

М 497611
Московский ордена Ленина, ордена Октябрьской революции
и ордена Трудового Красного Знамени
государственный технический университет им. Н.Э.Баумана

На правах рукописи

МАКАРОВ Вячеслав Александрович

УДК 621.9.06.219.2:533

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ,
МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПЛОСКИХ
ГАЗОСТАТИЧЕСКИХ ОПОР СТАНКОВ

05.03.01 – Процессы механической
и физико-технической обработки, станки и инструменты

А в т о р е ф е р а т
диссертации на соискание ученой степени
доктора технических наук

Москва – 1990

Работа выполнена в Московском государственном техническом университете им.Н.Э.Баумана.

Официальные оппоненты : доктор технических наук,
профессор Бушуев В.В.

лауреат Государственной премии,
доктор технических наук,
профессор Жедь Л.П.

доктор технических наук,
профессор Чернянский П.М.

Ведущая организация : Станкостроительное производственное
объединение "Красный пролетарий" г.Москва.

Защита состоится "20" февраля 1991г. в 14³⁰ час. на
заседании специализированного совета Д 053.15.04 при Московском
государственном техническом университете им.Н.Э.Баумана :
105005 Москва 2-я Бауманская п.5.

тью, просим направить
для специализированно-

В 1991г.

отеке Московского
им.Н.Э.Баумана.

.04

Б.А.Усов

М 494611

. Зак. 1056. Тир.100.
на

Диссертация посвящена совершенствованию подшипниковых и направляющих узлов металлорежущих станков; в ней на основе теоретических и экспериментальных исследований решены научные проблемы учета вязко-упругих свойств сжимаемой газовой пленки и нелинейности характеристики сопротивления газостатических опор, что, в свою очередь, позволило решить ряд научных задач, имеющих большое практическое значение.

Автор защищает результаты теоретических и экспериментальных исследований, разработанные на их основе математические модели и методы расчета плоских газостатических опор, позволяющие при проектировании эффективно и целенаправленно улучшать статические и динамические характеристики, обеспечивая тем самым условия для повышения точности и производительности обработки, а также ряд конструкций, обладающих повышенными характеристиками и надежностью функционирования.

Разработанные методы расчета и конструкции применяются рядом предприятий страны при создании новых моделей станков и отдельных модулей, что дало экономический эффект более 650 тыс. рублей.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Работа выполнена в соответствии с Постановлениями ГКНТ СССР №502 от 30 октября 1973 года и №465 от 1 декабря 1980 года, определивших основные направления исследований и опытно-конструкторские работ в области газовых опор.

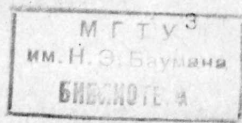
Актуальность. Технический уровень машино- и приборостроения непосредственно связан с техническим уровнем и качеством станков. Прецизионные и многоцелевые станки, включая входящие в состав ИТМ и ИПС, должны обеспечивать высокую точность и производительность обработки. Однако, по мере повышения требований к точности позиционирования, к точности и быстроходности шпиндельных опор, в большей мере проявляются недостатки направляющих ч подшипников качения и гидростатических (смещение узла при зажиме, недостаточные быстроходность для гидростатических подшипников и долговечность для подшипников качения и др.). Этих недостатков лишены газостатические направляющие и подшипники. Ряд примеров их использования подтверждает эффективность такого решения задачи. Однако, их более широкое применение сдерживается недостаточной изученностью свойств при динамическом нагружении и условий обеспечения устойчивости, соответственно, недостаточной разработанностью этой части теории и методов расчета, а также ограниченностью конструктивных вариантов опор.

НТБ МГТУ им. Н.Э. Баумана



1497611

Макаров В.А. Теоретическое



О важности этого направления свидетельствует то внимание, которое уделяют исследованию динамики газостатических опор в СССР, Японии, США, Англии и других промышленно развитых странах.

Диссертация обобщает работы, ведущиеся в Калужском филиале МГТУ им. Н.Э.Баумана с 1964 года лично автором и под его руководством.

Цель работы – повышение точности и производительности станков за счет более полного использования возможностей газостатических опор, основанного на результатах теоретических и экспериментальных исследований, разработке соответствующих математических моделей и методов расчета статических, динамических характеристик и устойчивости, а также конструкций, обладающих более высокими характеристиками и надежностью бесконтактного функционирования.

Методы исследования. Результаты работы получены в процессе теоретических и экспериментальных исследований.

Теоретические результаты базируются на методах классической механики, теории колебаний линейных и нелинейных систем, численного анализа, теории вероятностей и математической статистики, механики жидкости и газа, реологии; использованы методы разделов технической кибернетики – теории автоматического регулирования и управления, математического моделирования. Из специальных научных дисциплин использованы динамика станков и надежность машин.

Экспериментальные исследования выполнены, в основном, на специальных стендах с использованием стандартной измерительной и регистрирующей аппаратуры на базе Калужского филиала МГТУ им. Н.Э.Баумана и промышленных предприятий. При обработке экспериментальных данных широко использовали ЭВМ.

Научная новизна работы состоит в создании новых математических моделей плоских газостатических опор и соответствующих методов расчета.

Математическая модель для случая действия динамической нагрузки учитывает вязко-упругие свойства сжимаемого в опоре газа и нелинейность характеристики сопротивления в отличие от ранее известных, в которых учитывались только вязкостные свойства газа, а характеристика сопротивления либо не учитывалась вообще, либо учитывалась в линейном виде.

Созданные математические модели и методы расчета базируются на новых теоретических разработках и результатах экспериментальных исследований, основные из которых следующие:

– полученное реологическое уравнение учитывает вязко-упругие свойства сжимаемого газа;

- при периодическом сдавливании газа, благодаря упругим свойствам, генерируется дополнительная подъемная сила, оказывающая влияние на характеристики опоры;
- возможна релаксация давления в опоре при изменении режима;
- характеристика сопротивления газостатических опор и с кольцевой, и с простой диафрагмой имеет ярко выраженный нелинейный характер и может быть аппроксимирована степенной функцией скорости;
- устойчивость газостатической опоры определяется комплексом величин: давления подводимого газа, нагрузки на опору и безразмерных объема кармана, площади поперечного сечения сопла и площади рабочей поверхности;
- сформулированные критерии позволяют проводить сравнительный анализ различных конструкций газостатических опор, в том числе и с точки зрения надежности бесконтактного функционирования;
- определен характер влияния конструктивных размеров различных типов опор и параметров подводимого газа на параметры нестационарных процессов, протекающих при изменении давления газа;
- сформулирован принцип построения систем автоматической стабилизации высоты смазочного зазора, отличающийся тем, что в качестве регулируемого параметра используется нагрузка на опору;
- разработан метод расчета параметров характеристики сопротивления по экспериментальной виброграмме, отличающийся тем, что его основой служат асимптотические решения по методу Крылова-Боголюбова и метод наименьших квадратов.

Практическая ценность работы состоит в следующем:

- разработанные математические модели и методы расчета позволяют при конструировании эффективно и целенаправленно изменять статические и динамические характеристики, изменяя тем самым запас и степень устойчивости газостатической опоры;
- создана основа, в виде комплекта программ, для автоматизации расчетно-конструкторских работ на базе ЭВМ;
- использование разработанной программы расчета параметров характеристики сопротивления по экспериментальной виброграмме позволяет значительно уменьшить трудоемкость этой работы и повысить точность при исследовании нелинейных колебательных систем;
- сформулирован ряд выводов и рекомендаций, позволяющих целенаправленно варьировать конструктивные размеры опоры для обеспечения требуемых динамических характеристик и параметров колебаний подвижной части газостатической опоры (ПЧГО);
- разработан и экспериментально проверен принцип создания локаль-

ных несущих зон на рабочей поверхности опоры, реализация которого обеспечивает повышение надежности бесконтактного функционирования;

- разработана и экспериментально проверена конструкция опоры пневмомеханического типа с упругим или электромагнитным поджимным устройством, обладающая более высокой жесткостью и устойчивостью при равных с обычной газостатической опорой размерах и параметрах подводимого сжатого газа;
- разработан ряд конструкций газостатических опор, защищенных авторскими свидетельствами, отличающихся более высокими характеристиками.

Реализация в промышленности. Результаты работы реализованы на ряде предприятий и объединений страны.

Московское станкостроительное ПО "Красный пролетарий" использовало разработанные методы расчета газостатических опор при проектировании специальных станков мод. MK65I1 для точения дисков памяти ЭВМ и мод. MK65I3 для точения металлических зеркал.

СКТБ прецизионного оборудования "Вектор" использовало разработанные методы расчета газостатических опор и пакет программ при проектировании специального оборудования, внедрение которого в промышленность дало экономический эффект более 650 тыс. рублей. Пакет программ входит в состав банка данных, используемого для проектирования узлов с газовыми опорами и оборудования на их основе, в том числе взамен узлов, ранее приобретавшихся по импортным поставкам.

Для Калужского электромеханического завода разработана конструкция шпиндельного модуля мод. ПШ-I на газовых опорах, установленного на специальном станке мод. 4-ГОЗ и принятая за базовую при проектировании гаммы пневмошпинделей. Разработанные методы расчета также приняты за базовые при проектировании указанной гаммы пневмошпинделей. Экономический эффект составил 7,5 тыс. рублей на один модуль. Техническая документация на пневмошпиндель была использована при разработке специальных станков с ЧПУ мод. СРС-I.

Техническая документация на пневмошпиндель мод. ПШ-I в соответствии с запросами предприятий была передана: СКБ ПО "Эльфа" г. Вильнюс, НИИЭИР г. Казань, ВАЗ г. Тольятти, предприятию п/яГ-4155 г. Кишинев, СКБ "Титан" г. Ленинград, машиностроительному заводу "Аскольд".

Апробация работ. Сделано 5 докладов на Всесоюзных научно-координационных совещаниях, посвященных проблемам развития газовой смазки, проведенных АН СССР, Научным Советом АН СССР по трению и смазкам, Институтом машиноведения АН СССР, рядом министерств и ве-

домс.в.Результаты работы одобрены.

Научные разработки технически апробировались при проектировании новых станков и отдельных модулей на основе использования разработанных конструкций, методов расчета и рекомендаций, приведенных в отчетах по хозяйственным и государственному НИР и публикациях.

