}{a_{03}} - \frac{1}{4} \left(1 - \frac{a_{03}^{2}}{a_{3}^{2}} \right) \left(3 - \frac{a_{03}^{2}}{a_{3}^{2}} \right)$$

and the second second

определяется Φ_3 . При этом величина сопротивления $r_0^{"} = n6\mu S_3^2 \Phi_3 / \pi \delta_0^3$ должна находиться в пределах, определяемых п.10; в противном случае нужно изменить количество пазов и повторить расчет, по п.14 найти требуемую величину r_2 и рассчитать радиус сквозных отверстий по п.17.

5.4.3. Расчет динамического диапазона

ДКМ предназначены в основном для студийной и концертной звукозаписи. Поэтому к их параметрам предъявляются особо повышенные требования, в т.ч. по динамическому диапазону. В последующих этапах производят оценку величин L_n и L_m , воспользовавшись результатами, полученными в главе 4.

19. Определяется величина относительного смещения мембраны как функции от величины звукового давления в линейном приближении, для чего используется соотношение

$$\xi' = \frac{\xi}{\delta} = \frac{u}{U_0} = \frac{M_* \cdot p}{U_0^*} = \frac{M_*}{K_y U_0} \cdot p = I \cdot p.$$

20. Определяется величина $C_n/C_{\Sigma} = C_n/(C_s + C_m)$. Величина C_s рассчитана в

п.7; величина C_n определяется как сумма емкостных составляющих входного импеданса предусилителя C_y и C_{nx} . Последнюю можем найти либо расчетным путем (см. 5.2), либо путем измерения емкости капсюля при отсутствии мембран.

- 21. Вычисляется величина относительного смещения мембраны под действием электростатических сил $x' = x/\delta = (C_x - C_{cr})/C_x = \Delta C/C_x$. Эта величина соответствует статическому изменению емкости капсюля при подаче на него поляризующего напряжения U_0 и определяется путем стандартного измерения емкости в двух режимах (при U_0 и его отсутствии).
- 22.По результатам расчета r_0 (см. п.11) и r_2 (см. п.14), а также соотношениям /4.5.19/ определяются всличины коэффициентов гармоник как функций от $\xi'(r_{12}=r_1+r_2)$.

$$K_{2} = \frac{\xi'}{2} \left(\frac{1}{4} + \frac{C_{n}^{2}}{C_{\Sigma}^{2}} + \frac{9}{4} \frac{r_{0}^{2}}{r_{12}^{2}} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad K_{3} = \frac{(\xi')^{2}}{4} \left(\frac{4}{(1-x')^{4}} + \frac{9}{4} \frac{r_{0}^{2}}{r_{12}^{2}} \right)^{\frac{1}{2}}.$$

Выражения в скобках представляют собой постоянные числовые коэффициенты, величина которых определяется ранее найденными электрическими и акустико-механическими параметрами. По их численным значения Q_2 и Q_3 вычисляются: $K_2 = Q_2 \cdot \xi'$; $K_3 = Q_3 (\xi')^2$;

$$K_{2} = \sqrt{Q_{2}^{2}(\xi')^{2} + Q_{3}^{2}(\xi')^{4}} = (\xi') [Q_{2}^{2} + Q_{3}^{2}(\xi')^{2}]^{\frac{1}{2}}.$$

23. Зависимость ξ' = ζ/δ' от величины звукового давления (по первой гармонике) линейна (см. п.19). Поэтому

$$K = I \cdot Q_2 \cdot p;$$
 $K_3 = I^2 Q_3 p^2;$ $K_{\Sigma} = Ip (Q_2^2 + Q_3^2 I^2 p^2)^{\frac{1}{2}}.$

По приведенным соотношениям (ап. 19-23) производится расчет величин K_2 , K_3 и K_{Σ} путем выбора величины p в необходимых пределах.

24. Полученные данные представляются в виде таблицы или графиков и, ограничившись наперед заданной величиной коэффициента гармоник (например, K_E < 0,5%), определяется величина предельного звукового давления p_n и его уровень

$$L_n = 20 lg \frac{p_n}{p_0} \le 20 lg \frac{u_n}{M_{\kappa} p_0}.$$

Данное значение сравнивается с заданным в ТЗ L_n^* , определяется его выполнение и соответствие требованиям к предусилителю по этому параметру. Целесообразно, чтобы последнее значение находилось в пределах интервала $2\xi'U_0 \le u_n \le 3\xi'U_0$.

25. Чтобы уменьшить гармонические искажения капсюля и таким образом увеличить L_n , следует стремиться к минимизации величин ξ' , x', C_n/C_{Σ} , r_0/r_2 , для чего надо увеличивать ширину зазора δ_0 и одновременно U_0 , не выходя за пределы устойчивости (см. п.9). Последнее соотношение r_0/r_2 не может быть существенно уменьшено, т.к. допустимые пределы значений величин r_0 и r_2 определяются условиями неравномерности ЧХЧ на ВЧ (см. п.11 и 14) и заданной ХН на СЧ и НЧ.