Публикации. По материалам диссертации опубликована 21 печатная работа и получено 6 авторских свидетельств на изобретения.

Объем диссертации 253 стр. машинописного текста, 76 иллюстраций, приложения. Список использованной литературы содержит 239 наименований.

Структура работы. Диссертационная работа состоит из введения, 6 глав, заключения, списка использованных источников и приложений.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Газостатические опоры являются ответственными элементами станков. В процессе функционирования они ведут себя как динамические объекты. Поэтому их проектирование основано на взаимосвязанных закономерностях механики сплошной среды и теории колебаний. Таким образом, общие принципы анализа колебательных систем, разработанные А.А. Андроновым, И.И. Артоболовским, В.Л. Бидерманом, И.И. Блехманом, Н.Н. Боголюбовым, В.В. Болотиным, В.Л. Вейшем, И.И. Вульфсоном, М.Д. Диментбергом, А.Е. Кобринским, К.С. Колесниковым, М.З. Коловским, Э.Э. Лавенделом, А.И. Лурье, Ю.А. Митропольским, В.А. Пальмовым, Я.Г. Пановко, Г.С. Писаренко, В.А. Светлицким, А.В. Синевым, К.В. Фроловым, Г. Каудерером, С. Крендоллом, Дж. Токером, Т. Хаяси и др. корректны и по отношению к газовым опорам с учетом, однако, их особенности, связанной с наличием между колеблющимися поверхностями сдавливаемой газовой пленки.

Большой вклад в разработку теоретических основ и расширение области практического применения газовых опор внесли В.С. Баласаньян, В.Г. Безродный, А.И. Белоусов, А.Н. Брагин, А.Р. Емельянов, В.П. Жедь, Н.Д. Заблоцкий, Г.А. Завьялов, Я.М. Котляр, Л.Г. Лошмянский, Г.А. Лучин, В.А. Максимов, Ю.В. Пешти, С.В. Пинегин, Г.А. Поспелов, И.Е. Сипенков, А.И. Снопов, Л.Г. Степанянц, Ю.Б. Табачников, А.И. Тарабрин, Д.Е. Чегодаев, С.А. Шейнберг, В.Е. Шолохов, С. Гринелл, В. Константинеску, Ж. Лауб, Л. Лихт, Е. Лох, Г. Мори, Г. Ричардсон, Т. Сасаки, Ф. Стерри, Д. Фуллер, Дж. Шайрс и др.

1. ОБЪЕКТ, ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

1.1. В газостатических опорах различают четыре типа сопротивлений на входе: простая диафрагма, кольцевая диафрагма, капилляр, пористая вставка. Споры с кольцевой диафрагмой, капилляром и пористой встав-

кой устойчивы во всем практически используемом диапазоне параметров опоры, тогда как опорам с простой диафрагмой, при определенном сочетании конструктивных размеров и параметров подводимого газа, свойственны автоколебания типа "пневмомолот". Однако, при одинаковых размерах опоры и параметрах подводимого газа применение простой диафрагмы обеспечивает более высокие несущую способность и жесткость по сравнению с другими типами сопротивлений на входе. Поэтому работа посвящена исследованию газостатических опор простой диафрагмой на входе.

1.2. Есть четыре источника погрешности расчета: математическая модель, исходные данные, погрешность метода, округления при вычислениях. Рассмотрены методы расчета газостатических опор с точки зрения погрешности принятой математической модели, так как именно эта погрешность связана с теорией.

При расчете статических характеристик газостатических опор различные математические модели сводятся к уравнению баланса массовых расходов через сопло и смазочную щель. Отличие математических моделей заключается в использовании различных зависимостей для определения массового расхода через сопло. Выполнен анализ различных математических моделей. Показано, что использование приближенной формулы Прандтля для описания массового расхода через сопло позволяет сравнительно просто находить решение уравнения баланса. Как показала экспериментальная проверка, погрешность расчета статических характеристик не превосходит 8%. Такое описание массового расхода через сопло получило признание и было использовано Брагинским, Баласаньяном, Падате, Сомасундарамом, Верцихом и др.

При расчете динамических характеристик математической моделью газовой опоры с недеформируемыми рабочими поверхностями является система дифференциальных уравнений, описывающая движение ПЧГО и свойства газовой пленки в смазочной щели при нестационарной ее высоте. Для описания свойств газовой пленки обычно используют уравнения Навье-Стокса динамики вязкого газа. Однако, использование математической модели в таком виде исключает возможность решения задачи. Поэтому принимают ряд упрощающих допущений, касающихся и уравнений движения ПЧГО, и уравнений Навье-Стокса.

Относительно элементов уравнения движения ПЧГО в различных работах принимают одну из следующих групп допущений: 1) $m, \ddot{q} = D(q) = c(q) = 0$ (Блех, Гриффин, Коуэн, Лунд, Майкл, Стифлер, Хейс, Осмен, Ланглюа и др.); 2) $D(q) = c(q) = 0$ (Баласаньян, Дроздович, Бек, Холлидей, Стродтмен, Лихт, Элрод и др.); 3) $D(q) = 0$, $c(q)$ — линейная функция (Малаховский и Поздняк, Лихт и

Кули, 4) $D(\dot{q})$ и $c(q)$ — линейные функции (Дунд). Показано, что четвертая группа допущений более близка к действительности. Однако и в этом случае невозможно объяснить значительную погрешность расчета, несимметричность колебаний ПЧГО относительно равновесного состояния, наблюдаемую в эксперименте, и возникновение автоколебаний.

В отношении уравнений Навье-Стокса обычно принимают ряд допущений, сводящих их к усеченной форме, объединение которой с уравнением сплошности приводит к уравнению Рейнольдса гидродинамической теории смазки.

Принципиальное значение имеет допущение, согласно которому газовая пленка считается ньютоновской средой, то есть ее реологическое уравнение учитывает только вязкость. Однако, из практики известно, что при сдавливании газовой пленки действуют не только вязкостные силы, но и силы упругости. Следовательно, реологические свойства газовой пленки различны при состоянии равновесия и колебаниях ПЧГО. Реологическое уравнение газовой пленки при колебаниях ПЧГО должно отражать и вязкостные, и упругие свойства. Выполнен анализ остальных допущений с определением границ их корректности.

С учетом вышеуказанных допущений разработан ряд упрощенных математических моделей и соответствующих методов расчета, обзор и краткий анализ которых приведен в диссертации.

1.3. На основе анализа типовых конструкций, математических моделей, допущений и методов расчета газостатических опор сформулированы выводы, объединенные в три группы: конструкция опоры; стационарный режим; нестационарный режим.

Анализ математических моделей и принимаемых допущений позволил определить актуальные в области газостатических опор научные проблемы и задачи, которые необходимо решить для достижения цели работы. Научными проблемами являются: необходимость учета вязко-упругих свойств сдавливаемого в опоре газа; учет действительного вида характеристики сопротивления. Научные задачи можно сформулировать следующим образом: разработка математической модели, учитывающей действительный вид характеристики сопротивления и вязко-упругие свойства сдавливаемого газа; разработка методов расчета статических и динамических характеристик различных конструкций опор; разработка методов расчета параметров движения ПЧГО при различных законах изменения внешнего воздействия; разработка метода расчета нестационарного движения ПЧГО при изменении давления подводимого газа; разработка конструкций опор с улучшенными статическими и динамическими характеристиками; экспериментальное исследо-

вание характеристики сопротивления при колебаниях ПЧГО; экспериментальное исследование влияния на устойчивость опоры изменения различных параметров; экспериментальное исследование нестационарных процессов при изменении давления подводимого газа; разработка метода расчета параметров характеристики сопротивления по экспериментальной виброграмме; реализация разработанных методов расчета различных конструкций опор в виде программ расчета на ЭМ.

1.4. На основе анализа принципа действия, достоинств и недостатков определены пути улучшения характеристик газостатических опор: создание на рабочих поверхностях локальных несущих зон, применение опор пневмомеханического типа с упругим или бесконтактным электромагнитным поджимным устройством, использование нагрузки на опору в качестве регулируемого параметра в САРС зазора, применение демпферов для улучшения характеристики сопротивления, разработка конструкций, обеспечивающих более высокую ожидаемую надежность опоры, выбор соответствующих материалов для рабочих поверхностей опор.

Для создания на рабочих поверхностях локальных несущих зон карманы надо выполнять в виде дискретных канавок, каждая из которых служит карманом лишь для одного сопла. При этом весьма существенным является расстояние между торцами карманов, определяемое в зависимости от пути истечения газа из кармана в окружающую среду.

Опора пневмомеханического типа представляет собой комбинацию газостатической опоры с поджимным устройством. Конструкция обеспечивает более высокую жесткость опоры и может эффективно использоваться для подавления автоколебаний типа "пневмомолот", а также регулирования в определенных пределах характеристики сопротивления опоры. Разработаны конструкции поджимных устройств контактного (с упругим элементом) и бесконтактного (электромагнитного) типов.

В известных системах авторегулирования и стабилизации высоты смазочного зазора регулируемым параметром является давление подводимого газа. Основные недостатки таких САРС - усложнение конструкции опоры и весьма узкий частотный диапазон функционирования, так как из-за сжимаемости газа система обладает большой инерционностью. Эти недостатки устраняются при использовании разработанного принципа авторегулирования и стабилизации зазора, при котором регулируемым параметром служит действующая нагрузка.

Повышение характеристики сопротивления опоры возможно за счет применения демпферов. Однако, реализация этого пути осложняется необходимостью обеспечения бесконтактного взаимодействия элементов опоры и демпфера. Для решения этой задачи разработана конструкция

бесконтактного электромагнитного демпфера.

Необходимость обеспечения высокой надежности бесконтактного функционирования газостатической опоры обусловлена свойствами газов. На базе теоретических основ расчета надежности машин, разработанных Волчкевичем, Дружининым, Половко, Прониковым, Решетовым и др., для оценки ожидаемой надежности различных конструктивных вариантов опор предложен ряд критериев. Для расчета надежности по каждому из критериев можно использовать известные методы с детерминированными или случайными параметрами. Эксперименты показали, что опора с локальными несущими зонами обладает более высокой надежностью бесконтактного функционирования.

Один из возможных путей повышения работоспособности газовых опор связан с выбором соответствующих материалов для рабочих поверхностей. Этому вопросу посвящены работы Пинегина, Петрова, Гудченко, Семенова, Муррея, Петерсона и др.

1.5. Экспериментальные исследования выполнены на специальных стендах и натурных образцах с использованием стандартной контрольно-измерительной и регистрирующей аппаратуры, а также соответствующих методов планирования экспериментов и обработки результатов.

2. РАСЧЕТ НАПРАВЛЯЮЩИХ ПРИ СТАТИЧЕСКОЙ НАГРУЗКЕ

2.1. Расчетная схема незамкнутых направляющих с одним рядом сопел представлена на рис. 1. С учетом принятых допущений, уравнения Навье-Стокса приводятся к усеченной форме, после интегрирования и ряда преобразований которой получим уравнение распределения давления по ширине направляющей. Интегрируя его и вычитая нагрузку от внешнего давления, получим формулу для определения несущей способности направляющей

$$P = 2m\ell \int_0^B p dx - 2BLp_a = 2B \left[\frac{2(p_k^3 - p_a^3)}{3(p_k^2 - p_a^2)} m\ell - Lp_a \right], \quad (2.1)$$

где m — число сопел, $L = m\ell + (m-1)a + 2i$.

Размеры a и i должны обеспечивать создание локальных несущих зон и выбираются в соответствии с рекомендациями.

Уравнение баланса секундных массовых расходов после преобразований можно записать в виде

$$(\bar{p}_1 - \bar{p}_k) \bar{p}_k = K(\bar{p}_k^2 - 1)^2, \quad (2.2)$$

где величина коэффициента K зависит от размеров опоры и параметров подводимого газа, $\bar{p}_1 = p_1/p_a$, $\bar{p}_k = p_k/p_a$.

Дифференцируя (2.2) по h как неявную функцию и решая затем уравнение

$$\frac{\partial}{\partial \alpha} \left(\frac{\partial \bar{p}_k}{\partial h} \right) = 0, \quad (2.3)$$

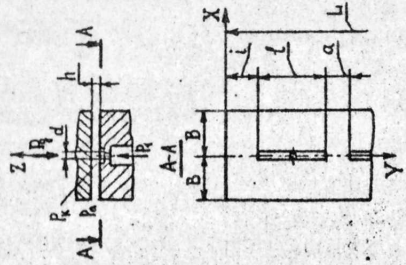


Рис. 1

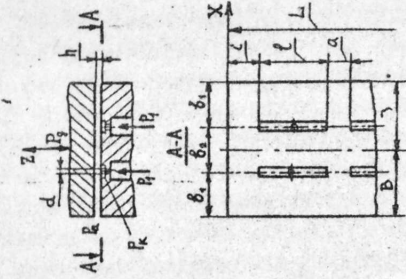


Рис. 3

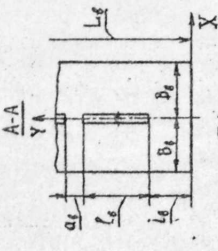


Рис. 4

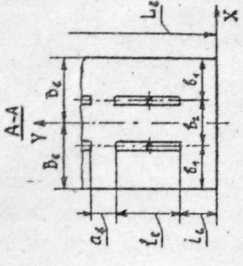


Рис. 5

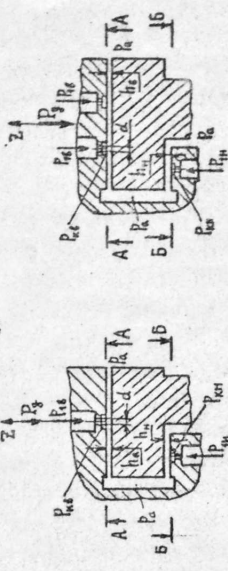


Рис. 6

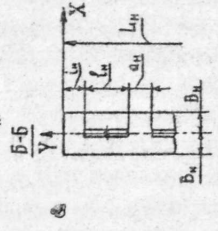


Рис. 7

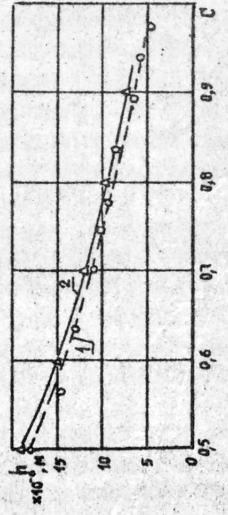


Рис. 2

Находим $K_{опт} = f'(\bar{p}_k)$, соответствующее максимальной жесткости газостатической направляющей. Согласно определению, жесткость опоры равна

$$c = \frac{dP}{dh} = 8V m \ell p_a \frac{K \bar{p}_k (\bar{p}_k^4 - 3\bar{p}_k^2 + 2\bar{p}_k)}{h[\bar{p}_k^2 + K(3\bar{p}_k^4 - 2\bar{p}_k^2 - 1)]} \quad (2.4)$$

На базе вышеизложенного разработан метод расчета, исходные данные и последовательность которого приведены в диссертации.

Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV. Распечатка результатов реализации программы содержит все конструктивные размеры направляющей и параметры газа. Алгоритм решения задачи минимизирует: площадь рабочей поверхности направляющей, число сопел, отклонение высоты смазочного зазора от желательной величины, диаметр сопла, расход сжатого газа; максимизирует жесткость направляющей. Этими качествами обладают и другие разработанные программы расчета направляющих и подпятников.

Результаты экспериментальной проверки корректности разработанного метода расчета представлены на рис. 2 (1-эксперимент, 2-расчет). Погрешность не превышает 6%.

2.2. Расчетная схема незамкнутой направляющей с двумя рядами сопел представлена на рис. 3. Для каждой локальной несущей зоны в установившемся режиме работы приняты дополнительные допущения, определяемые характером истечения газа. Несущая способность направляющей

$$P = \frac{2}{3} \frac{\bar{p}_k^3 - \bar{p}_a^3}{\bar{p}_k^2 - \bar{p}_a^2} b, m \ell + 0,5 m \ell b_2 \bar{p}_k - 2 B L p_a,$$

где m — суммарное число сопел в двух рядах, $L = 0,5 m \ell + 0,5(m-2)a + 2i$.

Уравнение баланса массовых расходов приводится к виду (2.2).

Жесткость направляющей

$$c = \frac{dP}{dh} = K m p_a \ell \bar{p}_k \frac{4 b_1 (\bar{p}_k^4 - 3\bar{p}_k^2 + 2\bar{p}_k) + 3 b_2 (\bar{p}_k^2 - 1)^2}{h[\bar{p}_k^2 + K(3\bar{p}_k^4 - 2\bar{p}_k^2 - 1)]}$$

Исходные данные и последовательность расчета приведены в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными качествами.

2.3. Замкнутые газостатические направляющие обычно реализуют в соответствии с одним из двух конструктивных вариантов.

Расчетная схема первого варианта конструкции представлена на рис. 4. Несущая способность направляющей в общем случае равна

$$P = P_g - P_n = 2 \left\{ B_g \left[\frac{2(\bar{p}_k^3 - \bar{p}_a^3)}{3(\bar{p}_k^2 - \bar{p}_a^2)} m_g \ell_g - L_g p_a \right] - B_n \left[\frac{2(\bar{p}_k^3 - \bar{p}_a^3)}{3(\bar{p}_k^2 - \bar{p}_a^2)} m_n \ell_n - L_n p_a \right] \right\}$$

Рассмотрен также частный случай, когда $L_g = L_n$, $m_g = m_n$, $\ell_g = \ell_n$.

Уравнения баланса массовых расходов приводятся к виду (2.2).

Приведенная жесткость замкнутой направляющей $c = c_g + c_n$, где жест-

кость опорной C_e и замыкающей C_n направляющих можно определить по (2.4). Исходные данные и последовательность расчета, существенно отличающаяся от расчета незамкнутых направляющих, приведены в диссертации. При этом рассмотрены варианты, в которых газ подводится к опорной и замыкающей направляющим под одинаковым или различным давлением. Для машинной реализации расчета замкнутой направляющей по данной расчетной схеме разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами.

Расчетная схема второго варианта конструкции замкнутой газостатической направляющей представлена на рис. 5.

Несущая способность направляющей в общем случае равна

$$P = P_e - P_n = \frac{2}{3} \left[\frac{P_k^3 - P_a^3}{P_n^3 - P_a^3} b_1 m_1 l_e - \frac{2(P_k^3 - P_a^3)}{P_n^3 - P_a^3} B_n m_n l_n \right] + 0.5 m_e l_e b_2 P_k - 2 P_a (B_e l_e - B_n l_n).$$

Рассмотрен также частный случай, когда $b_1 = B_n$, $m_e = 2m_n$, $l_e = l_n$, $l_e = l_n$.

Уравнения баланса массовых расходов для опорной и замыкающей направляющих приводятся к виду (2.2).

Приведенная жесткость замкнутой направляющей $C = C_e + C_n$.

Последовательность расчета приведена в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами.