Поэтому степень влияния перечисленных величин на величину гармоник и реальные возможности их минимизации должны, конечно, определяться при проектировании конкретного капсюля ДКМ.

26. Точный расчет уровня собственного шума L_ш на стадии акустического проектирования капсюля невозможен из-за отсутствия данных по общему уровню и спектру шумов активных элементов предусилителя КМ, которые зависят от его конкретного схемного решения и выбора самих элементов. Поэтому здесь мы можем только произвести оценку уровня собственного шума, обусловленного активной составляющей входного сопротивления R предусилителя КМ, т.е. "термической" составляющей. По данным работы [5]

$$u_{ucm} \approx \frac{1}{C_{\Sigma}} \sqrt{\frac{kT}{\pi f_{\mu} R_{ex}}} = \frac{3.6 \cdot 10^{-11}}{C_{\Sigma} \sqrt{\pi f_{\mu}^{*} R_{ex}}} = \frac{2 \cdot 10^{-11}}{C_{\Sigma} \sqrt{f_{\mu} R_{ex}}},$$

где $C_{\Sigma} = C_{\kappa} + C_{n}$ – суммарная полезная и паразитная емкость (капсюля и входного импеданса усилителя). Для ДКМ (см. п.7 и п.20) ее величину можно оценить как $C_{\Sigma} \approx 1,2C_{\kappa}$ или найти экспериментально; $R_{\epsilon \tau}$ – входное сопротивление предусилителя; f_{κ}^{*} - нижняя граничная частота (T3).

Уровень этой составляющей [87]: $L_{um} = 20 lg (U_u / p_0 M_{\star}^*)$, где $p_0 = 2 \cdot 10^{-5}$ Па; M_{\star}^* - чувствительность кансюля (ТЗ).

Суммарный уровень других составляющих собственного шума может быть вполне соизмерим с термической составляющей и даже цесколько превосходить ее [95, 100]. Следовательно, к рассчитанной величине следует добавить приблизительно 3 дБ. С другой стороны, собственный шум рекомендуется измерять с использованием взвешивающего фильтра по кривой A [62, 63, 87, 1.20], что уменьщает его уровень на 9-13 дБ в зависимости от начального спектра. Таким образом, ожидаемый суммарный уровень собственного шума L_{uA} (дБА) можно оценить интервалом значений

$$\left(L_{\text{skm}}-10\right) \leq L_{\text{IIIA}} \leq \left(L_{\text{skm}}-6\right).$$

Значения в правой и левой части неравенства следует сравнить с заданным в ТЗ значением L_{w}^{*} . Если $(L_{wm} - 8) > L_{w}^{*}$, следует увеличивать C_{Σ} и R_{ex} , вернувщись к п.7 данной методики и всем связанным с ним дальнейшим вычислениям (Пп. 9, 21, 22, 25).

 $= -1.5 T_{\rm eff} + 1.5 T_{\rm$

Заключение

В заключении сформулированы основные результаты проведенных в работе исследований, даны рекомендации по их практическому применению.

В монографии решается проблема, имеющая важное значение для прикладной акустики и звукотехники: разработана комплексная теория современных направленных и акустически комбинированных микрофонов, адекватно отражающая все основные физические явления, имеющие место на разных этапах преобразования звукового сигнала в электрический. Решение этой комплексной проблемы стало возможным благодаря развитию и применению в работе системного подхода по отношению к акустически сложным микрофонам на разной стадии их исследования и анализа.

1. Аналитически рассмотрена и решена задача определения дифракционных поправок для торца цилиндрического приемника звука при произвольном угле падения (0°≤ θ ≤ 90°) звука из переднего полупространства и из заднего (θ = 180°) полупространства. Аналитические соотношения для коэффициентов дифракции при падении звука из переднего порасчета лупространства получены путем интегрального усреднения звукового давления с учетом фазовой скорости прохождения фронта звуковой волны по отражающей чувствительной поверхности и определения давления рассеиваемой части падающей волны, зависящей от ее нормальной составляющей. Показана аналитическая зависимость коэффициента дифракции с нормированным сопротивлением излучения аналогичного по форме и размерам объекта, что существенно упрощает процедуру расчета дифракционных поправок для различных типов приемников звука. Для падения звука из заднего полупространства задача решена энергетическим способом (на основании закона сохранения энергии). Результаты вычислений по полученным формулам хорошо (в пределах погрепиности измерений) согласуются с экспериментальными данными.

2. Проведено исследование угловой зависимости эквивалентной геометрической разности хода звуковых давлений, воздействующих на первый и второй акустические входы микрофонов с различным типом акустической антенны. Получены аналитические зависимости для расчета геометрической разности хода при произвольном угле падения звука из переднего полупространства и для тылового падения с учетом поперечных размеров капсюлей и чувствительного элемента. Выявлены причины неравенства геометрической разности хода при фронтальном и тыловом падении звуковой волны для несимметричных конструкций одномембранных микрофонов. Обоснована необходимость учета этих факторов при проектировании однонаправленных динамических и конденсаторных микрофонов.