3. РАСЧЕТ ПОДПЯТНИКОВ И КРУГОВЫХ НАПРАВЛЯЮЩИХ ПРИ СТАТИЧЕСКОЙ НАГРУЗКЕ

3.1. Расчетная схема подпятника с осесимметричным соплом представлена на рис. 6. Из уравнений Навье-Стокса, преобразованных к полярным координатам, получаем формулу распределения давления в смазочном зазоре

$$P' = \sqrt{P_k^2 - (P_k^2 - P_n^2) \frac{l_n z - l_n z_n}{l_n z_n - l_n z_k}} \quad (3.1)$$

Однако, использование (3.1) приводит к сложному и физически малонаглядному решению, использование которого затрудняет расчет и анализ влияния параметров подпятника на его характеристики. Поэтому, учитывая, что для потока газа в зазоре число Маха $M \ll 1$ и используется газ низкого давления, можно воспользоваться приближенным выражением для распределения давления в зазоре

$$P_n = P_{nk} (l_n z_n - l_n z) / (l_n z_n - l_n z_k). \quad (3.2)$$

Несущая способность

$$P = 2\pi \int_{z_k}^{z_n} P_n z dz + \pi z_k^2 P_{nk} = \frac{\pi}{2} \frac{z_n^2 - z_k^2}{l_n z_n - l_n z_k} P_{nk}.$$

Уравнение баланса массовых расходов приводится к виду (2.2). Решив уравнение (2.3) находим $K_{опт}$. Жесткость подпятника равна

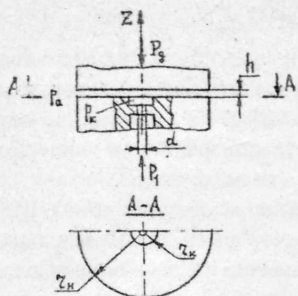


Рис. 6

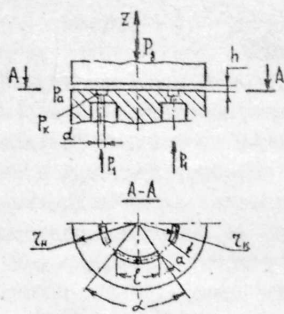


Рис. 7

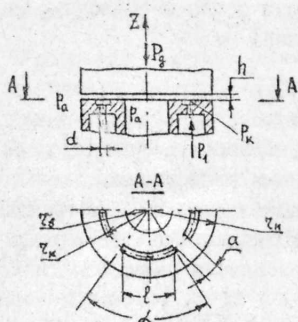


Рис. 8

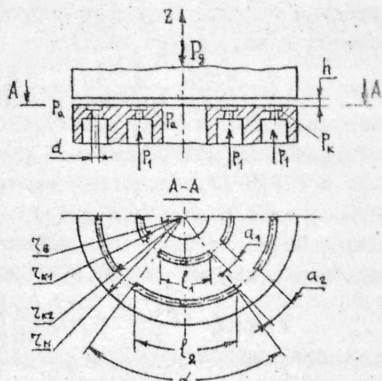


Рис. 9

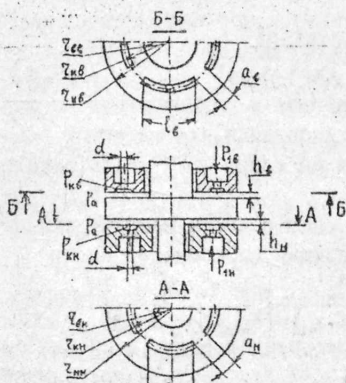


Рис. 10

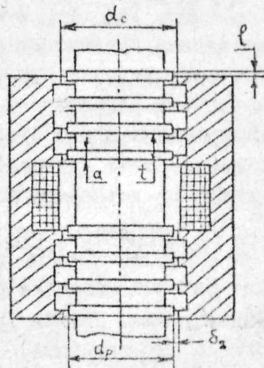


Рис. 11

$$c = \frac{3\eta P_n}{h} \frac{z_n^2 - z_k^2}{\ln z_n - \ln z_k} \frac{\kappa \bar{R}_k (\bar{R}_k^2 - 1)^2}{\bar{P}_k^2 + \kappa (3\bar{P}_k^4 - 2\bar{P}_k^2 - 1)}$$

Исходные данные такие же как и для направляющих. Последовательность расчета изложена в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами. Результаты расчета содержат все конструктивные размеры, параметры и характеристики подпятника.

3.2. Расчетная схема подпятника с центральной несущей зоной представлена на рис. 7. Распределение давления в радиальном направлении на участке $z_k < z < z_n$ определяется выражением (3.2). Несущая способность равна

$$P = \frac{\pi \Delta m}{180} \int_{z_k}^{z_n} p_z dz + \frac{\pi \Delta z_k^2 m}{360} P_{\text{шк}} = \frac{\ell m}{4 z_k} \frac{z_n^2 - z_k^2}{\ln z_n - \ln z_k} P_{\text{шк}} \quad (3.3)$$

Уравнение баланса массовых расходов через соплó и смазочную щель сводится к виду (2.2). Жесткость подпятника равна

$$c = \frac{3\ell m P_n}{2h z_k} \frac{z_n^2 - z_k^2}{\ln z_n - \ln z_k} \frac{\kappa \bar{R}_k (\bar{R}_k^2 - 1)^2}{\bar{P}_k^2 + \kappa (3\bar{P}_k^4 - 2\bar{P}_k^2 - 1)}$$

Исходные данные и последовательность расчета приведены в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами.

3.3. Кольцевые подпятники и круговые направляющие по конструкции аналогичны. Расчетная схема кольцевого подпятника с одним рядом сопел представлена на рис. 8. Несущая способность равна

$$P = P_n + P_c - 2 \frac{\pi z_k^2 \Delta m}{360} P_{\text{шк}} = P_{\text{шк}} \frac{\ell m}{4 z_k} \left[\frac{z_n^2 - z_k^2}{\ln z_n - \ln z_k} - \frac{z_k^2 - z_c^2}{\ln z_k - \ln z_c} \right]$$

Уравнение баланса массовых расходов сводится к виду (2.2). Жесткость кольцевого подпятника равна

$$c = \frac{3\ell m P_n}{2h z_k} \left(\frac{z_n^2 - z_k^2}{\ln z_n - \ln z_k} - \frac{z_k^2 - z_c^2}{\ln z_k - \ln z_c} \right) \frac{\kappa \bar{R}_k (\bar{R}_k^2 - 1)^2}{\bar{P}_k^2 + \kappa (3\bar{P}_k^4 - 2\bar{P}_k^2 - 1)} \quad (3.4)$$

Исходные данные, последовательность расчета и рекомендации по выбору некоторых величин приведены в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами.

3.4. Расчетная схема круговой направляющей с двумя концентричными рядами сопел представлена на рис. 9. Несущая способность равна

$$P = P_n + P_c - 2 \frac{\pi z_k^2 \Delta m}{360} P_{\text{шк}} = \frac{m P_{\text{шк}}}{4} \left[\ell_2 \frac{z_n^2 - z_{k2}^2}{z_{k2} (\ln z_n - \ln z_{k2})} - \ell_1 \frac{z_n^2 - z_c^2}{z_{k1} (\ln z_{k1} - \ln z_c)} \right]$$

Уравнение баланса массовых расходов сводится к виду (2.2). Для определения $K_{\text{от}}$ надо решить уравнение (2.3). Жесткость направляющей равна

$$c = \frac{3\pi R_k}{2h} \left[l_2 \frac{z_k^2 - z_{k2}^2}{z_{k2}(\ln z_{k1} - \ln z_{k2})} - l_1 \frac{z_{k1}^2 - z_{k2}^2}{z_{k1}(\ln z_{k1} - \ln z_{k2})} \right] \frac{K \bar{p}_k (\bar{p}_k^2 - 1)^2}{\bar{p}_k^2 + K(3\bar{p}_k^4 - 2\bar{p}_k^2 - 1)}$$

Исходные данные, последовательность расчета и рекомендации по выбору некоторых размеров, обеспечению образования логичных несущих зон и технологичности конструкции приведены в диссертации. Для машинной реализации расчета разработана программа на языке ФОРТРАН-IV, обладающая вышеуказанными свойствами.

3.5. Расчетная схема замкнутых подпятников и круговых направляющих представлена на рис. 10. Примем, что к опорному (нижнему) и замыкающему (верхнему) подпятникам подводится сжатый газ одинакового давления. Тогда несущая способность равна

$$P = P_k - P_2 = m \left[\frac{P_{k1} l_{k1}}{4z_{k1}} \left(\frac{z_{k1}^2 - z_{k2}^2}{\ln z_{k1} - \ln z_{k2}} - \frac{z_{k2}^2 - z_{k3}^2}{\ln z_{k2} - \ln z_{k3}} \right) - \frac{P_{k2} l_{k2}}{4z_{k2}} \left(\frac{z_{k2}^2 - z_{k3}^2}{\ln z_{k2} - \ln z_{k3}} - \frac{z_{k3}^2 - z_{k4}^2}{\ln z_{k3} - \ln z_{k4}} \right) \right]$$

Уравнения баланса массовых расходов для верхнего и нижнего подпятников сводятся к (2.2). Значение $K_{опт}$ определяется решением уравнения (2.3). Жесткость замкнутого подпятника $C = C_k + C_c$, где C_k и C_c определяются выражением (3.4) с соответствующими индексами. Исходные данные, последовательность расчета и программа на языке ФОРТРАН-IV для его машинной реализации приведены в диссертации. Рассмотрен также частный случай, когда к опорному и замыкающему подпятникам подводится газ различного давления. Кроме этого, рассмотрен вариант, когда опорный подпятник имеет центральную несущую зону.

3.6. Для проверки корректности вышеизложенных методов расчета были экспериментально определены статические характеристики $h = f(p_2)$ по нагрузке при различных значениях диаметра сопла, давления подводимого газа и площади рабочей поверхности для подпятников с осесимметричным соплом, с центральной несущей зоной, кольцевого. Для указанных типов подпятников расчет дает заниженные значения высоты h смазочного зазора. Рассогласование уменьшается при увеличении безразмерной нагрузки и в пределах ее рабочего диапазона ($C = 0,7 \dots 0,9$) не превышает 8%. Объяснена причина такого рассогласования.

Для замкнутого подпятника (рис. 10) статические характеристики по нагрузке получены при различной величине суммарного зазора $\Sigma h = h_c + h_n$. И в этом случае расчетные значения несколько меньше экспериментальных, хотя рассогласование уменьшилось.

3.7. Выполнено экспериментальное исследование электромагнитного поджимного устройства (ЭМПУ) (рис. 11) с целью определения лучшего конструктивного варианта размещения электрической обмотки, опреде-

1976/1

ления лучшего профиля поперечного сечения гребешка из условия обеспечения наибольшего тягового усилия, определения зависимости тягового усилия от величины взаимного смещения гребешков ротора и статора. Исследование выполнено на специальном стенде. Ротор закреплялся неподвижно, а статор монтировался на подвижной каретке. Для снижения влияния сил трения в направляющих на результаты эксперимента, каретка перемещалась по направляющим пневмомеханического типа.

Эксперименты показали, что более эффективным является: размещение обмотки в кольцевой выточке статора; применение прямоугольного профиля поперечного сечения гребешка. Максимум тягового усилия наблюдается при отношении $l/a \approx 0,85$, где a — ширина гребешка.