3. Выявлены причины осевой асимметрии характеристики направленности, имеющей место во многих моделях одномембранных однонаправленных микрофонов. Показано, что такая асимметрия проявляется заметнее при малом продольном расстоянии между акустическими входами и малом внутреннем сдвиге фазы давления в микрофоне, т.е. при стремлении разработчика получить в широком частотном диапазоне супер- и гиперкардиоидные характеристики направленности. Основной причиной осевой асимметрии является неравномерное распределение отверстий второго входа по боковой поверхности капсюля микрофона (т.е. малый порядок их симметрии относительно оси микрофона).

4. Показано, что «классическая» аналитическая модель однонаправленного микрофона, базирующаяся на учете только продольного расстояния между акустическими входами и на соответствующей характеристике направленности в виде «улитки Паскаля», не соответствует реальному взаимодействию микрофона и звукового поля, а поэтому и не объясняет наличия исследованных нами факторов. Реально такая общепринятая аналитическая модель может служить лишь для качественного анализа отдельных аспектов направленности, но не может претендовать на строгую количественную оценку целого ряда факторов. Отвечающими традиционным представ-

лениям можно считать только микрофоны, у которых расстояние между акустическими входами существенно превышает поперечные размеры, что в современных широкополосных микрофонах встречается крайне редко.

5. Введево новое научно-техническое понятие - частотно-пространственная характеристика чувствительности микрофона (ЧПХЧ), под которой понимается математическая модель, отражающая зависимость чувствительности одновременно от ряда параметров - частоты, угла падения звуковой волны относительно акустической оси микрофона, волновых размеров его акустических входов, расстояния до источника звука и др. ЧПХЧ дает наиболее полное представление о связи частотно-пространственных свойств акустически сложных приемников.

6. Разработаны математические модели ЧПХЧ акустически несимметричных однонаправленных динамического катушечного и одномембранного конденсаторного микрофонов. В отличие от классических представлений, полученные аналитические модели учитывают такие факторы, как дифракционные явления для обоих акустических входов при различных углах приема, конечность расстояния от микрофона до источника звука (сферичность фронта), неравенство фронтальной и тыловой геометрической разности хода, осевую асимметрию ХН.

7. Разработана аналитическая модель ЧПХЧ двухмембранных конденсаторных акустически комбинированных микрофонов современного типа (с совмещенным стоком НЭ). На базе анализа симметричных эквивалентных схем показано, что акустико-механическое звено таких микрофонов может быть представлено двумя более простыми ЭЭС, а ЧПХЧ рассчитана как алгебраическая сумма составляющих объемных смещений под действием сил давлений и их разности. Аналитическая модель учитывает явления фронтальной и теневой дифракции на ВЧ; соотношения геометрической разности хода и расстояния до источника звука в диапазоне НЧ; влияние площади напыления металла на мембране на ХН. Последний из упомяну-

тых факторов впервые исследован в наших работах и ранее не был даже отмечен в литературе.

8. Теоретически обоснована идея создания одномембранного акустически комбинированного конденсаторного микрофона без внутренней фазосдвигающей цепочки. Проведены теоретические и экспериментальные исследования колебаний плоской мембраны под действием неравномерно распределенной силы. На этой основе построена механическая модель и эквивалентные схемы такого микрофона, методы определения зон динамического равновесия между участками мембраны, колеблющимися под действием сил давления и их разности, что позволяет рассчитать параметры электродов в зависимости от заданной ЧПХЧ.

9. Разработаны вопросы теории комбинированного остронаправленного микрофона, состоящего из интерференционной трубки и капсюляприемника разности давлений. Исследованы не отмеченные ранее в специальной литературе физические причины отличия ХН такого микрофона от ХН отдельного капсюля для НЧ диапазона, а также причины осевой асимметрии ХН. Получены аналитические выражения для угловой зависимости геометрической разности хода и ХН для НЧ диапазона с учетом не только угла падения звука θ относительно оси микрофона, но и угла φ относительно осей отверстий волновода. Данные проведенных экспериментальных исследований подтверждают теоретические положения работы, что позволяет дать практические рекомендации для разработки и проектирования:

- для получения в НЧ диапазоне требуемой ХН величину импеданса второго входа капсюля следует согласовывать с геометрической разностью хода всего микрофона с учетом длины волновода;
- для получения осевой симметрии XH следует отверстия в интерференционном волноводе располагать в виде нескольких параллельных рядов вдоль волновода, так чтобы расстояния между рядами были меньше полуволнового размера на верхней граничной частоте.

10. Найдено решение теоретической задачи колебаний неоднородной круглой пластины (с жесткой центральной частью). На его основе получены аналитические соотношения для расчета эквивалентной площади кунолообразной диафрагмы и ее гофрированной части, а также эквивалентной гибкости гофра, что восполняет существенные пробелы в теории динамических микрофонов. Полученное аналитическое выражение для расчета гибкости хорошо согласуется (в отличие от формулы Гутина) с классическими выражениями для расчета гибкости однородных пластин, а также с экспериментальными данными.

11. Впервые проведено системное исследование физических факторов, приводящих к нелинейным искажениям (НИ) в различных звеньях КМ. Выявлен ряд неотмеченных в литературе, а также неисследованных ранее причин нелинейности. Построены частные математические модели этих явлений, устанавливающие зависимость величины искажений от акустических, механических, конструктивных и электрических параметров микрофонов. В результате объединения и аппроксимации наиболее значимых факторов получена системная нелинейная модель капсюля, позволяющая достаточно точно вычислить уровневую и частотную зависимость чувствительности и гармонических искажений (ГИ) для различных типов КМ. Проведены экспериментальные исследования, результаты которых хорошо согласуются с расчетными. Проведенные исследования позволяют сделать выводы и дать практические рекомендации по минимизации ГИ на этапе проектирования микрофонов:

- ГИ в капсюлях конденсаторных микрофонов при уровнях звуковых давлений до 160 дБ определяются величиной второй и третьей гармоник (K₂ и K₃) и практически не зависят от частоты сигнала в области частотно-независимой чувствительности;
- величина второй гармоники K₂ пропорциональна отношению эквивалентного смещения мембраны к величине зазора, а третьей K₃ - квадрату этого отношения;

- количественная значимость различных физических факторов в появлении нелинейных искажений сильно зависит от типа кондеисаторного микрофона;
- расчеты ГИ для ряда капсюлей студийных КМ показывают, что их величина превышает 0,5% уже при уровнях звуковых давлений 130 – 135 дБ, поэтому принятое в мировой практике нормирование предельных уровней в 140 дБ и выше по величине ГИ предусилителей не соответствует реальному положению и является неправомерным;
- уменьшение ГИ капсюлей может быть достигнуто на этапе их проектирования путем увеличения натяжения мембраны, поляризующего напряжения U₀, при одновременном увеличении ширины зазора δ_l;
- существенного уменьшения ГИ в направленных и комбинированных микрофонах можно добиться уменьшением активной составляющей сопротивления воздуха в зазоре по сравнению с щелью, а также (по четным гармоникам) применением «дифференциального» симметричного преобразователя.

12. Предложена и обоснована идея создания новой остронаправленной микрофонной системы, названной условно «биградиентно-интерференционной», предназначенной для работы в условиях сильных шумов и вибраций. Созданы теоретические предпосылки для проектирования такой системы.

13. Обоснованы требования к ЧПХЧ и конструкции микрофонов для высококачественных СЗУ речи на основе учета целого ряда эксплуатационных факторов (акустических условий различных мест размещения микрофонов, воздействий низкочастотных вибрационных и ветровых помех, электромагнитных полей и т.д.).

14. Впервые проведено системное исследование изменения совокупности основных электроакустических параметров микрофонов различного типа приема и преобразования от их размеров, позволившее определить, какие типы микрофонов и до каких размеров целесообразно уменьшать для

конкретных условий эксплуатации (в качестве измерительных, петличных, студийных, для СЗУ и т.д.).

15. На основе разработанной теории и построенных системных математических моделей наиболее распространенных типов профессиональных микрофонов созданы аналитические методы их проектирования (однонаправленных динамических катушечных и конденсаторных одномембранных, акустически комбинированных одномембранных и двухмембранных конденсаторных), позволяющие по совокупности заданных технических параметров рассчитать оптимально соответствующую им конструкцию капсюля. Созданные аналитические методы позволяют также, при необходимости, на предварительном этапе работы, определить реализуемость совокупности заданных параметров и найти способы этой реализации.

16. Прикладная сторона работы не ограничивается созданными детальными аналитическими методами проектирования конкретных типов микрофонов, апробация которых проведена на практических разработках целого ряда моделей конденсаторных и динамических микрофонов. Например, методы проектирования ненаправленного и двунаправленного КМ могут быть получены путем ряда упрощений приведенных методов проектирования комбинированных КМ, т.к. являются их частными случаями. Разработанная теория также может служить основой для создания методов проектирования различных остронаправленных систем.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Харкевич А. А. Теория электроакустических аппаратов.-

М.-Л: Связьиздат, 1940.

2. Фурдуев В. В. Электроакустика.- М-Л: ОГИЗ, 1948.

3. Фурдуев В. В. Акустические основы вещания.- М: Связь, 1960.

4. Robertson A. E. Microphones.- London-New-York: Hayden book, 1963.

5. Вахитов Я. Ш. Теоретические основы электроакустики и электроакустическая аппаратура.- М: Искусство, 1982.

6. Римский-Корсаков А. В. Электроакустика.- М: Связь, 1973.

7. Сапожков М. А. Электроакустика.- М: Связь, 1978.

8. Jones D. S. The scattering of a skalar ware by a semi- infinite rod of circular cross section // Phil Trans, 1955, № 247A.- P. 498-528.

9. Петрицкая И. Г. К расчету звукового давления вблизи импедансного торца полубесконечного цилиндра // ВРЭ, сер. ТРПА, вып.3, 1968.- С. 79-85.