Установлено существенное влияние на величину тягового усилия отношения a/t . Тяговое усилие ЭМПУ имеет максимум при $a/t \approx 0,25$. 3.8. Расчетная схема ЭМПУ представлена на рис. II. Рассматривая энергию, сосредоточенную только в рабочем зазоре, при ненасыщенном магнитопроводе величину тягового усилия ЭМПУ можно представить в виде

$$P_2 = 0,5(Iw)_\delta^2 \frac{dG_\delta}{d\delta}, \quad (3.5)$$

где: $(Iw)_\delta$ — часть магнитодвижущей силы, расходуемая на проведение магнитного потока через рабочий зазор; I — сила тока; w — число витков обмотки; G_δ — магнитная проводимость рабочего зазора.

Изменение проводимости рабочего зазора при осевом относительном смещении гребешков ротора и статора может быть задано аналитически при условии, что гребешки ротора хотя бы частично перекрывают гребешки статора. Для этого вводится понятие фиктивного зазора δ_f между гладкими поверхностями, эквивалентного по проводимости действительному зазору δ_g между гребенчатыми поверхностями. После определения выражений $dG_\delta/d\delta$ и $d\delta_f/d\delta$, получена громоздкая формула, определяющая изменение проводимости $dG_\delta/d\delta$ воздушного зазора при смещении гребешков. В практических расчетах целесообразно пользоваться приближенным выражением, получаемым заменой $\ln[(r_f + \delta_f)/r_f]$ первым членом его разложения в степенной ряд. Корректность такой замены подтверждена численной проверкой в широком диапазоне изменения фиктивного зазора.

Учитывая результаты экспериментального исследования, после ряда преобразований получено выражение для максимального тягового усилия

$$P_3 = -0,5(Iw)_\delta^2 \frac{\mu_m l_p r_p}{2\delta_g t}.$$

Сравнение экспериментальных и расчетных функций тягового усилия ЭМПУ от магнитодвижущей силы обмотки показало, что при ненасыщенном состоянии магнитопровода рассогласование весьма незначительно, графики практически сливаются.

4. ДИНАМИКА УЗЛА НА ГАЗОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРАХ

Принят ряд допущений, позволяющих реальную систему заменить приведенной с конечным числом степеней свободы. Кроме того, принято: текущие эпюры распределения давления в опоре при колебаниях ПЧГО и в равновесном состоянии системы качественно аналогичны; изменение высоты смазочного зазора, давления в кармане и смазочном зазоре соответствуют простой синхронности.

4.1. Изменение массы газа в опоре при колебаниях ПЧГО, выраженное через объем и плотность, равно

$$\frac{dM}{dt} = Q_m^+ - Q_m^- = \rho_k' (V_k + V_{z2})' + \rho_k (V_k + V_{z2}), \quad (4.1)$$

где Q_m^+ и Q_m^- — массовый расход газа поступающего и вытекающего из опоры, ρ_k и V_k — плотность и объем газа в кармане, V_{z2} — эквивалентный объем смазочной щели, определяемый с учетом переменности массы и плотности.

Под равновесным состоянием опоры понимаем установившееся состояние равновесия при статической нагрузке. Равновесные значения величин обозначаем нулевым индексом. Для произвольного положения ПЧГО при колебаниях, с учетом принятых допущений, можем записать

$$h = h_0 \left(1 - \frac{q}{h}\right), \quad q = \Delta h, \quad V_3 = V_k + V_{z2} = V_{k0} \left(1 - \frac{q}{h}\right) + V_{z0} \left(1 - \frac{q}{h}\right) = V_{z0} \left[1 - q \left(\frac{V_{k0}}{h_{k0} V_{z0}} + \frac{V_{z0}}{h_0 V_{z0}}\right)\right] \quad (4.2)$$

Изменение массы газа в опоре при колебаниях ПЧГО, выраженное изменяющимися массовыми расходами через сопло и смазочную щель

$$\frac{dM}{dt} = Q_m^+ - Q_m^- = Q_{m0} \left(\frac{3q}{h_0} - \frac{\Delta R_k}{2 R_{k0}} \frac{6 R_{k0}^3 - 5 R_k R_{k0}^2 - 2 R_k^2 R_{k0} + R_k R_{k0}^2}{R_{k0}^3 - R_k R_{k0}^2 - R_k^2 R_{k0} + R_k R_{k0}^2} \right). \quad (4.3)$$

Приравняв (4.1) и (4.3), с учетом (4.2) и линеаризованного уравнения политропы, после преобразований получим реологическое уравнение газостатической опоры при колебаниях ПЧГО, соответствующее стандартному линейному телу

$$a_r \ddot{p}_r + \dot{p}_r = b_r \dot{q} + c_r q, \quad (4.4)$$

в котором коэффициенты определяются через размеры и равновесные параметры. Особенностью (4.4) является возможность релаксации. Анализ показал, что если не учитывать упругость, сжимаемость или рассматривать газ в опоре как несжимаемую ньютоновскую среду, то уравнение (4.4) трансформируется к виду, соответствующему реологическим моделям Максвелла, Фойхта-Кельвина, вязкого тела.

Из уравнения (4.4) следует, что при колебаниях ПЧГО в опоре генерируется дополнительная сила P_p . Эта сила не учитывается в известных математических моделях, что является одной из причин большой погрешности расчета параметров колебаний и динамических характеристик газостатических опор.

Изложены методы определения коэффициентов уравнения (4.4) для различных конструкций направляющих и подпятников.

4.2. Математическая модель газостатического подпятника при свободных колебаниях ПЧГО может быть представлена в виде

$$m\ddot{q} + \beta|\dot{q}|^n \operatorname{sign} \dot{q} + c_q q + P_p = 0$$

$$a_p P_p + P_p = b \dot{q} + c_q q$$

После подстановок и преобразований получим

$$\ddot{q} + \epsilon \dot{q} + \beta|\dot{q}|^n \operatorname{sign} \dot{q} + \epsilon \omega_0^2 q = 0 \quad (4.5)$$

К такому же виду приводится математическая модель при свободных колебаниях ПЧГО на газостатических направляющих.

Уравнение (4.5) не имеет точного решения в квадратурах. Поэтому первоначально исследован частный случай при $n=1$. Решение дифференциального уравнения в этом случае имеет вид

$$q(t) = C_1 e^{-\epsilon t} + e^{-\lambda t} (C_2 \sin \omega_1 t + C_3 \cos \omega_1 t) \quad (4.6)$$

Для определения C_1, C_2, C_3 надо воспользоваться тремя начальными условиями, определяющими $q(0), \dot{q}(0)$ и $\ddot{q}(0)$. Два первых из этих условий характеризуют начальное возбуждение ПЧГО, а третье – начальное возбуждение равновесного состояния газовой пленки. Оно заключается в указании начального значения силы $P_p(0)$, определяемого путем анализа уравнения (4.4). Определив $P_p(0)$, находим ускорение $\ddot{q}(0)$ из соотношения $m\ddot{q}(0) = -P_p(0)$. Начальное возбуждение силы $P_p(0)$ вызывается начальным смещением ПЧГО и зависит от смещения $q(0)$ и от скорости, с которой ПЧГО была смещена. Таким образом, приходим к понятиям "длительного" и "мгновенного" коэффициентов жесткости газостатической опоры. Для нахождения $q(t)$ в общем случае, применен метод энергетического баланса. Работа, совершаемая силой неупругого сопротивления за цикл

$$A = -\beta \int_0^T |\dot{q}|^{n-1} \dot{q}^2 dt = -\beta \int_0^T |\dot{q}|^{n+1} dt \quad (4.7)$$

Движение системы за цикл можно, приближенно, описать зависимостью

$$q = a_c \cos \omega_c t \quad (4.8)$$

Подставив (4.8) в (4.7), после преобразований и интегрирования получим

$$A = -4\beta a_c^{n+1} \omega_c^n I(n), \quad (4.9)$$

где
$$I(n) = \int_0^{2\pi} \sin^{n+1} \psi d\psi = \frac{\pi}{2^{n+2}} \frac{\Gamma(u_1+1)}{[\Gamma(u_2+1)]^2}, \quad u_1 = n+1, u_2 = u_1/2, \quad \Gamma(\cdot) - \text{гамма-функция.}$$

Если затухание в системе не очень велико, то изменение потенциальной энергии за цикл можно представить в виде

$$\Delta U = \frac{1}{2} c_0 \left\{ [a_{i+1} + e^{-\tau t} (1 - \tau e^{-\tau t})^2] - (a_i + e^{-\tau t})^2 \right\} \approx c_0 a_i \Delta a_i, \quad (4.10)$$

где c_0 — коэффициент жесткости, a_i — амплитуды колебаний.

Приравняв (4.9) и (4.10), получим уравнение в конечных разностях, которое после подстановок и преобразований сводится к нелинейному дифференциальному уравнению с разделяющимися переменными. Интегрируя последнее при начальных условиях $t=0, a(0)=a_0$, получим выражение, определяющее огибающую свободных колебаний

$$a_c = a_0 / \sqrt{1 + \frac{2\beta(n-1)\omega_1^{n+1} I(n) a_0^{n-1}}{\pi c_0} t}.$$

Конкретный вид огибающей определяется величиной показателя степени n . Рассмотрены частные случаи: $n=0$; $n=1$; $n=2$. Получены выражения для трех безразмерных характеристик демпфирования: относительного рассеяния энергии за цикл колебаний, логарифмического декремента колебаний и относительного затухания.

4.3. Дифференциальное уравнение движения ПЧТО при воздействии внешней гармонической возбуждающей силы можно представить в виде

$$\ddot{q} + \varepsilon \dot{q} + \beta |q|^n \operatorname{sign} \dot{q} + \omega_0^2 q = F_2 \sin \omega t. \quad (4.11)$$

Точного решения этого уравнения в квадратурах не существует. Для нахождения приближенного решения использован метод энергетического баланса. Уравнение энергетического баланса имеет вид

$$\beta \int_0^T |\dot{q}|^{n-1} \dot{q}^2 dt = \int_0^T \beta_0 \dot{q}^2 dt. \quad (4.12)$$

Примем, что стационарный колебательный процесс при нелинейном сопротивлении можно приближенно описать законом такого же вида, как и при линейном сопротивлении. Следовательно, предварительно надо найти частное решение уравнения

$$\ddot{q} + \varepsilon \dot{q} + \beta \dot{q} + \varepsilon \omega_0^2 q = F_2 \sin \omega t, \quad (4.13)$$

которое будем искать в виде

$$q_2 = C_4 \sin \omega t + C_5 \cos \omega t.$$

Воспользовавшись методом неопределенных коэффициентов, найдем

$$q_2 = - \frac{F_2}{(\omega^3 - \beta\omega)^2 + \varepsilon^2(\omega^2 - \omega_0^2)^2} \left[\varepsilon(\omega^2 - \omega_0^2) \sin \omega t - (\omega^3 - \beta\omega) \cos \omega t \right] = -a_{cr} \sin(\omega t - \varphi), \quad (4.14)$$

где

$$a_{cr} = F_2 / \sqrt{(\omega^3 - \beta\omega)^2 + \varepsilon^2(\omega^2 - \omega_0^2)^2}.$$

Благодаря периодичности стационарного режима сдвиг по фазе не учитываем и приближенное решение уравнения (4.11) представим в виде

$$q = a_{ct} \cos \omega t. \quad (4.15)$$

После подстановки (4.15) в (4.12), интегрирования и преобразований, находим эквивалентный коэффициент сопротивления

$$\beta_0 = \frac{4\beta(a_{ct}\omega)^{n-1}}{\pi} I(n) \quad (4.16)$$

Теперь задача о вынужденных колебаниях ПЧГО сводится к решению эквивалентного линейного дифференциального уравнения (4.13), в котором $\beta = \beta_0$. Согласно принятому допущению, стационарные вынужденные колебания нелинейной системы можно описать выражением (4.14), в котором

$$a_{ct} = F_2 / \sqrt{(\omega^3 - \beta_0 \omega)^2 + \varepsilon^2 (\omega^2 - \omega_0^2)^2} \quad (4.17)$$

Согласно (4.16) $\beta_0 = f(a_{ct})$. Следовательно, выражение (4.17) является уравнением и для определения амплитуды надо решить совместно (4.16) и (4.17).

4.4. Движение ПЧГО, к которой в момент времени $t = \xi$ приложен импульс S , описывается выражением (4.6). Определив постоянные интегрирования из начальных условий, получим

$$q(t) = S \left\{ \frac{2\lambda e^{-\theta(t-\xi)}}{a_p m_2 [(\theta-\lambda)^2 + \omega_1^2]} + \frac{e^{-\lambda(t-\xi)}}{a_p m_2} \left[\frac{\theta^2 + \omega_1^2 - \lambda^2}{[\omega_1 [(\theta-\lambda)^2 + \omega_1^2]} \sin \omega_1(t-\xi) - \frac{2\lambda}{(\theta-\lambda)^2 + \omega_1^2} \cos \omega_1(t-\xi) \right] \right\} = SR(t, \xi).$$

Это выражение является временной динамической характеристикой газостатической опоры, в которой $R(t, \xi)$ является импульсной переходной функцией. Если (4.6) записать в физически более наглядном виде

$$q(t) = C_1 e^{\theta t} + a_c e^{-\lambda t} \sin(\omega_1 t - \varphi), \quad (4.18)$$

то

$$q(t) = S \left(\frac{2\lambda e^{-\theta(t-\xi)}}{a_p m_2 [(\theta-\lambda)^2 + \omega_1^2]} + \frac{\sqrt{(\theta^2 - \lambda^2 + \omega_1^2)^2 + 4\lambda^2 \omega_1^2}}{a_p m_2 \omega_1 [(\theta-\lambda)^2 + \omega_1^2]} e^{-\lambda(t-\xi)} \sin[\omega_1(t-\xi) - \varphi] \right) = SR(t, \xi). \quad (4.19)$$

Анализ большого числа экспериментальных виброграмм показал, что в ряде случаев в моменты времени, соответствующие максимумам полуразмахов колебаний, величина первого слагаемого в (4.18) значительно меньше значений второго. Поэтому рассмотрен приближенный способ описания динамической характеристики, когда первым слагаемым в (4.18) пренебрегают. В этом случае существенно упрощается выражение импульсной переходной характеристики.

4.5. Движение ПЧГО, к которой в момент времени $t = \xi$ приложено ступенчатое воздействие F_1 , можно приближенно описать уравнением

$$\ddot{q} + \varepsilon \ddot{q} + \beta \dot{q} + \varepsilon \omega_0^2 q = F_1 / a_p m_2. \quad (4.20)$$

Общее решение этого уравнения можно представить в виде

$$q(t) = F_1 \left[\frac{1}{C_0} - \frac{e^{-\theta(t-\xi)}}{C_0} \left[1 + \frac{\theta \sin \omega_1 \xi}{(\theta - \lambda) \sin \omega_1 \xi + \omega_1 \cos \omega_1 \xi} + \frac{a_p m_p \theta e^{-\lambda \xi} [(0 - \lambda^2 + \omega_1^2) \sin \omega_1 \xi + 2 \lambda \omega_1 \cos \omega_1 \xi] - a_p m_p \theta^2 + \delta_p}{a_p m_p [(\theta - \lambda)^2 + \omega_1^2]} \right] + \right. \\ \left. + a_p e^{-\lambda(t-\xi)} \cos(\omega_1 t + \varphi) \right] = F_1 R_1 \quad (4.21)$$

Как и при импульсном воздействии, при определенных условиях можно пренебречь экспоненциальной составляющей движения ПЧГО. В этом случае общее решение можно представить в виде

$$q(t) = F_1 \left[\frac{1}{C_0} + a_p e^{-\lambda(t-\xi)} \cos[\omega_1(t-\xi) + \delta] \right] = F_1 R_2 \quad (4.22)$$

Выражения (4.21) и (4.22) определяют временную динамическую характеристику узла на газостатической опоре. Функции R_1 и R_2 являются единичными переходными функциями.

4.6. На систему в течение времени $(0, t)$ действует сила, изменяющаяся по произвольному закону и удовлетворяющая условиям: $F_1(0) = 0$; в интервале времени $(0, t)$ функция непрерывна. Уравнение движения можно привести к виду

$$\ddot{q} + \varepsilon \dot{q} + \beta \dot{q} + \varepsilon \omega_1^2 q = F_1(t)/a_p m_2.$$

Временную динамическую характеристику системы можно найти, представив возбуждающую силу $F_1(t)$ как последовательность элементарных импульсов $F_1(\xi) d\xi$ или как последовательность элементарных ступенчатых воздействий $\dot{F}_1(\xi) d\xi$.

4.7. Для создания пневмомеханических направляющих с оптимальными статическими и динамическими характеристиками надо обеспечить определенную жесткость поджимного элемента. На стадии проектирования нельзя предсказать закон изменения возбуждающей силы во времени, но можно оценить максимальное значение этой силы, что позволяет определить величину, которую не превзойдет координата системы при нарушении равновесия. Уравнение движения системы запишем в виде

$$\ddot{q} + \varepsilon \dot{q} + \beta \dot{q} + \varepsilon \omega_1^2 q = M(t)/a_p m_2,$$

где $M(t) = M_0 f(t)$ — возбуждающий момент, $|f(t)| \leq 1$, M_0 — максимальная величина возбуждающего момента.

Рассматривая возбуждающий момент как последовательность единичных импульсов $M(\xi) d\xi$ и интегрируя, получим для нулевых начальных условий

$$q(t) = \frac{1}{a_p m_2 \omega_1} \int_0^t M(\xi) e^{-\lambda(t-\xi)} \sin \omega_1(t-\xi) d\xi \quad (4.23)$$

Максимальную величину отклонения $q(t)$ можно определить, оценив по модулю интеграл в (4.23). После интегрирования и ряда преобразований, получаем выражение, определяющее величину $|q(t)|$, зная которую переходим к расчету жесткости поджимного устройства. Получены также

выражения $|q(t)|$ для частных случаев, когда нагрузка изменяется по определенному закону.

Для машинной реализации расчета на языке ФОРТРАН-IV разработаны две программы. В одной из них в исходных данных указывается минимальная допустимая приведенная жесткость. Эта программа предназначена для расчета направляющих, работающих при статической нагрузке (например, направляющие столов прецизионных измерительных машин и т.п.). В исходных данных другой программы указывается максимальная допустимая амплитуда вынужденных колебаний ПЧО. Эта программа предназначена для расчета направляющих, работающих в условиях динамической нагрузки (например, направляющие столов, шпиндельных головок многоцелевых станков и т.п.). Обе программы обладают свойствами, указанными ранее.

4.8. Экспериментальное исследование пневмомеханических направляющих при гармонической внешней нагрузке выполнено на специальном стенде. Применение электромагнитного вибратора позволило осуществить бесконтактное приложение нагрузки. Изменение высоты смазочного зазора под действием внешней нагрузки регистрировалось с помощью бесконтактных индуктивных датчиков и соответствующей аппаратуры. Шаг изменения частоты возбуждающей силы не превышал 2 Гц. Анализ АЧХ обычных газостатических и пневмомеханических направляющих свидетельствует о существенных достоинствах последних.

Экспериментально определено также среднее значение логарифмического декремента колебаний для исследуемых типов направляющих. Установлено, что в пневмомеханических направляющих возможно регулирование характеристики сопротивления, что является достоинством.

5. ИССЛЕДОВАНИЕ НЕСТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМОВ ПОДПЯТНИКОВ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ДАВЛЕНИЯ ПОДВОДИМОГО СЖАТОГО ГАЗА

Нестационарные процессы в газостатических опорах при изменении давления подводимого газа наблюдаются при включении или отключении подачи газа, а также в процессе функционирования системы автоматической стабилизации высоты смазочного зазора, в которой регулируемым параметром служит давление подводимого газа. Надежность бесконтактного функционирования опоры непосредственно связана с этими процессами, так как контакт рабочих поверхностей возможен при несогласованности начала или окончания движения ПЧО с временем указанных переходных процессов.