10. Петрицкая И. Г. Расчеты коэффициентов дифракции измерительных микрофонов и зондов // ВРЭ, сер. ТРПА, вып.2, 1975.- С. 112-116.

11. Савельев И. В. Курс общей физики. Т 1.- М: Наука, 1970.

12. Вахитов Я. Ш. Расчет акустических параметров конденсаторного микрофона // ТКТ, 1968, № 5.

13. Skvor J. On the Acoustical Resistance one to Viscous Lesses in the Air Gap of Electrostatic Transdusere // Acustica, v. 19, № 5, 1967/1968.

14. Петрицкая И. Г. К расчету сопротивления тонкого слоя воздуха между мембраной и неподвижным электродом в конденсаторном микрофоне // ВРЭ, сер. ТРПА, вып. 2, 1961.

15. Крендалл И. Б. Акустика. – Л.: ВЭГА-КУБУЧ, 1934. – С. 21-34.

16. Волков Р. Л. Об акустическом сопротивлении воздушного слоя // Техническая физика, VI, вып. 2, 1936.

17. Семякин Ф. В., Хохлов А. Д. Экспериментальное исследование ненаправленных конденсаторных микрофонов // Труды ЛИКИ. Вып. 10, 1964.

 Петрицкая И. Г., Семякин Ф. В. К вопросу о соответствии теоретических и экспериментальных величин сопротивления тонкого слоя воздуха // Акустический журнал, т. 13, вып. 3, 1967.

19. Robber R. J. Diffraction Constants of Transducers // JASA, v 37, № 4, 1965.

20. Ривин А. Н., Черпак В. А. Метод измерения и расчета коэффициента дифракции микрофонов // Акустический журнал, т. 5, вып. 3, 1959.

21. Hayasaka T. Membran Air-Film-Sistem // Nippon Elektr. Commun, Eng., 1941, № 23. - P. 180-185.

22. Smith B. H. An investigation of the air chamber of horn type loudspeakers // JASA, 1953, 25, № 2. - P. 305.

23. Robey D. H. Theory of the effect of a thin air film on the vibrations of a stretched eireular membrane // JASA, 1954, 16, № 5. - P. 738-745.

24. Петрицкая И. Г. Расчет коэффициента дифракции для приемника звука цилиндрической формы. Деп. № 3-4353 (НИИЭР).

25. Лэмб Г. Динамическая теория звука. – М.: Госиздат. физ.-мат. литературы, 1960. – С. 194-200.

26. Muller G., Blach R., Dadis T. E. The diffraction prodused by cylindrical and cubical obstacles and by circular and cubical plates // JASA, 1938, v. 10, $N \ge 1. - P$. 6-13.

27. Koidon W., Siedel D. S. Free-Fild Correction for Condenser Microphones // JASA, 1964, v. 36, № 11. – P. 2233-2234.

28. Henriuens T. A. Diffraction constant of acoustical Transducers // JASA, 1964,
v. 36. - P. 267-269.

29. Nimura and Watanabe Effect of a Finite circular Baffle Board an acoustic Radiation // JASA, 1953, № 1. - P. 76-80.

30. Schwinger T. Piston of the End of a Long Tube // Phys-Rev., 79, 383, 1948.

31. Williams W.E. Diffraction by a cylinder of finite length // JASA, v. 28, 1956.

32. Jain D. L. and Kanwal R. P. Acoustic Diffraction by a Rigid Annular Digle // Journ. of Engineering Mathematics, v. 4, № 3, July 1970.

33. Иофе В. К., Янпольский А. А. Расчетные графики и таблицы по электроакустике. – М.-Л.: ГЭИ, 1954.

34. Иофе В. К., Корольков В. Г., Сапожков М. А. Справочник по акустике.-М.: Связь, 1979.

35. Хохлов А. Д., Семякин Ф. В. Эквивалентные схемы ненаправленных конденсаторных микрофонов // Труды ЛИКИ, вып. 10, 1964.

36. Янпольская Б. Б., Эстрин Е. С. Конденсаторный микрофон с переменной направленностью // Киноаппаратура, вып. 10, 1964.

37. Беранек А. Акустические измерения. – М.: ИЛ, 1952.

38. Олсон и Масса. Прикладная акустика. - М.: Радиоиздат, 1938.

Nakajima H., Jamamoto T. Directional Microphones: analyses and application.
 NHK Technical Monograph, 1964. - P. 3-32.

40. Нечаева В. А., Семякин Ф. В., Юдин М. Г. О влиянии пространственной несовмещенности двух акустически комбинированных приемников на направленность электрически комбинированного микрофона // Труды ЛИКИ, вып. 28, 1976.

41. Вахитов Я. Ш. К расчету предельных значений поляризующих напряжений электростатических преобразователей звука // Труды ЛИКИ, вып. 10, 1964.

42. Вахитов Я. Ш. Об учете поляризованности преобразователя при расчете чувствительности электростатических приемников звука // Труды ЛИКИ, вып. 18, 1972.