5.1. Исследован нестационарный процесс в газостатическом подпятнике с осесимметричным соплом. Определена зависимость постоянной времени T нестационарного процесса и запаздывания τ от типа сопротив-

ления на входе (простая и кольцевая диафрагмы), длины подводных трубопроводов ($\ell_T = 0,85; 2,1; 4,29\text{м}$), шероховатости рабочих поверхностей ($R_a = 7,3; 4,4; 2,5; 1,3; 0,72; 0,38; 0,17\text{мкм}$), а также безразмерных: нагрузки ($C = P_1/P_2 = 0 \dots 0,95$), давления подводимого газа ($\bar{P} = P/P_0 = 2 \dots 5,5$), объема кармана ($\bar{V} = V/\ell_n = 19,0; 28,5; 39,5$), площади поперечного сечения сопла ($\bar{F} = mF/F_0 = 0,1 \cdot 10^{-4} \dots 0,75 \cdot 10^{-4}$), площади рабочей поверхности ($\bar{F}_0 = F_0/mF_n = 95,8; 127,1; 189,1$). Влияние перечисленных факторов оценивали вариацией постоянной времени T переходного процесса.

Анализ экспериментальных данных позволил сформулировать ряд выводов, которые можно использовать как рекомендации при проектировании.

5.2. Исследовано влияние вариации безразмерных $\bar{P}$, $\bar{V}$, $\bar{F}$, $\bar{F}_0$ и периметра кармана ($\bar{S} = S/s_0 = 0,278; 0,269; 0,252$) на функции $T = f(C)$ и $\tau = f(C)$ при нестационарных процессах всплывания и посадки ПЧГО в газостатическом подпятнике с центральной несущей зоной. Установлено, что изменение $\bar{P}$ и $\bar{V}$ не влияет на величину постоянной времени T в переходном процессе всплывания. В переходном процессе посадки изменение $\bar{V}$ влияет на величину постоянной времени T лишь в ограниченном диапазоне безразмерной нагрузки. Другие результаты исследования сформулированы в виде выводов, которые можно использовать в качестве рекомендаций при проектировании.

5.3. Исследовано влияние вариации вышеуказанных безразмерных параметров на функции $T = f(C)$ и $\tau = f(C)$ при нестационарных процессах всплывания и посадки в кольцевом подпятнике с локальными несущими зонами и простой диафрагмой на входе. Как и ранее, вариация давления $\bar{P}$ на функции $T = f(C)$ не влияет. С увеличением безразмерной нагрузки C возрастает величина постоянной времени T переходного процесса всплывания ПЧГО. Увеличение площади $\bar{F}$ поперечного сечения сопла приводит к уменьшению постоянной времени T переходного процесса всплывания. Влияние вариации безразмерных объема $\bar{V}$ и периметра $\bar{S}$ кармана на постоянную времени T переходного процесса всплывания не обнаружено.

В переходных процессах посадки при безразмерной нагрузке $C > 0,5$ постоянная времени T не зависит от $\bar{V}$, $\bar{F}$ и $\bar{S}$. Анализ показал, что местные максимумы функции $T = f(C)$ соответствуют участкам наибольшей кривизны статических характеристик $h = f(C)$.

Другие результаты исследования сформулированы в виде выводов, которые можно использовать в качестве рекомендаций при проектировании.

5.4. Исследовано влияние вариации давления $\bar{p} = 2 \dots 5$ и суммарного зазора $\Sigma h = h_n + h_k = (30 \cdot 10^{-6}; 60 \cdot 10^{-6}; 90 \cdot 10^{-6} \text{ м})$ на функции $T = f(C)$ и $\tau = f(C)$ при переходных процессах всплывания и посадки в замкнутом подпятнике, образованном двумя кольцевыми с локальными несущими зонами и однородным расположением сопел с простой диафрагмой.

Жесткость замкнутого подпятника увеличивается при уменьшении суммарного зазора Σh . Поэтому для уменьшения смещения ПЧГО при переменной нагрузке стремятся обеспечить минимально допустимую величину Σh . С этой же целью применяют САРС зазора, в которой регулируемым параметром служит давление $\bar{p}$. Однако, как показало исследование, чем меньше Σh , тем больше время переходного процесса, вызванного изменением $\bar{p}$. Следовательно, с уменьшением Σh существенно снижается верхняя граница частотного диапазона эффективного функционирования САРС.

Другие результаты исследования сформулированы в виде выводов, которые можно использовать как рекомендации при проектировании.

5.5. В известных САРС зазора регулируемым параметром является давление $\bar{p}$ подводимого газа. Это является причиной существенных недостатков таких САРС: большая инерционность, ограничивающая частотный диапазон компенсируемых нестационарных нагрузок; изменение несущей способности и жесткости опоры при регулировании давления $\bar{p}$ в процессе функционирования САРС. Эти недостатки существенно ограничивают область эффективного использования таких САРС.

Предложено использовать в качестве регулируемого параметра САРС нагрузку, действующую на опору $P_z = P_s + P_n + P_k$, где P_s — стационарная составляющая нагрузки (вес шпинделя и т.п.), P_n — нестационарная составляющая нагрузки (составляющая силы резания и т.п.), P_k — компенсирующая нестационарная составляющая нагрузки, генерируемая САРС. В идеальном случае $P_n = -P_k$. Величина отклонения от этого равенства зависит от инерционности САРС, генерирующей P_k . Разработана САРС, обеспечивающая бесконтактное приложение силы P_k к ПЧГО. Экспериментальная проверка показала, что при $C > 0,6$, т.е. в диапазоне безразмерных нагрузок, характерных для большинства газостатических опор, инерционность САРС с регулируемой нагрузкой значительно меньше, чем САРС с регулируемым давлением.

5.6. При изменении давления $\bar{p}$ подводимого газа давление p_k в кармане изменяется, но не мгновенно. Следовательно, можно принять $\bar{p}_k(0) = 0$ и начальные условия: $q(0) = \dot{q}(0) = \ddot{q}(0) = 0$. В этом случае в реологическом уравнении необходимо учитывать дополнительный массовый расход газа, обусловленный изменением давления $\bar{p}$. Используя тот же метод и

обозначения, получим реологическое уравнение в виде

$$a_p \dot{p}_p + p_p = \delta_p \dot{q} + c_p q + \frac{\Delta Q_m^+}{Q_{m0}} d_p, \quad (5.1)$$

где ΔQ_m^+ — приращение массового расхода газа, поступающего в опору.

Математическая модель нестационарного процесса изменения высоты смазочной щели при изменении давления p_p подводимого газа описывается системой уравнений движения и реологического (5.1), которая после преобразований приводится к виду

$$\ddot{q} + \epsilon \dot{q} + \beta |q|^n \operatorname{sign} \dot{q} + \frac{\Delta Q_m^+}{Q_{m0}} \frac{d_p}{a_p m_1} = 0. \quad (5.2)$$

Нелинейное уравнение (5.2) не имеет точного решения в квадратурах. В частном случае, при $n=1$, решение имеет вид

$$q(t) = C_1 e^{-\epsilon t} + e^{-\lambda t} (C_2 \sin \omega_1 t + C_3 \cos \omega_1 t) - \frac{\Delta Q_m^+}{Q_{m0}} \frac{d_p}{a_p m_1 (c + c_r)}$$

Постоянные интегрирования C_1, C_2, C_3 определяются при нулевых начальных условиях.

Исходными данными для расчета нестационарного процесса являются: конструктивные размеры опоры, параметры подводимого газа, результаты расчета опоры при статической нагрузке.

6. УСТОЙЧИВОСТЬ ГАЗОСТАТИЧЕСКИХ ОПОР

6.1. Выполнен анализ теоретических и экспериментальных исследований устойчивости газостатических опор.

Возможны два пути повышения характеристики сопротивления и устойчивости газостатических опор. Первый заключается в обеспечении максимальной величины демпфирования опоры за счет соответствующих конструктивных размеров и параметров газа. Второй — в повышении демпфирования за счет применения специальных демпферов.

Для обеспечения возможности реализации первого пути выполнено экспериментальное исследование влияния на устойчивость опоры следующих факторов: объема кармана, площади поперечного сечения сопла, давления подводимого газа, длины подводящих трубопроводов, массы ПЧГО, площади опорной поверхности, непараллельности рабочих поверхностей опоры, суммарного зазора. Исследованы подпятники: с осесимметричным соплом, с центральной несущей зоной, кольцевой с одним и двумя рядами сопел, замкнутый.

Для расширения возможности реализации второго пути разработана конструкция опоры с бесконтактным демпфером.

6.2. Экспериментальное исследование выполнено при широком диапазоне изменения вышеуказанных факторов. Анализ результатов исследования позволил сформулировать ряд выводов, часть из которых таковы:

1. Устойчивость зависит от величины давления P_0 подводимого газа, нагрузки P_0 на опору и трех безразмерных характеристик: объема кармана $\bar{V}$, площади поперечного сечения сопла $\bar{F}$, площади рабочей поверхности $\bar{E}$.

2. Для любого конструктивного варианта опоры (например, подпятник кольцевой, замкнутый и т.д.) каждая из вышеуказанных характеристик имеет критическое значение, соответствующее границе области устойчивости. Необходимые и достаточные условия устойчивости: $\bar{V} > \bar{V}_c, \bar{F} > \bar{F}_c, \bar{E} > \bar{E}_c$.

3. Если хотя бы одно из этих условий не выполняется, то опора будет неустойчивой. Для достижения устойчивости в этом случае необходимо обеспечить выполнение дополнительных условий: при $P_0 = \text{const}, P_1 < P_{cr}$ или $P_1 > P_{cr}$; при $P_1 = \text{const}, P_0 < P_{cr}$ или $P_0 > P_{cr}$.

4. Уменьшение безразмерной площади $\bar{E}$ рабочей поверхности ведет к появлению, в пределах области неустойчивости, зон, колебания в которых, при некоторых допущениях, можно считать полигармоническими, и зон, колебания в которых соответствуют одной высшей гармонике.

6.3. Известный метод расчета параметров нелинейной характеристики с сопротивления по экспериментальной виброграмме связан с графическими построениями, трудоемок и неточен. Так как экспериментальное исследование характеристики сопротивления газостатических опор потребовало обработки большого массива данных, то был разработан метод расчета параметров характеристики сопротивления на основе асимптотических решений Крылова-Боголюбова и метода наименьших квадратов.

Для машинной реализации разработанного метода расчета параметров характеристики сопротивления, описываемой степенной функцией или степенным рядом, разработаны программы на языке ФОРТРАН-IV. Исходными данными являются: частота свободных колебаний системы ряд последовательных значений полуразмахов затухающих свободных колебаний системы.