43. Anderson S. H., Ostensen F. C. Physical Review (2), v. 31, 1928. - P. 267.

44. Стретт (Рэлей) Д. В. Теория звука. Т1. - М.: Гос. изд. тех-теор. литературы, 1955.

45. Вахитов Я. Ш., Смирнова Н. А. Электродинамические громкоговорители. Расчет и проектирование. - Л.: изд. ЛИКИ, 1985.

46. Скучик Е. Основы акустики. Т.1и 2. - М.: ИЛ, 1958.

47. Дрейзен И. Г. Электроакустика и звуковое вещание. – М.: Связьиздат, 1961.

389

48. Скучик Е. Основы акустики. Т.1 и 2. – М.: Мир, 1979.

49. УорренДж., Хортон. Основы гидролокации. - Судпромгиз, 1961.

50. Ржевкин С. Н. Курс лекций по теории звука. - М.: Изд. МГУ, 1960.

51. Лепендин Л. Ф. Акустика. - М.: Высшая школа, 1978.

52. Мак-Лаклен. Громкоговорители. - М.: Радиоиздат, 1938.

53. Морз Ф. Колебания и звук. - М.-Л.: ГИТТЛ, 1949.

54. Гутин Л. Я. Избранные труды. - Л.: Судостроение, 1977. - С. 72-94.

55. Брюль и Кьер. Конденсаторные микрофоны и предусилители.

Руководство по теории и эксплуатации. 1976.

56. Sims C. Standard Calibration Hybrophone // JASA, v. 31, № 12, 1959.

57. Бронштейн и Семендяев. Справочник по математике. - М.: Наука, 1967.

58. Анерт В. и Райхард Б. Основы техники звукоусиления. - М.: Радио и связь, 1984.

59. Иофе В. К. О расчете одностороние направленного микрофона //

Техническая физика, т. 9, вып. 13, 1939. - С. 12-13.

60. Бабурин В. Н., Гензель Г. С., Павлов Н. И. Электроакустика и радиовещание. – М.: Связь, 1967.

61. ГОСТ-16123-79. Микрофоны. Методы электроакустических испытаний.

62. Стандарт МЭК. Публикация 268-4. Звуковые системы. Часть 4. Микрофоны. 1978.

63. ГОСТ 6495-89. Микрофоны. Общие технические условия.

64. Стандарт МЭК. Публикация 581-5. Аппаратура и системы высокой верности воспроизведения. Минимальные требования к параметрам. Часть 5. Микрофоны.

65. Иофе В. К. Некоторые вопросы приема и воспроизведения звука. Доклад на соиск. уч. ст. д.т.н. - М., 1970.

66. Ахматов А. А. Исследования радиоакустических систем. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. к.т.н. - Л., 1970.

67. Грилихес Н.И. Разработка метода синтеза односторонне направленных динамических микрофонов комбинированного типа с двумя акустическими входами. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. к.т.н.- Л., 1989.

68. Грилихес Н.И. Анализ вибровосприимчивости микрофонов // ТСС, сер. ТРПА, вып. 2, 1979.

69. Стандарт DIN-45589. Требования к микрофонам для конференций и учебных классов.

70. Элкин Е.Т.М. Звук и изображение. Звукотехника в телевидении и кино.-М.: Связь, 1978.

71. Wahlstrom Sten. The parabolic reflector as an acoustic amplifier // JAES, Vol.
33, № 6, 1985, June.

72. Мазин В. Ю. Разработка метода проектирования узла. Магнитная цепьзвуковая катушка электродинамических громкоговорителей с учетом влияния магнитного поля на нелинейные искажения. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. к.т.н.- СПб., 1997.

73. Индлин Ю.А. Заметность гармонических искажений // ТКТ, 1985, № 3.-С. 3-10.

74. Ernsthausen W. Uber Verzerrungen des Niedertrequenz Kondensatormikrophons//Archive für Electronic, 1937, v 31. - P. 487.

75. Hillard J. K., Fiata W. T. Condenser Microphones for Measurement of High Sound Pressures // JASA, 1957, v. 29, № 2. - P. 254.

 76. Семякин Ф. В. Исследование и разработка конденсаторных приемников высоких избыточных давлений. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. к.т.н. - Л., 1968.
 77. Семякин Ф. В. Дипломное и курсовое проектирование конденсаторных микрофонов.- Л.: изд. ЛИКИ, 1981.- С. 10-12.

78. Frederiksen E. Condenser Microphones Used as Sound Sources // Tehnical Review Bruel and Kjaer, 1977, № 3.- P. 3-23.

79. Шрайбман А. Э. Комплексная методика расчета преобразователей одномембранных конденсаторных микрофонов и построение на ее основе микро-

фона с улучшенными характеристиками. Автореф. дис. на соиск. уч. ст. к.т.н. – М., 1989.

80. Шрайбман А. Э. Нелинейные искажения в преобразователях конденсаторных микрофонов.- М.: НТС НИКФИ, 1986. - С. 83-101.

81. Горелик В. М., Неверовский К. В., Усачев В. В., Шрайбман А. Э. Новый профессиональный конденсаторный микрофон КМС 19-11 для системы "Суперфон". – М.: НТС НИКФИ, 1986. - С. 63-82.

82. Андреева Л. Е. Упругие элементы приборов. - М.: Машиностроение, 1981.
83. Хофман Д. Техника измерений и обеспечение качества. - М.: Энергоиздат, 1983.

84. Семякин Ф. В. Электроакустическая аппаратура. (Микрофоны),-Л,:изд. ЛИКИ, 1976.

 Крилихес Н.И. Ленточный микрофон повышенной направленности МЛ-18 // ВРЭ, сер. ТРПА, вып. 2, 1967.

86. Иофе В. К. О рациональных требованиях к характеристикам направленности односторонне направленных микрофонов // ВРЭ, сер. ТРПА, № 3, 1960.
87. ГОСТ 16123-88. Микрофоны. Методы измерений электроакустических параметров. М., 1989.

Краткие каталоги ф. Брюль и Къер. Электронные измерительные приборы.
 (1971). Измерительная, анализирующая и регистрирующая аппаратура. (1980).
 Шик Август. Психологическая акустика в борьбе с шумом. - СПб., изд.
 «Балтийский ГТУ», 1995.

90. Папернов Л. З., Молодая Н. Т., Метер Ч. М. Расчет и проектирование систем озвучения и звукоусиления в закрытых помещениях. - М.: Связь, 1970.

91. Сапожков М. А. Акустика: Справочник.- М.: Радио и связь, 1989.

92. Давыдов В. В. Акустика студий и кинотеатров. – Л.: изд. ЛИКИ, 1987.

93. Алдошина И. А. и др. Бытовая электроакустическая аппаратура: Справочник. – М.: Радио и связь, 1992.

94. Грилихес Н.И. Взаимосвязь характеристик однонаправленных динамических микрофонов // ТСС, сер. ТРПА, вып. 3, 1985. 95. Устинова Л. Б. Усилитель с низким уровнем шума для широкополосного конденсаторного микрофона // Труды ИРПА, вып. 8, 1957.

96. Ахматов А. А., Беляков В. И. Применение металлических мембран в малогабаритных микрофонах // Киноаппаратура, вып. 10, 1978.

97. Bruel & Kjxr Professional Audio Solutions. Series 4000 Professional Microphones, 1998.

98. Щевьев Ю.П. Физические основы архитектурно-строительной акустики.-СПб.: изд. СПбГУКиТ, 2001.

99. Вахитов Я. Ш., Смирнова Н. А., Уваров В. К. Струйный метод определения акустических параметров межэлектродного зазора двухмембранных конденсаторных микрофонов // ТСС, сер. ТРПА, вып. 2, 1990-С. 64-71.

100. Исследование и разработка новых типов микрофонов для профессиональных целей, бытовой AM3 и систем звукоусиления.

Тех. отчет ВНИИРПА им. А. С. Попова № 330172, УДК 621.395.61.

АВТОРСКИЕ ПУБЛИКАЦИИ ПО ТЕМЕ РАБОТЫ

101. Экспериментальное исследование работы электростатического преобразователя в двухмембранном конденсаторном микрофоне в однонаправленном режиме // ТСС, сер. ТРПА, вып. 3, 1980.- С. 83-87.

102. Исследование акустико-механической системы однонаправленного двухмембранного конденсаторного микрофона. Тезисы док. 19 ВНГК Перспективы развития ТРПА. – Л., 1981.

103. К вопросу о расчете дифракционной поправки для приемников звука. Деп. ВИНИТИ 24 авг. 1983, № ДО 5336. - 7с.

104. Теоретическое исследование акустической системы однонаправленного двухмембранного микрофона и расчет частотной характеристики чувствительности // ТСС, сер. ТРПА, вып. 2, 1982. - С. 47-52.

105. Анализ акустико-механических систем преобразователей двухмембранных конденсаторных микрофонов (совм. с В.К. Иофе). Тезисы док. 10 Всесоюзной акустической конференции. - М., 1983. - 4с. 106. Анализ влияния формы фронта звуковой волны на направленность комбинированных микрофонов. Тезисы док. 20ВНТК "Перспективы развития ТРПА". - Л., 1983.

107. О расчете коэффициента дифракции на торце цилиндрического приемника для наклонного падения звука. Деп. ВИНИТИ 24 апр. 1984, № ДО 5814. - 7с.
108. Зависимость перепада уровней фронтальной и тыловой чувствительности направленных микрофонов от характера звукового поля. Деп. ВИНИТИ, 17 мая 1984, № ДО 5923. - 10с.

109. Методика синтеза двухмембранных конденсаторных микрофонов с заданными электроакустическими характеристиками // ТСС, сер. ТРПА, вып. 2, 1984. - С. 42-51.

110. Исследование двухмембранных конденсаторных микрофонов и создание на их основе комплексной расчетной методики. Дис. на соиск. уч. ст. к.т.н. – М., 1984 (на правах рукописи).