6.4. В теоретических исследованиях динамики газостатических опор характеристика сопротивления либо не учитывается, либо принимается линейной. Действительный же ее вид неизвестен. Поэтому было выполнено экспериментальное исследование различных типов газостатических подпятников с целью определения вида характеристики сопротивления и ее параметров. Исследованы подпятники с кольцевой и простой диафрагмой, незамкнутый с осесимметричным соплом, с центральной несущей зоной, кольцевой и замкнутый, образованный двумя кольцевыми. Анализ результатов исследования позволил сделать ряд выводов, часть из которых следующие: 1) характеристика сопротивления газостатиче-

ских опор с кольцевой и простой диафрагмами нелинейна и может быть описана функцией $D(v) = \pm \delta |v|^n$; 2) $n > 1$ и при кольцевой, и при простой диафрагме на входе, независимо от величины других факторов; 3) для подпятника с простой диафрагмой величина показателя степени n зависит от безразмерных $\bar{p}, \bar{F}, \bar{V}, \bar{E}$; 4) в замкнутом подпятнике при $C < 0,6$ величина показателя степени n зависит от величины суммарного зазора Σh ; 5) для всех исследованных типов опор при $0,6 < C < 0,9$ можно приближенно принимать $n = 1,6 \dots 1,8$.

6.5. На базе приближенной математической модели и алгебраического критерия Рауса-Гурвица для системы, описываемой уравнением третьей степени, получен приближенный критерий устойчивости газостатической опоры, учитывающий массу ПЧО, действующую силу, конструктивные размеры опоры, параметры газа в опоре, высоту смазочного зазора

$$\frac{p_{ko}}{V_{oz}} \left(\frac{V_{ko}}{h_{ko}} + \frac{V_{roz}}{h_o} \right)^2 > \frac{6p_{ko}(p_{ko}^3 - p_{ko}^2 p_{ko} + p_{ko}^2 p_{ko} + p_{ko}^3)}{h_o(6p_{ko}^3 - 5p_{ko}^2 p_{ko} - 2p_{ko}^2 p_{ko} + p_{ko}^3)} \left(\frac{V_{ko}}{h_{ko}} + \frac{V_{roz}}{h_o} \right) + \frac{m_1 g + P_k}{h_o} \quad (6.1)$$

Критерий устойчивости для конкретного типа опоры получим, подставив в (6.1) соответствующие выражения для объемов этого типа опоры (приведены в главе 4). Последовательность расчета газостатической опоры на устойчивость изложена в диссертации.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

Для достижения цели работы выполнены теоретические и экспериментальные исследования, основные результаты которых изложены ниже, а также создан ряд конструкций газостатических опор, обладающих улучшенными характеристиками и защищенных авторскими свидетельствами.

1) Анализ допущений, принимаемых в теории газовой смазки, и математических моделей позволил выявить две погрешности используемых моделей, заключающиеся в игнорировании упругих свойств сдавливаемой газовой пленки и действительного вида характеристики сопротивления.

2) Получено реологическое уравнение газостатической опоры при колебаниях, учитывающее и вязкостные, и упругие свойства сдавливаемой газовой пленки, которому соответствует реологическая модель стандартного линейного тела.

3) Анализ результатов экспериментального исследования показал, что характеристика сопротивления газостатической опоры является нелинейной и ее можно аппроксимировать степенной функцией скорости.

4) В пределах рабочего диапазона безразмерной нагрузки показатель степени в функции, описывающей характеристику сопротивления, можно принимать $1,6 \dots 1,8$.

5) Разработана новая математическая модель, состоящая из нелинейного дифференциального уравнения движения, в котором учтен действительный вид характеристики сопротивления, и реологического уравнения, описывающего вязко-упругие свойства сдвигаемого газа.

6) Определены пути улучшения характеристик газостатических опор: создание на рабочих поверхностях локальных несущих зон, применение САРС зазора с регулируемой нагрузкой, создание опор пневмомеханического типа. Испытание этих конструкций подтвердило их эффективность.

7) Разработаны методы расчета газостатических опор с локальными несущими зонами при статической нагрузке и опор пневмомеханического типа с упругим и электромагнитным поджимом.

8) На базе новой математической модели разработаны методы расчета динамических характеристик и параметров колебаний ПЧО при различных законах изменения внешнего возмущения.

9) На базе результатов экспериментального исследования нестационарных процессов сформулирован ряд выводов, которые могут использоваться как рекомендации при проектировании.

10) Разработан метод расчета нестационарного движения ПЧО при изменении давления подводимого газа.

11) Установлено, что основными факторами, определяющими устойчивость опоры являются: давление подводимого газа, величина действующей нагрузки и три безразмерных величины - объем кармана, площадь поперечного сечения сопла и площадь рабочей поверхности.

12) Сформулированы необходимые и достаточные, а также дополнительные условия устойчивости газостатической опоры.

13) Получен приближенный критерий устойчивости, учитывающий массу ПЧО, действующую силу, конструктивные размеры опоры, параметры газа в опоре, высоту смазочной щели.

14) Разработан метод расчета параметров характеристики сопротивления по экспериментальной виброграмме на базе асимптотических решений Крылова-Боголюбова и метода наименьших квадратов.

15) Для машинной реализации расчетов разработаны программы на языке ФОРТРАН-IV.

Основное содержание диссертации опубликовано в следующих работах:

1) Макаров В.А. Расчет аэроэластических направляющих // Станки и инструмент. - 1964. - №5. - С.18-22.

2) Макаров В.А. Расчет аэроэластических направляющих с центральной несущей зоной // Вестник машиностроения. - 1966. - №9. - С.23-25.

- 3) Макаров В.А. Расчет замкнутых аэростатических подпятников //Вестник машиностроения.-1967.-№9.-С.22-25.
- 4) Макаров В.А. Экспериментальное исследование динамических характеристик аэростатических направляющих//Станки и инструмент.-1964.-№9.-С.10-13.
- 5) Макаров В.А. Расчет замкнутых аэростатических направляющих //Изв.вузов.Машиностроение.-1969.-№3.-С.142-148.
- 6) Макаров В.А. Конструкция и исследование замкнутых направляющих пневмомеханического типа//Изв.вузов.Машиностроение.-1971.-№3.-С.170-178.
- 7) Макаров В.А. Надежность и расчет аэростатических направляющих при динамической нагрузке//Изв.вузов.Машиностроение.-1971.-№4.-С.47-53.
- 8) Макаров В.А. Неустойчивость газового подпятника с внешним наддувом//Проблемы развития газовой смазки.-М.:Наука,1972.-Ч.1.-С.201-211.
- 9) Макаров В.А.,Пуш В.Э.,Макаров А.А. Переходный процесс всплывания-посадки в газовом подпятнике с внешним наддувом//Машиноведение.-1978.-№4.-С.108-116.
- 10) Макаров В.А. Исследование нестационарных процессов всплывания-посадки в газостатическом подпятнике с центральной несущей зоной//Изв.вузов.Машиностроение.-1980.-№12.-С.25-29.
- 11) Араличев Л.Н.,Макаров В.А. Расчет тягового усилия электромагнитной винтовой пары//Вестник машиностроения.-1973.-№3.-С.28-30.
- 12) Макаров В.А.,Макаров А.А. Влияние объема кармана на переходный процесс всплывания-посадки в газовом подпятнике с внешним наддувом//Изв.вузов.Машиностроение.-1980.-№10.-С.31-33.
- 13) Макаров В.А.,Пуш В.Э. Переходные процессы всплывания-посадки в кольцевом газостатическом подпятнике//Вестник машиностроения.-1981.-№2.-С.15-17.
- 14) Макаров В.А.,Макаров А.А. Исследование переходных процессов всплывания и посадки в газовом подпятнике с внешним наддувом //Машиноведение.-1981.-№2.-С.114-120.
- 15) Макаров В.А. Экспериментальное исследование нестационарных процессов всплывания и посадки плиты в газостатическом подпятнике //Иссл.и применение опор скольж.с газовой смазкой: Тезисы докл. Всесоюз.координ.сов.-Винница,1983.-С.88-89.
- 16) Макаров В.А. О регулируемом параметре в системе авторегулирования и стабилизации зазора в газостатической опоре//Иссл. и прим. опор скольж.с газовой смазкой:Тезисы докл.Всесоюз.коорд.сов.-

Винница, 1983.-С.34-35.

- 17) Араличев Л.Н., Макаров В.А. Экспериментальное исследование электромагнитной винтовой пары//Машиноведение.-1972.-№3.-С.54-57.
- 18) Макаров В.А. Стабилизация зазора в газостатических опорах шпиндельных узлов//Станки и инструмент.-1985.-№1.-С.11-12.
- 19) Макаров В.А. Экспериментальное исследование нестационарных процессов всплывания и посадки в замкнутом газостатическом подпятнике//Машиноведение.-1985.-№3.-С.99-103.
- 20) Макаров В.А., Верциох В. Методы расчета и пути улучшения характеристик аэро-статических направляющих//Станки и инструмент.-1987.-№5.-С.15-17.
- 21) Макаров В.А. Расчет параметров диссипативной функции по огибающей экспериментальной виброграммы//Машиноведение.-1988.-№5.-С.98-99.
- 22) А.с. №195264 СССР .Устройство для регулирования зазора в аэро-статических направляющих/В.А.Макаров, В.Э.Пуш./Б.И.-1967.-№9.
- 23) А.с. №750162 СССР .Аэро-статический подпятник/В.А.Макаров/Б.И.-1980.-№27.
- 24) А.с. №681252 СССР .Аэро-статический подпятник/В.А.Макаров, А.А.Макаров, А.А.Шабуня./Б.И.-1979.-№31.
- 25) А.с. №589480 СССР .Электромагнитный демпфер/В.А.Макаров./Б.И.-1978.-№3.
- 26) А.с. №681251 СССР .Аэро-статический подпятник/В.А.Макаров, А.А.Макаров, А.А.Шабуня./Б.И.-1979.-№31.
- 27) А.с. №595113 СССР .Аэро-статические направляющие/В.А.Макаров, А.А.Макаров, А.А.Шабуня./Б.И.-1978.-№8.