111. Автореферат, дис. на соиск. уч. ст. к.т.н.-М., 1984 (на правах рукониси).
112. О тенденциях изменения некоторых электроакустических параметров конденсаторных микрофонов при их миниатюризации // ТСС, сер. ТРПА, вып. 3, 1985. - С. 53-59.

113. Некоторые принципиальные вопросы миниатюризации однонаправленных микрофонов. Тезисы док. 21 ВНТК "Перспективы развития ТРПА". - Л., 1985.
114. К вопросу о нормировании частотно-пространственной характеристики чувствительности направленных микрофонов. (совм. с Н. И. Грилихес).
Тезисы док. 21 ВНТК "Перспективы развития ТРПА". - Л., 1985.

115. Гармонические искажения в преобразователях конденсаторных микрофонов. (совм. с В. И. Ильяшуком). Деп. ВИНИТИ 25 февр. 1987, № ДО7140. - 33с.
116. Нелинейные искажения в конденсаторных микрофонах при высоких уров-

нях звуковых давлений // ТСС, сер. ТРПА, вып. 1, 1987. - С. 60-71.

117. Разработка новой номенклатуры микрофонов профессионального назначения. (совм. с А. А. Ахматовым и А. С. Барановым). Тезисы док. 22 ВНТК "Перспективы развития ТРПА и звукоусиления". – Л., 1988.

118. К вопросу о выборе микрофонов для систем звукоусиления. Тезисы док.22 ВНТК "Перспективы развития ТРПА и звукоусиления". – Л., 1988.

119. Некоторые вопросы проектирования микрофонов для систем звукоусиления // ТСС, сер. ТРПА, вып. 3, 1989. - С. 3-9.

120. ГОСТ 6495-89. Микрофоны. Общие технические условия. - М.:

Изд. стандартов, 1989. (совм. с Е. К. Горбуновой, А. С. Осташевым, И. И. Галкиной). - 12с.

121. Тенденции развития микрофонной техники для цифровых звуковых трактов и требования к ней. Тезисы док. 2 ВНТК "Проблемы и перспективы цифровой звукотехники". – Л., 1990.

122. О соответствии характеристик направленности реальных микрофонов «улитке Паскаля» // ТСС, сер. ТРПА, вып. 2, 1990. - С. 55-64.

123. Микрофонное устройство. Авт. свидетельство на изобретение

№ 1818714. Приор. от 28. 06. 91. (совм. с Е. Ф. Матросовым и.О. В. Чертолиной). - 5с.

124. Малогабаритный микрофон многоцелевого назначения с управляемой частотно-пространственной характеристикой. Тезисы док. Всероссийской НПК "Перспективы развития радиоприемной, электроакустической, студийной и звукоусилительной техники. ЦРЛ-ИРПА-70 лет"-СПб, 1993.

125. Основные тенденции развития микрофонной техники // Радио, № 8, 1993.-С. 12-14.

126. Магнитная цепъ динамического микрофона. Авт. свидетельство на полезную модель № 1589 RUU 1. Приоритет от 20. 09. 94. (совм. с В. И. Ильяшуком и О. В. Чертолиной).

127. Современные микрофоны и их применение. Ч. 1 // Радио, № 11, 1998. –
С. 16-18.

128. Современные микрофоны и их применение. Ч. 2. // Радио, № 12, 1998. – С. 17-19.

129. Микрофоны фирмы "Микрофон-М" // Звукорежиссер, № 1, 2000. –
С. 21-22.

395

130. Теория и некоторые проблемы проектирования остронаправленных микрофонов с антенной бегущей волны // Прикладная акустика, 2000, электронная публикация, сайт <u>EEAA@ON</u> LINE.RU.

131. Problems of theory and designing for directional interference microphones, 21st. AES Conference Paper, 2002, June 1-3, St.Petersburg, P. 287-289.

132. Nonlinear model of condenser microphone capsule, 21st. AES Conference Paper, 2002, June 1-3, St.Petersburg, P. 130-132.

133. Динамические микрофоны. Монография.- СПб.: изд. СПбГУКиТ, 2002.-147с.

134. Теоретические и прикладные аспекты миниатюризации микрофонов // ТКТ, № 2, 2003.

135. Частотно-пространственная характеристика чувствительности микрофонов для звукоусиления и аудио- видеоконференцсвязи // ТКТ, № 3, 2003.

Шакир Яшэрович Вахитов

Современные микрофоны Теория, проектирование Монография

Редактор Н.Н. Калинина Корректор О.А. Оськова

Изд. Лиц. ИД №02558 от 18.08.2000г. Подписано в печать ...!З...?!. 2003. Формат 60×90 у₁₆. Бумага офсетная. Печать офсетная. Печ. л. 24,75. Уч.-изд. л. 20,2. Тираж 150 экз. Заказ 183

Редакционно-издательский отдел СПбГУКиТ. 192102. Саякт-Петербург, ул. Бухарестская, 22.

Подразделение оперативной полиграфии СПбГУКиТ. 192102. Санкт-Петербург, ул. Бухарестская, 22.